

Министерство образования и науки Украины
Донбасская государственная машиностроительная академия (ДГМА)

А. В. Сатонин,
М. Г. Коренко,
М. В. Федоринов

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ
И ОБОРУДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ
ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ
ПРОФИЛЕЙ, ИХ АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ
РАСЧЕТ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ**

Монография

Утверждено
на заседании
ученого совета
Протокол № 5 от 25.12.2014

Краматорск
ДГМА
2016

УДК 621.771
ББК 34.621
С 21

Рецензенты:

Учитель А. Д., д-р техн. наук, профессор, директор металлургического института ГВУЗ «Криворожский национальный университет» (г. Кривой Рог);

Рей Р. И., д-р техн. наук, профессор, Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля (г. Луганск).

На основе чисельных кінцево-різницевих, кінцево-елементних і регресійних підходів уточнені та розширені математичні моделі напружено-деформованого стану металу і точності результувальних геометричних характеристик горячекатаних сортових штабових профілів. Сформульовані та вирішені задачі з автоматизованого проектування технологічних режимів роботи й основних конструктивних параметрів обладнання дрібно- та середньосортних станів гарячої прокатки.

Сатонин, А. В.

С 21 Совершенствование технологии и оборудования процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, их автоматизированный расчет и проектирование : монография / А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, М. В. Федоринов. – Краматорск : ДГМА, 2016. – 167 с.

ISBN 978-966-379-750-2

На основе численных конечно-разностных, конечно-элементных и регрессионных подходов уточнены и расширены математические модели напряженно-деформированного состояния металла и точности результирующих геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей. Сформулированы и решены задачи по автоматизированному проектированию технологических режимов работы и основных конструктивных параметров оборудования мелко- и среднесортных станов горячей прокатки.

УДК 621.771
ББК 34.621

© А. В. Сатонин, М. Г. Коренко,
М. В. Федоринов, 2016

© ДГМА, 2016

ISBN ISBN 978-966-379-750-2

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	5
РАЗДЕЛ 1. СПОСОБЫ ПРОИЗВОДСТВА, СОСТАВ И ОСОБЕННОСТИ ОБОРУДОВАНИЯ, ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ	8
1.1 Технологические схемы, сортамент, состав и конструктивные особенности оборудования для производства горячекатаных сортовых полосовых профилей	8
1.2 Методы расчета напряженно-деформированного состояния металла и основных показателей качества при горячей прокатке сортных полосовых профилей	25
1.3 Перспективы развития технологий и оборудования горячей прокатки сортных полосовых профилей	34
РАЗДЕЛ 2. ВЫБОР НАПРАВЛЕНИЙ И МЕТОДОВ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕХНОЛОГИЙ И ОБОРУДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ УГЛОВЫХ ПРОФИЛЕЙ	36
2.1 Численное математическое моделирование напряженно- деформированного состояния металла по боковым кромкам относительно тонких сортных полосовых профилей при горячей прокатке	36
2.2 Выбор методов теоретических исследований процесса горячей прокатки равнополочных и неравнополочных угловых профилей	55
2.3 Конечно-элементное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортных полосовых профилей	59
2.4 Регрессионное математическое моделирование энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортных полосовых профилей	68
2.5 Численное математическое моделирование точности при горячей прокатке сортных полосовых профилей в чистовых рабочих клетях	75
РАЗДЕЛ 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА, ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ И ТОЧНОСТИ ПРИ ПРОКАТКЕ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ	82
3.1 Обоснование методов теоретических исследований процессов горячей прокатки сортных полосовых профилей	82
3.2 Методы и результаты экспериментальных исследований распределений нормальных контактных напряжений по длине очага деформации	86

3.3 Методы и результаты экспериментальных исследований интегральных характеристик энергосиловых параметров при горячей прокатке сортовых полосовых профилей.....	92
3.4 Методы и результаты экспериментальных исследований технологий и оборудования для горячей прокатки сортовых полосовых профилей	105
РАЗДЕЛ 4. ПРАКТИЧЕСКИЕ РЕКОМЕНДАЦИИ ПО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ ТЕХНОЛОГИЙ И ОБОРУДОВАНИЯ И РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНЫХ СРЕДСТВ ПО АВТОМАТИЗИРОВАННОМУ ПРОЕКТИРОВАНИЮ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ	108
4.1 Влияние исходных технологических параметров на энергосиловые параметры условий процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей	108
4.2 Автоматизированное проектирование и совершенствование технологии процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей.....	112
4.3 Совершенствование технологических режимов горячей прокатки сортовых полосовых профилей на мелкосортном стане 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог»	120
4.4 Рекомендации по совершенствованию оборудования мелкосортных станов	123
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	137
Приложение А. Примерный расчет калибровки полосы 40×4 из заготовки «Квадрат» 80×80 мм в условиях МС 250-2 ПАО «АМКР» Расчет черновой группы клетей ведем против хода прокатки	149

ВВЕДЕНИЕ

Для металлургов-прокатчиков были, есть и будут актуальными следующие задачи: расширение сортамента продукции и повышение её качества при обязательном выполнении условий ресурсосбережения.

Расширение сортамента, повышение качества и снижение себестоимости горячекатаных сортовых полосовых профилей различного типоразмера являются одними из перспективных направлений по дальнейшему развитию металлургического комплекса Украины. Решение этих задач представляется возможным на основе совершенствования действующих и создания новых высокоэффективных технологий и оборудования сортовых прокатных станков, осуществляемых при одновременном повышении степени научной обоснованности принимаемых технических решений.

Промышленное производство горячекатаных сортовых полосовых профилей, достаточно широко используемых в металлургии, машиностроении, строительной индустрии и ряде других отраслей, является возможным на основе процессов продольной резки горячекатаных широких полос или путем непосредственной горячей прокатки на сортовых прокатных станах. При этом с точки зрения точности геометрических характеристик и качества кромок, а также производства малых партий, в том числе толщиной более 16 мм и малой ширины (вплоть до 20 мм), вторая технологическая схема является более предпочтительной.

В настоящее время процессы горячей прокатки сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях сортовых прокатных станков, формирующих основные показатели качества готовой металлопродукции, изучены достаточно полно с точки зрения инженерных, а в ряде случаев и численных, методов расчета. Вместе с тем многообразие используемых в этом случае возможных технологических схем, включающих в себя процессы плющения, процессы горячей прокатки в разгонных калибрах и некоторые другие, наряду с повышением уровня требований к основным показателям потребительских свойств готового металлопроката делает актуальным проведение широкого круга дальнейших теоретических и экспериментальных исследований, направленных на совершенствование действующих и создание новых высокоэффективных технологий и оборудования сортовых прокатных станков, развитие методов расчета, повышающих степень научной обоснованности автоматизации проектно-конструкторских и проектно-технологических работ.

В монографии представлены теоретические исследования напряженно-деформированного состояния металла, которые проведены с использованием теории упругости и пластичности, включающих в себя методы численного рекуррентного решения конечно-разностной формы условия баланса энергетических затрат и условия статического равновесия выделенных элементарных объемов, полученных путем разбиения по длине

зоны пластического формоизменения и зоны упругого восстановления металла. Теоретическое исследование ряда технологических схем процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей проведено на основе метода конечных элементов с использованием программных продуктов ABAQUS и QForm 3D. Регрессионные аналитические зависимости по определению интегральных характеристик энергосиловых параметров получены с использованием элементов теории планируемого эксперимента. Решение задач по автоматизированному проектированию технологий и оборудования процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей выполнено с использованием элементов теории исследования операций.

Экспериментальные исследования процесса прокатки проведены на основе физического моделирования в лабораторных условиях, в том числе и на специально созданном оборудовании, а также в промышленных условиях с использованием методов тензометрии, измерения геометрических параметров и температур. Обработка результатов экспериментальных исследований и оценка степени достоверности полученных теоретических решений выполнены на основе методов теории вероятности и математической статистики.

В монографии также представлены следующие результаты:

- получили дальнейшее развитие численные математические модели напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях сортовых станов, отличительными особенностями которых являются учет междеформационного разупрочнения, реального характера распределений геометрических параметров, механических свойств и условий внешнего контактного трения по длине очага деформации, а также возможность учета влияния боковых кромок и прогнозирования степени использования запаса пластичности прокатываемого металла;

- впервые применительно к горячей прокатке сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях разработана развернутая по длине численная математическая модель точности прокатки, учитывающая реальный характер изменения исходной толщины, температуры, механических свойств прокатываемого металла и радиальное биение рабочих валков;

- впервые на основе конечно-элементных и регрессионных подходов разработаны математические модели локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла, имеющих место при реализации таких технологических схем процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, как процессы плющения и прокатки в разгонных калибрах;

- получили дальнейшее развитие представления о механизмах влияния основных технологических параметров, а также радиусов рабочих валков и модуля жесткости чистовых рабочих клетей при реализации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей;

- комплекс методов и программных средств автоматизированного расчета и проектирования технологических режимов обжаты, температур и кинематических параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей различного размера в чистовых рабочих клетях сортовых прокатных станов;

- научно обоснованные практические рекомендации по совершенствованию технологических режимов работы сортопрокатных станов, обеспечивающие расширение сортамента, повышение качества и снижение себестоимости горячекатаных сортовых полосовых профилей;

- технические решения по совершенствованию конструкций механического оборудования, направленные на повышение технико-экономических показателей процесса промышленного производства сортовых полосовых профилей.

РАЗДЕЛ 1

СПОСОБЫ ПРОИЗВОДСТВА, СОСТАВ И ОСОБЕННОСТИ ОБОРУДОВАНИЯ, ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Промышленное производство горячекатаного плоского металлопроката, включающего в себя сортовые полосовые профили, является одним из наиболее динамично развивающихся направлений в черной металлургии. Сортамент, показатели качества и объемы производства плоского металлопроката в значительной мере характеризуют степень индустриализации и развития научно-технического прогресса [1–6].

Наличие соответствующих мощностей и эффективность их использования, в свою очередь, определяются уровнями развития научных, проектно-конструкторских и проектно-технологических основ, существенный вклад в развитие которых внесли целый ряд ученых и специалистов.

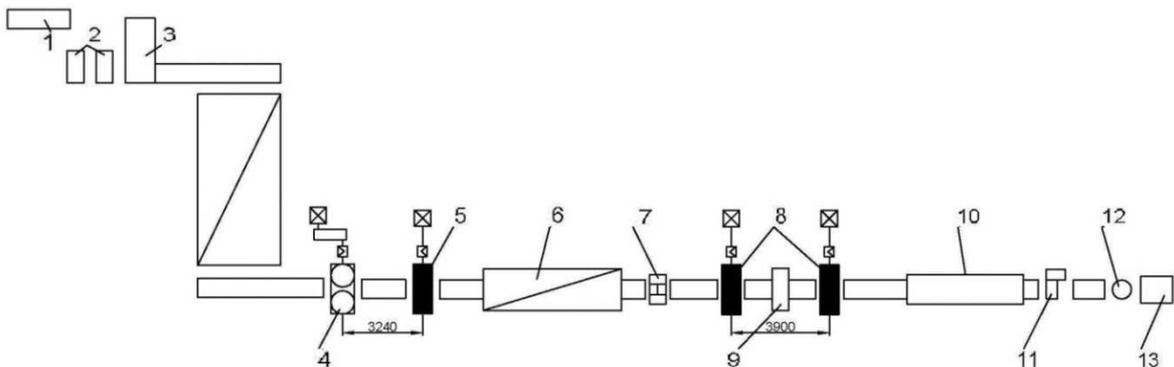
Во многом благодаря высокой степени развития научных подходов были созданы и освоены мощные производственные комплексы широкополосных станов горячей прокатки 1700, 2000, 2500, а также (до определенного времени) сортовых полосовых станов 300, стана 400 Ленинградского сталепрокатного завода и ряда других прокатных станов, практически полностью обеспечивающих горячекатаными ленточными и сортовыми полосовыми профилями потребности машиностроения, строительной индустрии, трубной, горнодобывающей, химической и других отраслей.

1.1 Технологические схемы, сортамент, состав и конструктивные особенности оборудования для производства горячекатаных сортовых полосовых профилей

Наиболее универсальным на территории СНГ является полунепрерывный полосовой стан 400 Ленинградского сталепрокатного завода, изготовленный Старокраматорским машиностроительным заводом и предназначенный для горячей прокатки лент из прецизионных сплавов и быстрорежущих сталей [7]. На стане предусмотрены порулонный и листовой способы прокатки как горячекатаной, так и термически обработанной ленты с результирующими значениями предела прочности $\sigma_b < 920$ МПа и относительным удлинением $\delta < 68$ %. Сортамент стана составляют лента горячекатаная толщиной 1,5...8 мм и шириной 100...300 мм из прецизионных сплавов и стали по ГОСТ 10994, а также из быстрорежущей стали по ГОСТ 19265.

Схема расположения основного технологического оборудования полунепрерывного полосового стана 400 Ленинградского сталепрокатного завода представлена на рис. 1.1. Стан состоит из четырех рабочих клетей,

расположенных последовательно и разделенных на две группы, а именно, черновую, состоящую из вертикальной двухвалковой и горизонтальной четырехвалковой реверсивной рабочей клетки, и чистовой группы, состоящей из двух реверсивных четырехвалковых рабочих клеток. Диаметр рабочих валков вертикальной клетки черновой группы соответствует 330...350 мм, длина их бочки – 150 мм, а сами валки выполнены из стали 60ХН. Привод вертикальной рабочей клетки осуществляется от электродвигателя мощностью 140 кВт (640 / 1280 об / мин) через редуктор с передаточным отношением 3,95 и шестеренную клетку, обеспечивающих скорость прокатки в диапазоне 0,4...2 м/с. Допустимые значения силы прокатки в вертикальной рабочей клетке составляют 400 кН, а момента прокатки – 16 кН×м.



- 1 – шлифовально-обдирочный станок «Генрих Рау»; 2 – продольно-фрезерные станки; 3 – цепной конвейер; 4 – вертикальная клетка 350; 5 и 8 – четырехвалковые клетки 400; 6 – проходная подогревательная печь с роликовым подом; 7 – летучие барабанные ножницы; 9 – петлерегулятор; 10 – машина скоростного охлаждения полосы; 11 – гильотинные ножницы холодной резки; 12 – роликовая моталка; 13 – накопитель рулонов

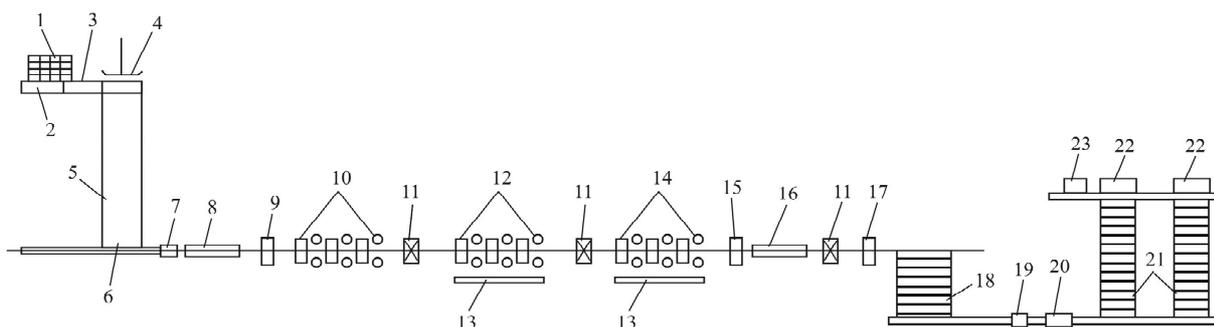
Рисунок 1.1 – Схема расположения технологического оборудования полунепрерывного полосового стана 400 [7]

Рабочие валки черновой четырехвалковой клетки выполнены диаметром 375...400 мм, а опорные – 750...800 мм при длине бочки 400 мм. Привод рабочих валков осуществляется от электродвигателя мощностью 730 кВт (110 / 330 об / мин) через шестеренную клетку, с учетом чего скорость прокатки соответствует 0,4...4 м/с. Максимально допустимое значение силы прокатки в клетке соответствует 5000 кН, а величина момента – 120 кН×м. При величине силы прокатки 3500 кН суммарная упругая деформация всех элементов рабочей клетки составляет 1,36 мм, что соответствует модулю жесткости рабочей клетки порядка 2570 кН/мм.

Четырехвалковые рабочие клетки чистовой группы аналогичны горизонтальной рабочей клетке черновой группы и отличаются тем, что снабжены электрогидромеханическими нажимными устройствами. Кроме того,

стан оснащен рольгангами, летучими барабанными ножницами, петлерегуляторами, ножницами холодной резки, роликовой моталкой, а также другими вспомогательными машинами и механизмами (см. рис. 1.1) [7].

Непрерывный среднесортный стан 390 (350) ПАО «Макеевский металлургический завод» (включенный в состав ПАО «Енакиевский металлургический завод»). Изготовлен фирмой «Скэт» и состоит из 18 рабочих клеток дуо с индивидуальным приводом, в том числе 8 горизонтальных, 4 вертикальные и 6 комбинированных клеток (обеспечивают установку в линию стана рабочей клетки с горизонтальными либо вертикальными валками). Максимальная скорость прокатки 18 м/с, рабочая 2,3...17 м/с. Схема представлена на рис. 1.2.



- 1 – загрузочная решетка; 2 – рольганг; 3 – весы; 4 – толкатель;
 5 – нагревательная печь; 6 – устройство съема заготовок; 7 – гидросбив;
 8 – тоннель-термостат; 9 – трайб-аппарат; 10 – черновая группа
 клеток; 11 – кривошипно-рычажные ножницы; 12 – промежуточная
 группа клеток; 13 – устройство для смены клеток; 14 – чистовая группа
 клеток; 15 – измеритель размеров; 16 – участок термообработки;
 17 – крошитель немерных концов; 18 – реечный стеллаж; 19 – правильная
 машина; 20 – ножницы холодной резки; 21 – цепной транспортер;
 22 – вязальные машины; 23 – весы

Рисунок 1.2 – Схема расположения технологического оборудования непрерывного среднесортного стана 390 ПАО «Макеевский металлургический завод»

Стан оснащен автоматизированными системами регулирования и управления режимами прокатки и работой технологических агрегатов, механизмов и устройств, системой измерения геометрии готового проката в потоке HiSECTION, счетчиком прутков VCB (Bar Counter, type B, SUND BIRSTA), а также промышленными телекамерами обзора невидимых оператору зон и участков, технологической линии, мониторы которых установлены на соответствующих постах управления. Прокатка на стане осуществляется с минимальным натяжением в черновой и промежуточной группах клеток и с петлерегулированием в чистовой группе.

Сортамент стана: круглые профили $\varnothing 10...50$ мм; арматура № 10...40; шестигранные профили с длиной стороны 20...48 мм; квадратные профили

со стороной 18...45 мм; полосовые профили сечением 75...90×8...12 мм; 19...70×6,5...19 мм; угловые равнополочные профили сечением 32...63×3...6 мм; угловые неравнополочные сечением 40...75×20...40×4...8 мм; швеллер № 5; 6,5; 8; полосовые профили сечением 30...80×15...46 мм; полосы для производства рельсовых накладок для узкоколейной железной дороги Р18 и Р24.

Прокатка сортовых профилей на стане осуществляется в трех группах клетей: черновой, состоящей из одной горизонтальной и одной вертикальной клетей 600, двух горизонтальных и двух вертикальных клетей 440, с чередованием горизонтальных и вертикальных клетей в группе; промежуточной, состоящей из трех горизонтальных и двух комбинированных клетей 390 и одной вертикальной клетки 390; горизонтальные клетки чередуются с комбинированными и вертикальной клетями; чистовой, состоящей из двух горизонтальных и четырех комбинированных клетей 390; горизонтальные клетки чередуются с комбинированными.

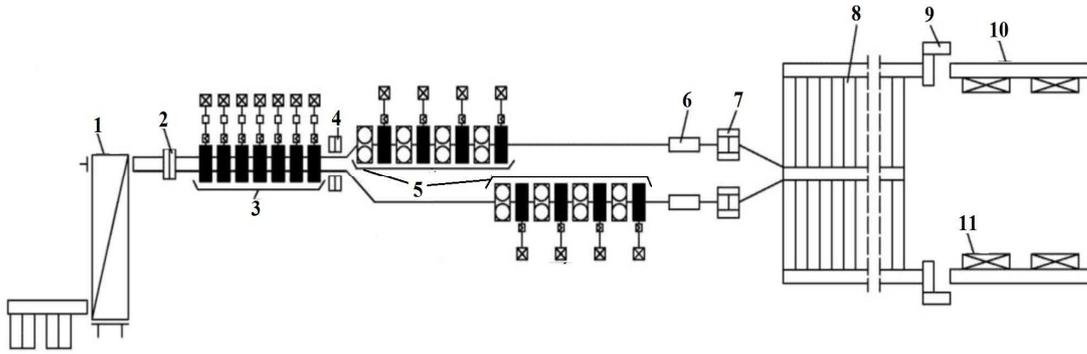
Число проходов и, следовательно, количество используемых клетей зависит от прокатываемого на стане профилера размера сортовой стали.

В настоящее время основными производителями горячекатаных сортовых полосовых профилей в Украине являются непрерывные мелкосортные прокатные станы 250-1 и 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

Сортовой металлопрокат в этом случае получают из углеродистых обыкновенного качества сталей по ГОСТ 380, качественных и высококачественных сталей для прокатки полос по ГОСТ 1050, ГОСТ 4543, ГОСТ 14959, а также из низколегированных марок сталей. Состав оборудования непрерывного мелкосортного прокатного стана 250-2 представлен на рис. 1.3 и включает в себя 15 горизонтальных и 8 вертикальных рабочих клетей, образующих 3 непрерывных группы, а именно: черновую из 7 горизонтальных рабочих клетей и 2 чистовые группы по 8 в каждой с чередованием вертикальных и горизонтальных рабочих клетей. Привод каждой из рабочих клетей осуществляется от индивидуального электродвигателя через редуктор и шестеренную клеть [7].

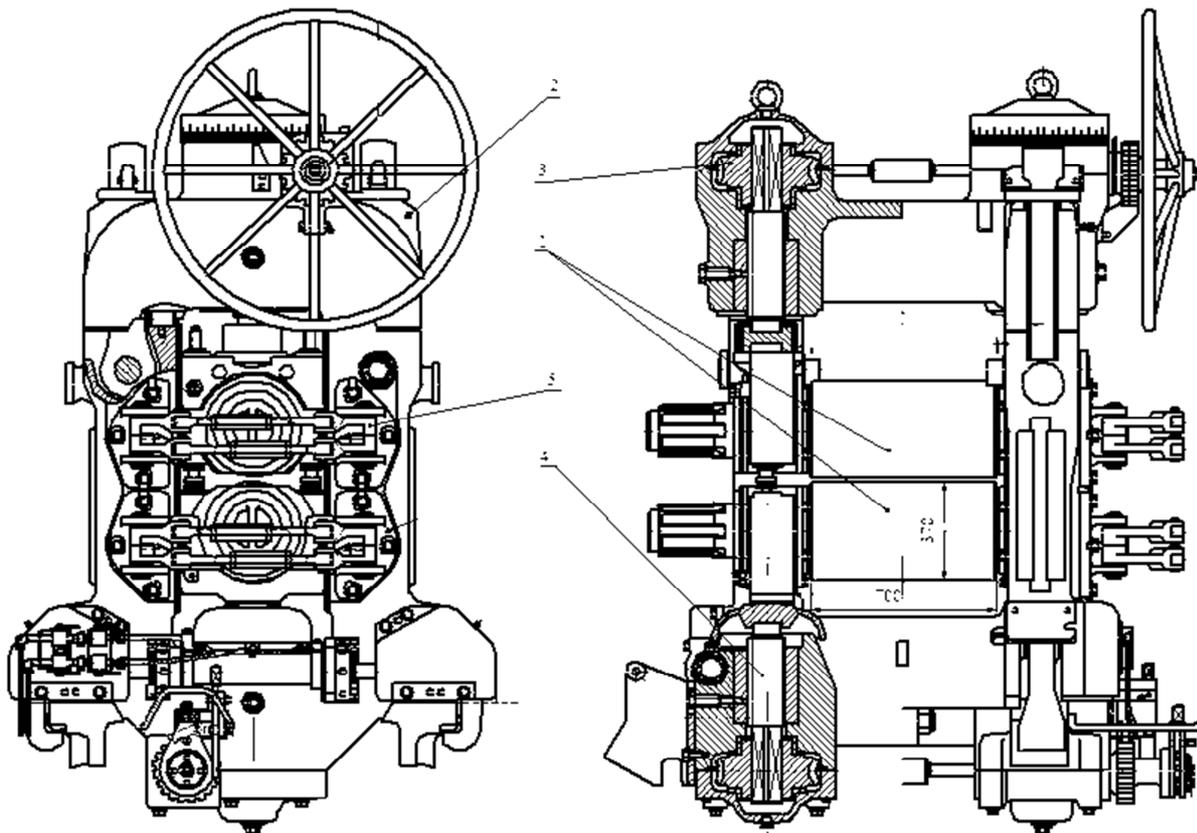
Конструкции двухвалковых рабочих клетей черновой группы стана (рис. 1.4) включают в себя узел рабочих валков 1 с подушками, размещенный в окнах станин 2 открытого типа, нажимной механизм 3 в виде передачи «винт – гайка» с ручным приводом, механизм установки 4 нижнего валка на уровень прокатки, а также механизм осевой настройки 5 рабочих валков. Диаметры рабочих валков в черновой группе, выполненных из чугуна СШХН-50, равны 335...390 мм, а их длина соответствует 700 мм.

Аналогичные конструктивные исполнения, включающие в себя станины открытого типа, нажимной механизм с ручным приводом, механизм установки нижнего валка на уровень прокатки, а также механизмы осевого регулирования положения нижнего и верхнего рабочих валков имеют и горизонтальные рабочие клетки чистовой группы непрерывного мелкосортного стана 250-2 (рис. 1.5).



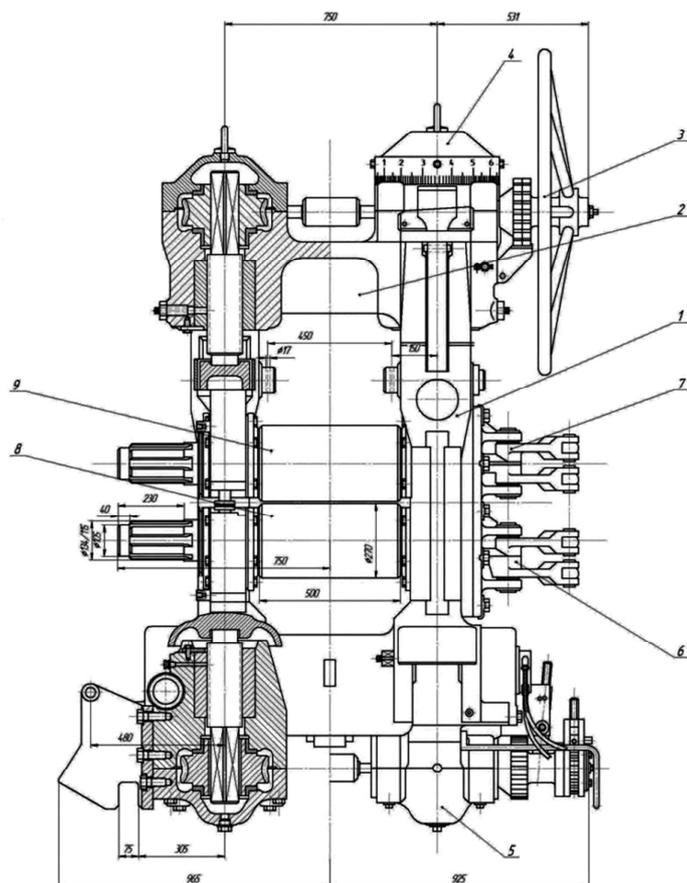
1 – нагревательная печь; 2 – аварийные ножницы; 3 – горизонтальные рабочие клетки черновой группы; 4 – аварийные ножницы; 5 – вертикальные и горизонтальные рабочие клетки чистовых групп; 6 – водоохлаждающее устройство для термоупрочнения проката; 7 – летучие ножницы; 8 – речной холодильник; 9 – ножницы холодной резки; 10 – собирающий рольганг; 11 – весы с карманами

Рисунок 1.3 – Схема состава оборудования мелкосортного прокатного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» [7]



1 – узел рабочих валков с подушками; 2 – узел станин; 3 – механический нажимной механизм с ручным приводом; 4 – механизм установки нижнего рабочего валка; 5 – механизм осевого регулирования рабочих валков

Рисунок 1.4 – Конструкция черновой рабочей клетки мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»



1 – узел станин; 2 – верхняя траверса; 3 – нажимной механизм; 4 – показатель перемещения нажимных винтов; 5 – механизм установки нижнего рабочего валка на уровень прокатки; 6,7 – механизмы осевого регулирования положений нижнего 8 и верхнего 9 рабочих валков
 Рисунок 1.5– Конструкция чистой рабочей клетки мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

При этом диаметры рабочих валков горизонтальных клетей 9 и 11 соответствуют 295...340 мм, длина их бочки – 600 мм, а диаметры рабочих валков горизонтальных клетей 13 и 15 – 255...290 мм при длине бочки 500 мм (см. рис. 1.5). Рабочие валки вертикальных клетей чистой группы равны 300...340 мм при длине бочки 400 мм. Материал рабочих валков чистой группы – чугуны СПХН-59, СПХН-65, все рабочие валки данного непрерывного мелкосортного прокатного стана установлены на подшипниках жидкостного трения [7].

После прокатки заготовки подвергают принудительному охлаждению на линиях, расположенных за чистовыми рабочими клетями, оснащенными устройствами для дифференцированного охлаждения угловых профилей и равномерного охлаждения по всему периметру получаемых заготовок. При этом полосовые профили охлаждают только в устройстве для равномерного охлаждения профиля по всему периметру [7].

Промышленное производство горячекатаного сортового полосового и ленточного металлопроката, представляющего собой длинномерные

плоские заготовки толщиной 1,0...15 мм и шириной до 500 мм, достаточно широко используемого для изготовления труб и гнутых профилей, а также целого ряда других типоразмеров готовой металлопродукции [1; 8–10].

Вплоть до 80-х годов прошлого столетия основную массу такого металлопроката производили на специализированных станах и лишь часть ее получали путем порезки широких полос на агрегатах продольной резки.

В качестве примера рассмотрим технологию производства полосовых профилей на полунепрерывном стане 400 (см. рис. 1.1), заключающуюся в следующем [7]:

- исходные заготовки прямоугольного и квадратного сечения $80 \times 80 \dots 125 \times 125$ мм и длиной 900...250 мм подают в зачистное отделение, где их контролируют и при необходимости зачищают на шлифовально-обдирочном стане фирмы «Генрих Рау» или на продольно-фрезерных станках;

- по мере зачистки и транспортировки заготовки нагреваются до температур 1050...1240°C в двухзонной нагревательной печи с шагающим подом производительностью 4,5...5 т/ч и подаются на приемный рольганг;

- в черновой группе рабочей клетки производят несколько реверсивных проходов, при этом в вертикальной рабочей клетки механически удаляют окалину и регулируют ширину заготовки в зависимости от последующего обжата в горизонтальной рабочей клетки, до и после которой используются система гидрозбива окалины;

- из черновой группы рабочих клеток раскат толщиной 6...9 мм поступает в проходную подогревательную печь с роликовым подом, при этом подогрев осуществляется до температур 980...1150 °C в зависимости от марки стали, после чего подогретый раскат транспортируют к летучим барабанным ножницам для обрезки переднего и заднего концов;

- между чистовыми рабочими клетями установлен петлерегулятор, обеспечивающий создание и поддержание требуемой величины натяжения, а сама чистовая группа рабочих клеток оснащена системой автоматического регулирования скоростного режима главных приводов и раствора между рабочими валами в зависимости от исходной толщины;

- прокатанные ленточные заготовки сматывают на роликовой моталке с внутренним диаметром 500 мм на скорости 0,2...4 м/с;

- после обвязки рулоны поступают в накопитель, при этом ленту из некоторых сплавов перед намоткой подвергают высокоскоростному охлаждению до температур 100...200°C.

Технология производства на непрерывном сортовом одниточном стане 390 Макеевского филиала ПАО «Енакиевский металлургический завод».

Нагрев исходных заготовок сечением 150×150 мм и 125×125 мм длиной до 11,9 м осуществляется в нагревательной печи с водоохлаждаемыми балками с боковой подачей и боковой выгрузкой заготовок с помощью внутripечных роликов. Подготовленные для прокатки на стане заготовки поплавно, в соответствии с заказами, подаются пратцен-кранами

со склада заготовок и укладываются в один слой на одну из двух загрузочных решеток, откуда кулачками реечного шлеппера транспортируются к переключивающему устройству. Переключивающим устройством заготовки поштучно передаются на подводный рольганг, которым транспортируются к нагревательной печи. На третьей секции подводного рольганга заготовки взвешиваются на рольганговых весах.

Заготовка поступает в тоннель-термостат (обеспечивает минимальное падение и выравнивание по сечению температуры заготовки перед первой клетью), откуда трайбаппаратом подается в первую клетку.

Перед первой клетью установлены разрывные ножницы маятникового типа, которые при производственной необходимости или в аварийных ситуациях выполняют делительный рез и предотвращают дальнейшую подачу заготовки в черновую группу.

Прокатка сортовых профилей на стане осуществляется в трех группах клетей:

- черновой, состоящей из одной горизонтальной и одной вертикальной клетей 600, двух горизонтальных и двух вертикальных клетей 440, с чередованием горизонтальных и вертикальных клетей в группе;
- промежуточной, состоящей из трех горизонтальных и двух комбинированных клетей 390 и одной вертикальной клетки 390; горизонтальные клетки чередуются с комбинированными и вертикальной клетями;
- чистой, состоящей из двух горизонтальных и четырех комбинированных клетей 390; горизонтальные клетки чередуются с комбинированными.

Число проходов и, следовательно, количество используемых клетей зависит от прокатываемого на стане профилированного сортового стали.

В черновой и промежуточной группах прокатка ведется без кантовки раската с минимальным натяжением его между клетями. На кривошипно-рычажных ножницах после черновой и промежуточной групп производится обрезка передних и, при необходимости, задних концов раската, а также аварийная порезка на мерные части.

Из промежуточной группы в чистовую раскат транспортируется с минимальным натяжением или без натяжения с петлерегулированием, в зависимости от прокатываемого профиля сортового стали.

В чистой группе прокатка осуществляется без натяжения раската с петлерегулированием. Величина петли поддерживается автоматически петлерегуляторами с использованием импульсов от фотоэлектрических датчиков положения петли. Рабочие клетки, по программе не используемые в процессе прокатки, из потока стана удаляются, а на их место устанавливаются специальные желоба.

При производстве профилей, не подвергающихся ускоренному охлаждению, вместо секций охлаждающих труб в линию стана вводятся соответствующие секции рольганга.

Термоупрочненный или горячекатаный прокат подается трайбаппаратом к двухсистемным стоп-стартовым ножницам, на которых производится раскрой его на штанги заданной длины, транспортируемые

на холодильник подводимым рольгангом. Полосы проката охлаждаются при перемещении в поперечном направлении по реечному стеллажу. При этом производится выравнивание укладки полос проката по передним концам с помощью двух рольгангов, установленных в неподвижной системе реек стеллажа. Прокат после реечного стеллажа поступает на передаточное устройство, на собирательных цепях которого формируются слои проката с определенным для каждого профилеразмера количеством штанг и шагом раскладки, которые с помощью подъемных тележек передаются на отводящий рольганг холодильника.

На отводящем рольганге слой фасонного проката торцуется по передним концам с помощью опускающегося упора и подается к многоручевой правильной машине. В процессе правки головная часть слоя проката после правильной машины поступает по рольгангу к летучим ножницам холодной резки, на которых производится обрезка передних концов и раскрой прутков проката на готовые длины с использованием профильных ножей, при этом правильная машина и летучие ножницы холодной резки работают в синхронном скоростном режиме.

При производстве простых профилей, не требующих правки, правильная машина выводится из потока и на ее место вводится секция рольганга. В этом случае слой проката (с шаговой раскладкой или уплотненный) с отводящего рольганга подается непосредственно к летучим ножницам холодной резки. Обрезка концов слоя проката и раскрой на ножницах холодной резки при непрерывном движении проката производится в автоматическом режиме, аналогично раскрою фасонного проката, при этом в зависимости от профилеразмера проката используют либо плоские, либо профильные ножи.

Слои прутков готовой длины после порезки на летучих ножницах холодной резки транспортируются в потоке на участок отделки по одному из трех технологических маршрутов:

- 1-й маршрут. Пакетирование или штабелирование готового проката на первом участке поперечной транспортировки со сбором пакетов круглого поперечного сечения или штабелей прямоугольного поперечного сечения на сборных решетках 1 и 2;

- 2-й маршрут. Пакетирование или штабелирование готового проката на втором участке поперечной транспортировки со сбором пакетов или штабелей на сборных решетках 2 и 3;

- 3-й маршрут. Пакетирование или штабелирование готового проката на первом и втором участках поперечной транспортировки со сбором пакетов или штабелей на всех трех сборных решетках.

Слои прутков с участка поперечной транспортировки передаются скоростным передаточным устройством на цепной транспортер; затем, после укладки следующего слоя, удвоенное количество прутков перекалывается на рольганг для выравнивания концов с использованием стационарного упора и поступает на цепной транспортер.

Передвижные вязальные машины обвязывают пакет в заданных местах обвязочной проволокой, концы которой соединяются сваркой или увязываются.

Пакет или штабель готового проката со сборной решетки передается цеховым краном на склад готовой продукции или на погрузку в вагон.

Технологические режимы процесса горячей прокатки на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (см. рис. 1.3...1.5) заключается в следующем.

Подготовленные для прокатки исходные заготовки номинальным сечением 80×80 мм длиной 10,5...11,3 м поплавно укладываются прачен-кранами на загрузочные решетки, откуда при помощи переключивающих устройств поштучно передаются на подводный рольганг стана. Нагрев заготовок до заданных в зависимости от марки сталей температур осуществляют в методической печи, имеющей производительность 110 т/час.

По мере выдачи заготовок из печи их последующую прокатку в черновой группе производят при помощи разделительного устройства в две нитки в семи черновых рабочих клетях (см. рис. 1.4) с кантовкой роликами и геликоидальными проводками после каждой четной рабочей клетки с натяжением минимальной величины и в одну нитку в восьми рабочих клетях каждой из чистовых групп (см. рис. 1.5), при этом число проходов зависит от типоразмера прокатываемого профиля (табл. 1.1...1.4).

По мере выхода из чистовых групп рабочих клетей раскат подается по рольгангу через охлаждающее устройство и летучие ножницы, предназначенные для его порезки на длины соответствующие длине холодильника реечного типа и включающего в себя подводные и отводящие рольганги, подъемные клапаны, рихтовальные устройства, неподвижные и подвижные гребенчатые системы. На каждом из отводящих рольгангов установлены ножницы для порезки раската на заданные длины в диапазоне 4...24 м. После резки на ножницах прокат сортируют в потоке и при необходимости его отбраковывают и направляют для поштучной сортировки и отделки на правильных машинах.

Несмотря на общеизвестные достоинства и отработанность технологии прокатки в калиброванных рабочих валках черной группы клетей, можно указать на ряд недостатков, снижающих эффективность производства сортовых полосовых профилей, к которым следует отнести [9; 11; 12]:

- сложность подготовки и настройки рабочих валков;
- неравномерность деформации металла в калибрах нередко является причиной образования дефектов на полосе и повышенного износа валков;
- относительно небольшой зазор между валками в сочетании с колебаниями температуры часто ведет к появлению таких дефектов, как незаполнение и переполнение калибров, образование закатов, морщин и т.д.;
- низкий срок работы валков из-за повышенного износа калибров и малого коэффициента использования длины бочки рабочих валков.

Таблица 1.1 – Схемы калибровок рабочих валков и технологических режимов обжатий при горячей прокатке сортовых полосовых профилей 5×75 мм на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ клетки	Форма калибров	Размеры калибров			Размеры прокатываемой заготовки				Коеф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Скорость прокатки	Длина раската	
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Сторона кв.	Площадь сечения					По буртам	Кагающий			
																	мм
		Исходная заготовка			81	81		6300									11,25
1		89	20	30,0	70	84		5645	1,12	11,0	3,0	14,1	400	363	0,50	12,6	
2		100	18	14,0	50	95		4250	1,33	20,0	11,0	18,9	400	369	0,66	16,7	
3		60	25	15,0	65	60	57,2	2850	1,49	30,0	10,0	23,3	400	368	0,99	24,9	
4		80	10,75	14,5	36	73		2420	1,18	21,2	15,8	19,2	400	381	1,16	29,3	
5		42	18	21,0	57	41		1780	1,36	16,0	5,0	16,7	400	378	1,58	39,8	
6		64	7	16,0	30	64		1600	1,11	11,0	7,0	13,6	400	391	1,76	44,3	
7			0	14,5	14,5	80		1150	1,39	15,5	16,0	16,0	400	400	2,44	61,6	
8		26/13,5	29	17,0	75	15		1055	1,09	5,0	0,5	10,2	370	317	2,66	67,2	
9			0	9,0	9	79		710	1,49	6,0	4,0	10,6	350	350	3,96	99,8	
10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
11			0	6,5	6,5	81		525	1,35	2,5	2,0	6,9	350	350	5,35	135,0	
12	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
13	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
14		16/7,5	26	22,5	74,5	6,9		490	1,07	6,5	0,3	13,0	305	255	5,74	144,6	
15			0	5,1	5,1	75,4		385	1,27	1,7	0,9	6,0	315	315	7,30	184,1	

Таблица 1.2 – Схемы калибровок рабочих валков и технологических режимов обжатий при горячей прокатке сортовых полосовых профилей 5×40 мм на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ клетки	Форма калибров	Размеры калибров			Размеры прокатываемой заготовки				Коеф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Скорость прокатки	Длина раската	
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Сторона кв.	Площадь сечения					По буртам	Катающий			
		мм											мм ²	мм			град
		Исходная заготовка			81	81		6400									11,2
1		89	20	25,0	65	85,5		5250	1,22	16,0	4,5	17,1	400	364	0,40	13,7	
2		100	18	13,0	49	94		4085	1,29	16,0	8,5	16,9	400	370	0,52	17,5	
3		62	18	27,0	63	62	55,6	2740	1,49	31,0	13,0	23,2	400	383	0,77	26,2	
4		80	10,75	7,5	29	76		1890	1,45	34,0	14,0	24,3	400	383	1,12	37,9	
5		42	18	13,0	49	41	40,8	1250	1,51	27,0	12,0	21,7	400	383	1,70	57,3	
6		64	7	12,0	26	52		1130	1,11	14,8	11,2	15,8	400	390	1,88	63,4	
7			0	14,5	14,5	65		910	1,24	11,5	13,0	13,8	400	401	2,33	78,8	
8		21/15	21	3,0	45	17,5		710	1,28	20,0	3,0	20,0	370	332	2,99	101,0	
9			0	10,5	10,5	49,5		518	1,37	7,0	4,5	11,6	340	340	4,09	138,4	
10		21/11	17	4,0	38	11,9	-	424	1,22	11,5	1,4	15,0	370	338	5,0	169,1	
11			0	8,0	8	40,7		325	1,30	3,9	2,7	8,7	340	340	6,53	220,6	
12	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
13		-	0	6,0	6	42,1	-	252	1,29	2,0	40,7	6,7	290	290	8,42	284,4	
14		11/7,3	18	3,5	39,5	6,2		243	1,04	2,6	0,2	7,2	370	334	8,73	295,0	
15			0	5,0	5	40,5		202	1,20	1,2	1,0	5,2	290	290	10,50	354,9	

Таблица 1.3 – Схемы калибровок рабочих валков и технологических режимов обжатий при горячей прокатке сортовых полосовых профилей 10×25 мм на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ клетки	Форма калибров	Размеры калибров			Размеры прокатываемой заготовки				Коэф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Скорость прокатки	Длина раската
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Сторона кв.	Площадь сечения					По буртам	Кагающий		
		Исходная заготовка			81	81		6400				град	мм			11,2
1		89	27,5	7,0	62	86		4826	1,33	19,0	5,0	18,9	400	350,9	0,42	15,1
2		95	18	7,0	43	92,5		3720	1,30	19,0	6,5	18,5	400	366,8	0,55	19,6
3		62	20	5,0	45	58,5		2465	1,51	47,5	15,5	29,6	400	362,9	0,82	29,6
4		80	10,75	4,5	26	74		1690	1,46	19,0	15,5	18,2	400	381,7	1,21	43,1
5		38	18,5	7,5	44,5	36		1235	1,37	29,5	10,0	22,9	400	373,2	1,65	59,0
6		64	7	8,0	22	53,5		1000	1,24	14,0	9,0	15,4	400	389,3	2,04	72,8
7			0	13,5	13,5	58		760	1,32	8,5	4,5	11,8	400	400,0	2,68	95,9
8		20/13	16	5,0	37	16,5		550	1,38	21,0	3,0	20,2	370	341,7	3,71	132,5
9			0	12,0	12	40,5		452	1,22	4,5	3,5	9,3	340	340,8	4,51	161,2
10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
11	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
12		14,8/12,5	8	12,0	28	13,5		350	1,29	12,5	1,5	15,9	340	326,1	5,83	208,1
13			0	10,7	10,7	30		327	1,07	2,8	2,0	8,0	290	290,0	6,24	222,8
14		13,2/11,2	8	8,5	24,5	11,4		275	1,19	5,5	0,7	10,6	340	324,4	7,42	264,9
15			0	10,1	10,1	25,3		255	1,08	1,3	0,8	5,4	290	290,0	8	285,7

Таблица 1.4 – Схемы калибровок рабочих валков и технологических режимов обжатий при горячей прокатке сортовых полосовых профилей 8×18 мм на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ клетки	Форма калибров	Размеры калибров			Размеры прокатываемой заготовки				Коеф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Скорость прокатки	Длина раската	
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Сторона кв.	Площадь сечения					По буртам	Катающий			
																	мм
		Исходная заготовка			81	81		6400									11,2
1		89	27,5	7,0	62	86		4826	1,33	19,0	5,0	18,9	400	351	0,35	15,1	
2		95	18	7,0	43	94		3735	1,29	19,0	8,0	18,5	400	367	0,45	19,5	
3		62	20	4,0	44	59		2410	1,55	50,0	16,0	30,4	400	363	0,69	30,2	
4		80	10,75	4,5	26	73		1680	1,43	18,0	14,0	17,7	400	381	0,99	43,4	
5		38	18,5	5,0	42	35,5		1135	1,48	31,0	9,5	23,5	400	373	1,47	64,2	
6		64	7	6,0	20	52		860	1,32	15,5	10,0	16,2	400	389	1,94	84,7	
7		27,5	12,5	6,0	31	27,5		630	1,37	21,0	7,5	19,1	400	383	2,65	115,6	
8		42	7,8	2,4	18	41		410	1,54	9,5	10,0	13,1	370	362	4,07	177,7	
9		24,4	11,3	1,0	23,6	24,2	18,2	315	1,30	17,4	6,2	18,7	340	328	5,29	231,3	
10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
11		-	0	11,4	11,4	25		275	1,15	6,8	6,8	11,5	340	340	6,06	264,9	
12		16/11,5	8,5	2,0	19	13		220	1,25	6,0	1,6	11,0	340	325	7,58	331,1	
13		-	0	8,5	8,5	23		200	1,10	4,5	4,0	10,1	290	300	8,34	364,2	
14		11/8,6	7,5	2,0	17	9,5		160	1,25	8,0	1,0	12,7	340	325	10,42	455,3	
15		-	0	8,1	8,1	18,2		145	1,10	1,4	1,2	5,6	290	290	11,50	502,4	

Наличие указанных недостатков сделало необходимым поиск альтернативных технологий, одной из которых является процесс бескалибровой прокатки, заключающийся в том, что в черновых и промежуточных рабочих клетях сортовых или заготовочных станов прокатку осуществляют в гладких валках и лишь в чистовых рабочих клетях используют калиброванные валки для формирования готового профиля (рис. 1.6) [13–15].

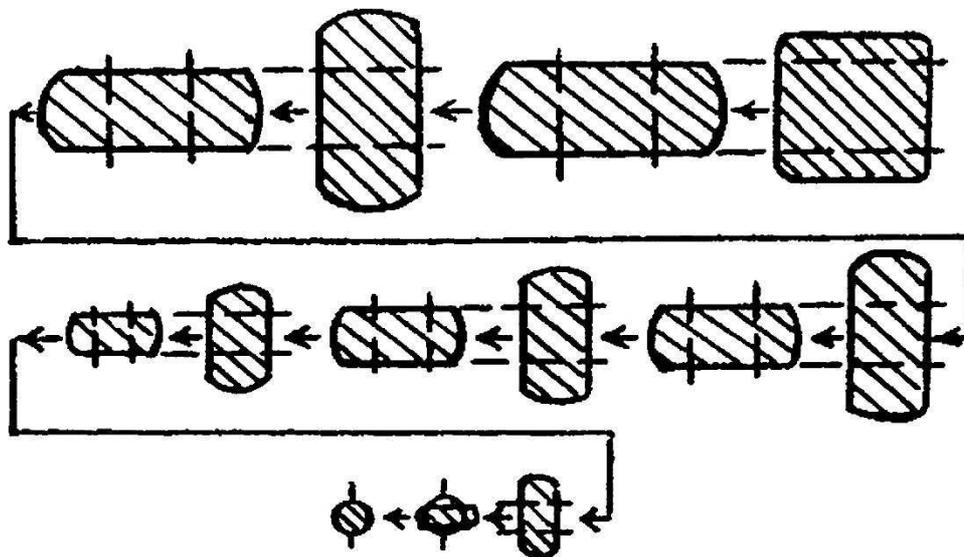


Рисунок 1.6 – Последовательность проходов при реализации процессов бескалибровой прокатки [14]

Этот способ достаточно широко используют за рубежом при производстве заготовок, сортовых профилей простой формы, катанки, арматуры для железобетонных конструкций из углеродистых, легированных, быстрорежущих, автоматных, пружинных, высоколегированных сталей, меди и алюминия. Еще одной отличительной особенностью процесса бескалибровой прокатки является то, что заготовку с отношением длины большей оси к меньшей $1,5 \dots 2,5$ прокатывают в группе рабочих клетей, по меньшей мере, одна из которых имеет два параллельных цилиндрических валка без калибров и вводную проводку, обеспечивающую задачу заготовки в валки таким образом, чтобы со стороны входа ее меньшая ось была параллельна рабочим поверхностям валков, а на стадии профилирования отношение длин большей оси раската к меньшей составляло $2,1 : 1$.

Процесс прокатки заготовок и сортовых профилей рабочими валками без калибра, получивший название RER, запатентован австралийской фирмой «Copper Refineries Pty Ltd» и используется на ряде станом. В частности, на заводе в Таунсвилле (Австралия) указанный процесс прокатки внедрен на агрегате, совмещающем непрерывную разливку с прокатным станом, с 1991 года такая схема прокатки практикуется в первых четырех клетях обжимной группы непрерывного проволочного стана 150 Белорецкого металлургического комбината. В 1981 г. Японская фирма «Кавасаки

сэйтэцу» внедрила процесс сортовой прокатки в гладких валках на заводе в Мидзусиме. Сначала эта технология была опробована и внедрена на реверсивных рабочих клетях № 1 и 2 черновой группы заготовочного стана [14]. Из блюмов сечением 250×250 мм получали гладкими валками клетки № 1 за пять проходов и клетки № 2 за два прохода квадратную заготовку 150×150 мм. Для устранения скручивания и изгиба заготовки использовали направляющую проводку соединительного типа, выполняющую роль калиброванного валка. Режим обжатий был выбран из условия, что в каждом проходе исходная толщина раската должна быть больше исходной ширины не менее чем в 1,4 раза и с использованием функциональной связи между обжатием и уширением. В результате применения гладких рабочих валков при прокатке заготовок увеличилась производительность стана и уменьшилась себестоимость технологического передела.

Был модернизирован также заготовочный стан с установкой вводных и выводных проводок, а также кантующих валков в клетях непрерывной чистовой группы и внедрена прокатка квадратной заготовки со стороной 90...100 мм и круглой заготовки диаметром 90...100 мм в гладких валках рабочих первых рабочих клетей непрерывной чистовой группы.

В целом, как показали результаты теоретических исследований и опыт промышленной реализации [13–15], технологии процесса бескалибровой прокатки позволяют повысить производительность оборудования, расширить сортамент и снизить себестоимость готового металлопроката при одновременном уменьшении расхода рабочих валков.

Перспективным техническим решением по производству горячекатаных лент со скругленными боковыми кромками является реализация процесса плющения, при котором в качестве исходной заготовки используют прокат круглого поперечного сечения, получаемый в предыдущих горизонтальных и вертикальных рабочих клетях (рис. 1.7).

Ранее такую технологическую схему реализовывали преимущественно в холодном состоянии, используя для производства лент толщиной от 0,01 до 10 мм и шириной до 30 мм на машиностроительных, приборостроительных и других неметаллургических предприятиях [16; 17]. При этом было установлено, что условия реализации такой технологической схемы позволяют производить из строго регламентированных заготовок полосы в широком размерном диапазоне с кромкой предельной выпуклости [17–19].

С точки зрения расширения степеней свободы по целенаправленному регулированию конечной толщины и ширины горячекатаных полос, получаемых из одной и той же заготовки 1, представляет интерес и процесс прокатки с использованием разгонных калибров, то есть с использованием рабочих валков 2, имеющих выпуклую форму образующих поверхностей, интенсифицирующих поперечное пластическое течение металла (рис. 1.8) [11].

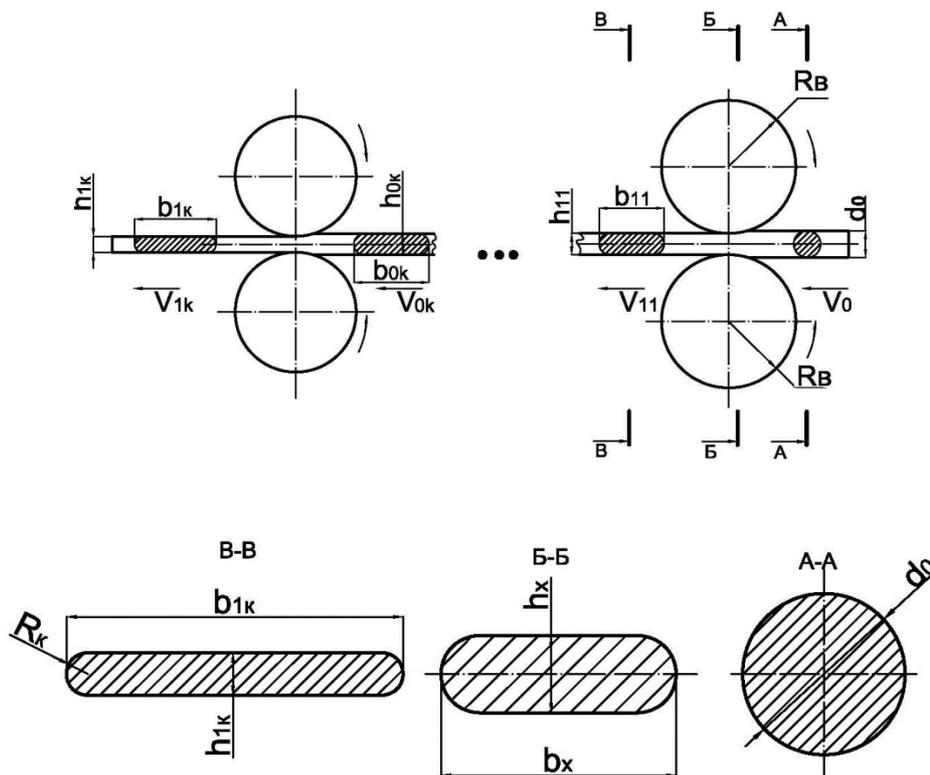


Рисунок 1.7 – Технологическая схема процесса плющения применительно к производству горячекатаных сортовых полосовых профилей

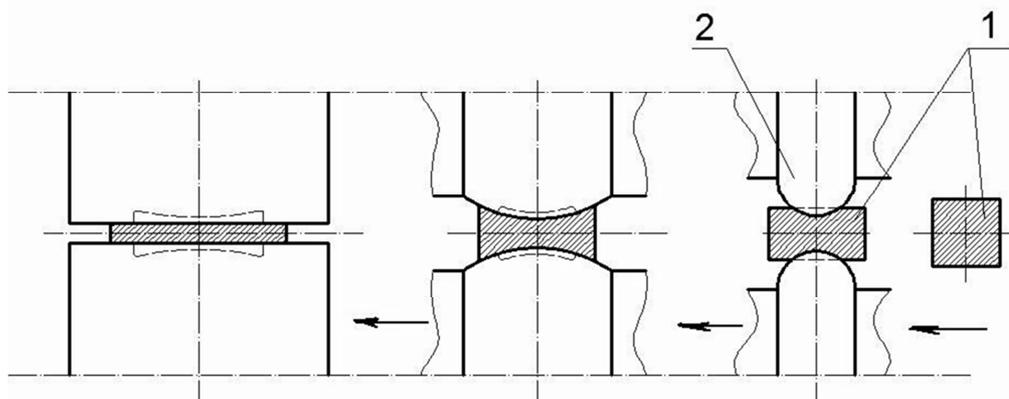


Рисунок 1.8 – Принципиальная технологическая схема реализации процесса производства горячекатаных лент на основе процесса горячей прокатки заготовок с использованием разгонных калибров [11]

В целом многообразие возможных технических решений свидетельствует о наличии достаточно широких перспектив по дальнейшему совершенствованию технологий и оборудования процессов горячей прокатки высококачественных сортовых полосовых профилей.

Исходя из анализа состояния вопроса в области технологий и оборудования, предназначенных для производства горячекатаных сортовых полосовых профилей можно сделать следующие выводы:

- традиционные сортовые полосовые станы с длиной бочки валков 300...400 мм практически выведены из эксплуатации из-за низкой производительности и больших удельных материальных затрат;
- основным способом массового промышленного производства горячекатаных сортовых полосовых профилей является прокатка полос большой ширины на широкополосных станах с последующим их продольным роспуском на непрерывных агрегатах продольной резки;
- определенную часть сортовых полосовых профилей производят на мелко- и среднесортных станах, причинами чего являются возможность эффективного производства малых партий, глубокая всесторонняя проработка металла, получение точной по размерам катаной кромки, не имеющей дефектов сталеплавильного производства, вскрывающихся при продольной резке полос, а также возможность прокатки узких полос, толщиной более 25 мм.

1.2 Методы расчета напряженно-деформированного состояния металла и основных показателей качества при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Перспективы восстановления наукоемких отраслей Украины и наличие современных вычислительных средств обуславливает необходимость дальнейшего уточнения исходных предпосылок и развитие соответствующих методов автоматизированного расчета и проектирования производства горячекатаных сортовых полосовых профилей. Отмеченное выше может быть обеспечено на основе использования достаточно строгих аналитических описаний граничных условий очага деформации, в качестве которых, прежде всего, следует рассматривать механические свойства прокатываемых металлов и сплавов, геометрические параметры очага деформации и условия внешнего трения на контактных поверхностях рабочих валков.

Несмотря на наличие целого ряда теоретических подходов по математическому моделированию напряжений текучести различных металлов и сплавов [20], непосредственно определение этого показателя применительно к условиям горячего деформирования осуществляют преимущественно на основе результатов соответствующих экспериментальных исследований, представленных в виде их графических или табличных интерпретаций в работах [21–24] и других. Вместе с тем, с точки зрения численного математического моделирования различных процессов обработки металлов давлением, в том числе и процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, особый интерес представляют аналитические описания локальных и результирующих характеристик сопротивления деформации, среди которых наибольшее распространение получила методика Л. В. Андreyока [25; 26], определяющая величину сопротивления деформации σ_s в зависимости от степени s , скорости U и температуры t как

$$\sigma_s = \sigma_{s0} (10\varepsilon)^b U^a (t/1000)^c, \quad (1.1)$$

где σ_{s0} – опорное значение сопротивления деформации металла или сплава, определяемое по результатам пластометрических испытаний при $\varepsilon = 0,1$; $U = 10 \text{ сек}^{-1}$; $t = 1000^\circ\text{C}$;

a, b, c – постоянные для каждого отдельного материала степенные показатели, характеризующие количественно интенсивность влияния соответствующих термомеханических параметров процесса пластического формоизменения.

Количественные оценки коэффициентов, a, b, c уравнения (1.1) для различных металлов и сплавов представлены в работах [25; 27; 28], кроме того, в работе [26] даны регрессионные зависимости, позволяющие определять коэффициенты уравнения (1.1) исходя из химического состава рассматриваемых марок сталей.

Определение же сопротивления деформации при горячей прокатке, то есть при наличии изменяющихся по объему зоны пластического формоизменения значений ε, U и t , осуществляют в этом случае на основе усредненного значения σ_{sc} при одновременном использовании среднеинтегральных по длине очага деформации L оценок показателей степени ε_c , скорости U_c и температуры t_c деформации, определяемых как [29–33]

$$\varepsilon_c = (2/3)(h_0 - h_1)/h_0; U_c = V_1(h_0 - h_1)/(h_0L); t_c = (t_0 + t_1)/2, \quad (1.2)$$

где h_0, h_1 – исходная и конечная толщины прокатываемой заготовки; V_1, t_0, t_1 – скорость прокатки, а также начальное и конечное значения температур.

Аналогичным уравнению (1.1) является решение, предложенное М. Я. Бровманом [24; 34; 35], получившее широкое распространение именно для процесса горячей прокатки

$$\sigma_{sc} = \sigma_{s0} \varepsilon_c^{n_1} U_c^{n_2} \exp(-n_3 t_c), \quad (1.3)$$

где n_1, n_2, n_3 – постоянные для каждого отдельного металла или сплава коэффициенты, характеризующие количественно влияние среднеинтегральных значений степени, скорости и температуры деформации.

Следует отметить, что определение сопротивления деформации на основе зависимостей (1.1), (1.3) и аналогичных им, то есть определение σ_{sc} при помощи среднеинтегральных оценок основных показателей термодеформационного состояния, не позволяет в полной мере учесть процессы упрочнения – разупрочнения, степень влияния которых существенно зависит от истории развития деформации во времени [20; 24; 36–38]. Отсутствует в этом случае и возможность определения локальных характеристик

σ_{sx} , знание которых необходимо при разработке численных математических моделей, обеспечивающих корректный учет реального характера распределений степени ε_x , скорости U_x и температуры t_x по длине очага деформации процесса горячей прокатки [28; 39–41].

В то же время, исходя из зависимости (1.1) и используя результаты работ [28; 42; 43], алгоритм математического моделирования текущего значения сопротивления деформации σ_{si} при наличии междеформационных пауз можно представить рекуррентным решением следующего вида:

$$\sigma_{si} = \sigma_{s0} \left\{ 10 \left[\varepsilon_{(i-1)}^* + (1 - \varepsilon_{(i-1)}^*) \varepsilon_i \right] \right\}^b U_i^a (t_i / 1000)^c; \quad (1.4)$$

$$\sigma_{si}^* = F(\sigma_{si}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots); \quad (1.5)$$

$$\varepsilon_i^* = 0,1 \left\{ \sigma_{si}^* / [(\sigma_{s0} U_i (t_i / 1000)^c)] \right\}^{1/b}; \quad (1.6)$$

$$\Delta \sigma_{si}^* = \sigma_{si}^* - \sigma_{s0} (10 \varepsilon_i^*)^b U_{(i+1)}^* (t_{(i+1)} / 1000)^c; \quad (1.7)$$

$$\sigma_{s(i+1)} = \sigma_{s0} \left\{ 10 \left[\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*) \varepsilon_{(i+1)} \right] \right\}^b U_{(i+1)}^a (t_{(i+1)} / 1000)^c + \Delta \sigma_{si}^*; \quad (1.8)$$

$$\sigma_{s(i+1)} = \sigma_{s0} \left\{ 10 \left[\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*) \varepsilon_{(i+1)} \right] \right\}^b U_{c(i+1)}^a (t_{c(i+1)} / 1000)^c + \Delta \sigma_{si}^*, \quad (1.9)$$

где i – порядковый номер очередного цикла деформационного нагружения;
 $\sigma_{si}^*, \varepsilon_i^*$ – сопротивление деформации и соответствующее ему согласно выражению (1.1) значение показателя степени деформации по завершению i -ой технологической паузы протяженностью τ_{ni} ;

$F(\sigma_{si}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots)$ – используемая на основе работ [24; 36–38] и других функциональная связь, характеризующая интенсивность междеформационного разупрочнения данного металла или сплава;

$\Delta \sigma_{si}^*$ – условный показатель, определяющий степень изменения σ_s при изменении скорости и температуры деформации.

Полученное по аналогии с (1.4)–(1.9) численное рекуррентное решение, предполагающее использование зависимости (1.3), имеет вид [28; 43]:

$$\sigma_{sci} = \sigma_{s0} \left[\varepsilon_{(i-1)}^* + (1 - \varepsilon_{(i-1)}^*) \varepsilon_i \right]^{n_1} U_{ci}^{n_2} \exp(-n_3 t_{ci}); \quad (1.10)$$

$$\sigma_{sci}^* = F(\sigma_{sci}; \varepsilon_i; U_i; t_i; \tau_{ni}; \dots); \quad (1.11)$$

$$\varepsilon_i^* = \left\{ \sigma_{sci}^* / [(\sigma_{s0} U_{ci}^{n_2} \exp(-n_3 t_{ci}))] \right\}^{1/n_1}; \quad (1.12)$$

$$\Delta \sigma_{sci}^* = \sigma_{sci}^* - \sigma_{s0} \varepsilon_i^{*n_1} U_{c(i+1)}^{n_2} \exp(-n_3 t_{c(i+1)}); \quad (1.13)$$

$$\sigma_{sc(i+1)} = \sigma_{s0} \left[\varepsilon_i^* + (1 - \varepsilon_i^*) \varepsilon_{(i+1)} \right]^{n_1} U_{c(i+1)}^{n_2} \exp(-n_3 t_{c(i+1)}) + \Delta \sigma_{sci}^*. \quad (1.14)$$

С точки зрения алгоритмической последовательности (1.10)–(1.14) особый интерес представляют результаты работы [38], основанные на использовании углеродного эквивалента C_3 , определяемого как

$$C_9 = C + Mn/6 + Si/8 + Ni/15 + Cr/5, \quad (1.15)$$

где C, Mn, Si, Ni, Cr – содержание соответствующих химических элементов (% масс.)

В соответствии с данным подходом степенные показатели уравнения (1.3) соответствуют

$$\sigma_{s0} = 2,044C_9^{0,347}; n_1 = 0,2; n_2 = 0,127 C_9^{-0,105}; n_3 = 0,00267 C_9^{0,057}, \quad (1.16)$$

а величина напряжения текучести при горячей прокатке стали с учетом междеформационного разупрочнения может быть представлена зависимостью вида

$$\sigma_{sci}^* = \sigma_{s0} (\sigma_{si} / \sigma_{s0})^{\exp(-b_s \tau_s)}, \quad (1.17)$$

где σ_{si} – напряжение текучести в конце предыдущего цикла деформирования;

τ_s – продолжительность междеформационной паузы;

$b_s = 1,15C_9^{-0,66} (t_{ci} / 1000)^8$ – коэффициент разупрочнения.

Переходя непосредственно к инженерным методам расчета энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, необходимо указать на наличие достаточно широкого диапазона соотношения длины дуги контакта L и средней толщины h_{cp} , от которого существенно зависит схема напряженно-деформированного состояния металла [27–35]. Так, в частности, в первых черновых клетях имеет место процесс прокатки относительно толстых заготовок, характеризующийся соотношением $L / h_{cp} \leq 1$, в последних черновых – процесс прокатки средних по толщине ($1,0 < L / h_{cp} \leq 2,5$), а в чистовых рабочих клетях – преимущественно процесс прокатки относительно тонких $2,5 < L / h_{cp}$ заготовок. Согласно представлениям современной теории продольной прокатки влияние этого параметра учитывается коэффициентом напряженного состояния n_σ . Поэтому при оценке существующих методов расчета энергосиловых параметров следует учитывать возможность их дифференциации именно по данному параметру.

Применительно к процессу прокатки относительно тонких заготовок, следуя методике А. И. Целикова [29], инженерная зависимость для определения коэффициента напряженного состояния n_σ имеет вид

$$n_\sigma = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{(\delta - 2)} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{(\delta - 2)} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{(\delta + 2)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{(\delta + 2)} - 1 \right] \right\}, \quad (1.18)$$

где $\delta = 2f_c L / \Delta h$ – вспомогательная переменная, учитывающая влияние среднеинтегрального значения коэффициента внешнего трения f_c , длины дуги контакта L и величины абсолютного обжатия $\Delta h = h_0 - h_1$;

$h_n = \sqrt[2\delta]{h_0^{(\delta-1)} h_1^{(\delta+1)}}$ – толщина прокатываемой заготовки в нейтральном сечении очага деформации;

$\xi_0 = 1 - \sigma_0 / (2K_c)$, $\xi_1 = 1 - \sigma_1 / (2K_c)$ – коэффициенты, учитывающие влияние, соответственно, заднего σ_0 и переднего σ_1 натяжений;

$2K_c$ – среднеинтегральное по всему объему очага деформации удвоенное значение сопротивления сдвигу прокатываемого металла или сплава.

Разработанные применительно к расчетам энергосиловых параметров процессов горячей прокатки инженерной методики Ш. Гелей, Р. Б. Симса, П. М. Кука и А. В. Мак-Крума, А. Ф. Головина, В. А. Тягунова и ряда других авторов отличаются большим количеством графического материала, что создает значительные неудобства при их использовании в рамках автоматизированных расчетов на ЭВМ. Кроме того, ряд дополнительных допущений снижает их точность по сравнению с методикой А. И. Целикова.

Для диапазона $0,15 < L/h_{cp} \leq 5$ Л. В. Андреюком предложена, основанная на аналитическом описании (1), инженерная методика для определения силы прокатки P [25]:

$$P = mk\Delta h^{(q+\Delta q)} h_0^{(S+\Delta S)} R^{(W+\Delta W)} n^a B(t/1000)^c, \quad (1.19)$$

где эмпирические коэффициенты k , q , S , W , a , c определены для широкого диапазона сталей, а коэффициенты Δq , ΔS , ΔW , m – для трех диапазонов значений L/h_{cp} .

Вместе с тем следует отметить, что все рассмотренные выше методики основаны на инженерных подходах, для которых характерно принятие целого ряда допущений и упрощений, основными из которых являются аппроксимация контактных дуг хордами, усреднение механических свойств и условий внешнего контактного трения в объеме всего очага деформации, отсутствие учета упругой деформации прокатываемой заготовки и другие, что отрицательно сказывается на степени достоверности получаемой информации. Отсутствует в этом случае и возможность прогнозирования таких локальных характеристик напряженно-деформированного состояния металла, как нормальные контактные p_x , нормальные осевые σ_x и касательные контактные τ_x напряжения, а также показателей степени использования запаса пластичности и ряда других параметров.

Этих недостатков в значительной мере лишены получившие достаточно широкое распространение численные одномерные математические модели, которые применительно к процессу горячей прокатки относительно тонких полос и лент могут быть реализованы по следующим схемам,

рассматриваемым применительно к бесконечно малым элементарным объемам металла, полученным путем разбиения всей протяженности очага деформации на их конечное множество:

- численное интегрирование дифференциального уравнения равновесия с использованием, например, методов Эйлера или Рунге – Кутты [39–41];
- численные рекуррентные решения конечно-разностных форм условия статического равновесия [28; 44; 45];
- численные рекуррентные решения конечно-разностных форм условия баланса энергетических затрат [28; 46].

При этом с точки зрения условий реализации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, которые реализуются в широком диапазоне возможного изменения соотношения L/h_{cp} , использование энергетического подхода [28; 46], позволяющего учесть немонотонный характер пластического формоизменения металла [47], является предпочтительным. При этом правомерность использования в рамках данных численных математических моделей соответствующих одномерных приближений по кинематике, механическим свойствам и нормальным осевым напряжениям применительно к прокатке относительно тонких заготовок подтверждена результатами ряда исследований, в том числе и выполненными на основе двухмерного метода полей линий скольжения [28; 47; 48].

Вместе с тем следует указать на то, что использование в рамках данных математических моделей [28–39; 41; 44–46] аналитических описаний условий внешнего контактного трения в виде закона Амонтона – Кулона [29; 32] и инженерного варианта условия пластичности [29] делает целесообразным их использование применительно к анализу процессов холодной прокатки, условия реализации которых характеризуются малыми значениями коэффициентов трения и касательных контактных напряжений. Применительно же к горячей прокатке предпочтительным является использование закона пластического трения в виде соотношения Зибеля [49], необходимым в этом случае является и использование более строгого условия пластичности, учитывающего влияние касательных компонент девиатора напряжений [34; 49].

С точки зрения двухмерных методов анализа напряженно-деформированного состояния металла при реализации процессов горячей прокатки представляет интерес полученная на основе метода полей линий скольжения методика В. Ф. Потапкина, в соответствии с которой коэффициент напряженного состояния металла определяется как [47]

$$\begin{aligned}n_{\sigma} &= 1 + 1,5(1 - L/h_{cp})^3 \text{ при } L/h_{cp} \leq 1; \\n_{\sigma} &= 1 + 0,2(L/h_{cp} - 1) \text{ при } 1 < L/h_{cp} \leq 2,5; \\n_{\sigma} &= 1 + 0,5\mu(L/h_{cp} - 1) \text{ при } L/h_{cp} > 2,5,\end{aligned}\tag{1.20}$$

где μ – коэффициент пластического трения на контактных поверхностях рабочих валков.

На основе того же подхода получены и зависимости для определения коэффициента плеча ψ , знание количественных оценок которого необходимо для расчета величины момента прокатки [47]:

$$\begin{aligned} \psi &= 0,6 - 0,3(0,5 - L/h_{cp})^2 \text{ при } L/h_{cp} \leq 0,7; \\ \psi &= 0,6 - 0,15(L/h_{cp} - 0,7)^{1/2} \text{ при } 0,7 < L/h_{cp} \leq 2,5; \\ \psi &= 0,44 - 0,022(L/h_{cp} - 1,5)^{1/2} - 0,044(10 - \alpha) \text{ при } L/h_{cp} > 2,5, \end{aligned} \quad (1.21)$$

где α – величина угла захвата.

Кроме того, в работах [28; 47] представлены аналитические решения по расчету коэффициента немонотонности K_λ , а вместе с ними и результирующей степени деформации сдвига Λ , знание которых необходимо для оценки степени использования запаса пластичности прокатываемых металлов [50; 51].

Зависимости, аналогичные (1.20), по определению коэффициента напряженного состояния n_σ на основе метода верхней оценки, то есть путем построения и последующего анализа кинематически возможных полей характеристик в физической плоскости и плоскости годографа скоростей, имеют следующий вид [24; 34; 35]:

$$\begin{aligned} n_\sigma &= 0,5(L/h_{cp} + h_{cp}/L) \text{ при } L/h_{cp} \leq 2; \\ n_\sigma &= 0,75 + 0,25L/h_{cp} \text{ при } 2 < L/h_{cp}. \end{aligned} \quad (1.22)$$

Результаты сопоставительного анализа методик (1.20) и (1.22) показали, что меньшие значения коэффициента напряженного состояния металла n_σ получены в соответствии с методикой (1.20), то есть при использовании метода полей линий скольжения. Зависимости же (1.22) предоставляют несколько завышенные результаты расчета n_σ , однако степень несоответствия данных методик в диапазоне $0,4 \leq L/h_{cp} \leq 2,5$ в относительном измерении не превышает 10 %.

Получили развитие и более сложные по постановке и схемам решения двух- и трехмерные математические модели напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке, основанные на использовании вариационных подходов [52; 53], методов конечных или граничных элементов [54–56], а также метода конечных объемов, бессеточного метода и метода нейронных сетей [55; 57; 58]. Сопоставительный анализ данных методов выполнен в работах [55; 57], с их использованием был решен ряд практических задач по расчету различных технологических схем процессов прокатки [55; 59]. Вместе с тем высокая трудоемкость и существенные затраты машинного времени на одну реализацию наряду со спецификой решения многоитерационных и многовариантных задач, связанных с автоматизированным проектированием процессов горячей прокатки,

требуют дополнительных обоснований использования указанных выше двух- и трехмерных численных методов к решению задач такого рода.

Применительно к расчету напряженно-деформированного состояния металла при реализации процесса горячего плющения, помимо основополагающих [16; 17], представляют интерес и результаты работ [60–62], основанные на использовании метода полей линий скольжения, метода верхней оценки и численных конечно-разностных решений условий статического равновесия выделенных элементарных объемов. Для аналогичного расчета процессов прокатки сложных профилей в рабочих валках с разгонными калибрами могут быть использованы результаты работ [11; 12; 63; 64].

Наряду с методами расчета напряженно-деформированного состояния металла вследствие существенного роста требований к уровню потребительских свойств важное значение приобретают и методы расчета основных показателей качества горячекатаных сортовых полосовых профилей, важнейшими из которых являются [1; 28; 65–67]:

- точность геометрических характеристик по толщине и ширине;
- степень плоскостности и показатели формы готового металлопроката;
- уровень и степень стабильности результирующих физико-механических свойств;
- микро- и макроструктура, а также наличие внутренних и поверхностных дефектов сплошности.

В связи с освоением прокатки особо тонких горячекатаных лент и полос, которые в целом ряде случаев предназначены для замены холоднокатаного металлопроката, в качестве дополнительного показателя качества рассматривают шероховатость, а также состояние их поверхностей [1; 68].

Многообразие показателей качества горячекатаных лент и полос определяет соответствующее многообразие методов и подходов, используемых для их анализа и прогнозирования. В частности, применительно к расчету результирующей продольной разнотолщинности dh_1 полосовой металлопродукции достаточно широкое распространение получили инженерные подходы [28; 65; 66], метод передаточных коэффициентов [28; 66; 69], основанный на конечно-разностном представлении совместного решения уравнения Головина – Симса и полного дифференциала величины силы прокатки, метод предельных оценок, который состоит в определении минимально h_{1min} и максимально h_{1max} возможных значений конечных толщин в зависимости от соответствующих экстремальных значений всех исходных технологических параметров исследуемого процесса прокатки [28; 39; 66]. Однако данные подходы не позволяют учесть вероятностный характер механизмов формирования исходных и результирующих параметров в их взаимосвязи.

Более сложными с точки зрения учета влияния большего количества параметров и их вариаций при прокатке являются численные методы расчета и прогнозирования вариаций результирующих параметров являются методы имитационного математического моделирования, основанные на общей

концепции метода Монте-Карло [28; 66; 70; 71], и предполагающих корректный учет вероятностного характера механизмов формирования всех исходных и результирующих параметров процессов прокатки.

Учитывая особенности промышленного производства горячекатаных сортовых полосовых профилей, необходимо остановиться на выборе рациональных технологических схем, а также на оптимизации деформационных, кинематических и температурных режимов, реализуемых в каждом конкретном случае с использованием различных систем автоматизированного проектирования и автоматического управления.

Вопросы, связанные с совершенствованием и автоматизированным проектированием технологических режимов процесса горячей прокатки были рассмотрены в работах [28; 39; 40; 64; 72; 73] и в ряде других исследований. Полученные в этом случае алгоритмические схемы отличаются между собой по постановкам задач, используемым целевым функциям, критериям оптимальности, а также методам последующего решения.

По отношению к другим технологическим мероприятиям, направленным на совершенствование процесса промышленного производства горячекатаных сортовых полосовых профилей, а следовательно, и на повышение их качества следует указать на выбор рациональных калибровок, уровней межклетевых натяжений, температурных и кинематических параметров. Вместе с тем дальнейшее развитие методов расчета и прогнозирования основных показателей качества с учетом специфики условий реализации различных технологических схем процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей заготовок и в этом случае является весьма актуальным.

Среди многообразия методов расчета процесса горячей прокатки плоских заготовок в чистовых рабочих клетях, формирующих основные показатели качества готового металлопроката, широкое распространение получили численные математические модели, основанные на рекуррентном решении конечно-разностной формы условия баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках выделенных элементарных объемов, полученных путем разбиения всего очага деформации на их конечное множество. Вместе с тем специфика процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, заключающаяся в необходимости учета зоны упругого восстановления в сечениях на выходе из рабочих валков, наличия прикромочного эффекта и относительно низкого значения отношения ширины к толщине делает необходимым дальнейшее развитие численных математических моделей как с точки зрения более полного учета исходных параметров, граничных условий, так и с точки зрения расширения объемов и повышения степени достоверности предоставляемой информации. Целеобразным в ряде случаев является использование конечно-элементных подходов, обеспечивающих учет двухмерного и трехмерного характера пластического формоизменения металла.

1.3 Перспективы развития технологий и оборудования горячей прокатки сортовых полосовых профилей

Исходя из анализа состояния вопроса в области технологий и оборудования, предназначенных для производства горячекатаных сортовых полосовых профилей в качестве основных перспектив их дальнейшего развития можно выделить следующие основные направления:

- интегрирование отдельных инновационных технологических элементов в рамках создаваемых систем «Сталь – Прокат – Металлопродукция», обеспечивающее повышение качества готовой металлопродукции за счет расширения спектра используемых механизмов управления и совершенствования производства на базе комплексных исследований и разработок, начиная от выплавки стали и завершая производством готового металлопроката с требуемыми показателями качества и потребительских свойств [5; 74];
- совершенствование технологий и оборудования для производства и обработки исходных заготовок на предыдущих переделах [5; 75–77];
- создание нового оборудования, в том числе и совмещенных литейно-прокатных агрегатов, а также реконструкция действующих прокатных станков, обеспечивающие повышение технико-экономических показателей конкретного промышленного производства [5; 6; 78–81];
- расширение сортамента готовой металлопродукции за счет производства новых экономичных типоразмеров, включающих в себя горячекатаные сортовые полосовые профили толщиной до 1 мм [78–81];
- повышение качества и потребительских свойств готового металлопроката до уровня соответствующих требованиям международных стандартов [78–84];
- совершенствование действующих технологий процесса горячей прокатки и используемых калибровок, включающих в себя прокатки разделения, процессы бескалибровой прокатки, процессы плющения, использование разгонных калибров и так далее, обеспечивающих снижение удельных эксплуатационных расходов при одновременном повышении качества готовой металлопродукции [5; 11; 13–19; 85];
- создание принудительной кинематической асимметрии в окружных скоростях вращения рабочих валков, способствующей, как показали результаты теоретических и экспериментальных исследований процессов горячей и холодной прокатки [28; 86–88], снижению уровней деформирующих сил и повышению точности результирующих геометрических характеристик;
- широкое использование и совершенствование технологий по термомеханической обработке и отделке готового металлопроката [5; 89; 90];
- совершенствование состава и конструктивных параметров основного и вспомогательного оборудования сортовых станков горячей прокатки, включающих в себя использование предварительно напряженных

конструкций рабочих клетей, быстродействующих гидравлических нажимных механизмов, механизмов осевой сдвижки рабочих валков, а также целый ряд других мероприятий [91–95];

- повышение степени автоматизации технологических режимов процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей при одновременном ужесточении контроля геометрических характеристик, кинематических параметров, температурных режимов, а также результирующих физико-механических свойств готовой металлопродукции [5; 6; 69; 94; 96; 97].

По отношению к механическому оборудованию сортовых прокатных станов следует указать на то, что основными элементами, определяющими его технико-экономические показатели, являются рабочие клетки, включающие в себя узел рабочих валков с подушками, нажимные механизмы, узел станин, элементы привода главной линии, а также ряд других вспомогательных устройств [7; 91; 92].

Методы расчета и перспективы совершенствования конструкций и калибровок рабочих валков станов горячей прокатки рассмотрены в работах [11; 12; 91; 92] и в других. По отношению к конструкциям, методам расчета и автоматизированного проектирования нажимных механизмов представляют интерес результаты исследований [91; 92; 98; 99], а по отношению к узлам станин открытого и закрытого типов – результаты работ [100–102]. Кроме того, в работах [103; 104] рассмотрены конструкции шпинделей на телах качения, обеспечивающих повышение работоспособности и степени стабильности кинематических параметров главных линий рабочих клетей.

Многообразие перспективных технических решений, направленных на совершенствование технологий и оборудования процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, наряду с необходимостью обеспечения максимальной экономии материальных ресурсов делает актуальным повышение степени научной обоснованности проектно-конструкторских и проектно-технологических работ, осуществляемого на условия результатов широкого круга теоретических и экспериментальных исследований.

С точки зрения горячей прокатки полосовых профилей в чистовых рабочих клетях сортовых станов основными направлениями дальнейшего совершенствования соответствующих технологий и оборудования являются повышение эффективности режимов обжати, использование механизмов предварительного напряжения рабочих клетей, а также систем автоматического контроля и оперативного управления величиной межвалкового зазора, кинематическими и температурными параметрами. Отмеченное свидетельствует о целесообразности разработки соответствующих математического и программного обеспечений по автоматизированному расчету и проектированию, направленных на снижение трудоемкости и повышение эффективности проектно-конструкторских и проектно-технологических работ.

РАЗДЕЛ 2

ВЫБОР НАПРАВЛЕНИЙ И МЕТОДОВ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕХНОЛОГИЙ И ОБОРУДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ УГЛОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

2.1 Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла по боковым кромкам относительно тонких сортовых полосовых профилей при горячей прокатке

Исходя из рассматриваемого диапазона соотношения $2,5 < L_{пл} / h_{ср}$, а также результатов работ [28; 47; 48], полученных на основе метода полей линий скольжения с учетом двухмерного характера пластического формоизменения металла (рис. 2.1), можно сделать вывод о возможности использования одномерных по кинематике приближений при одновременном максимально полном и корректном учете реального характера распределений геометрических параметров, механических свойств и условий внешнего контактного трения по длине очага деформации.

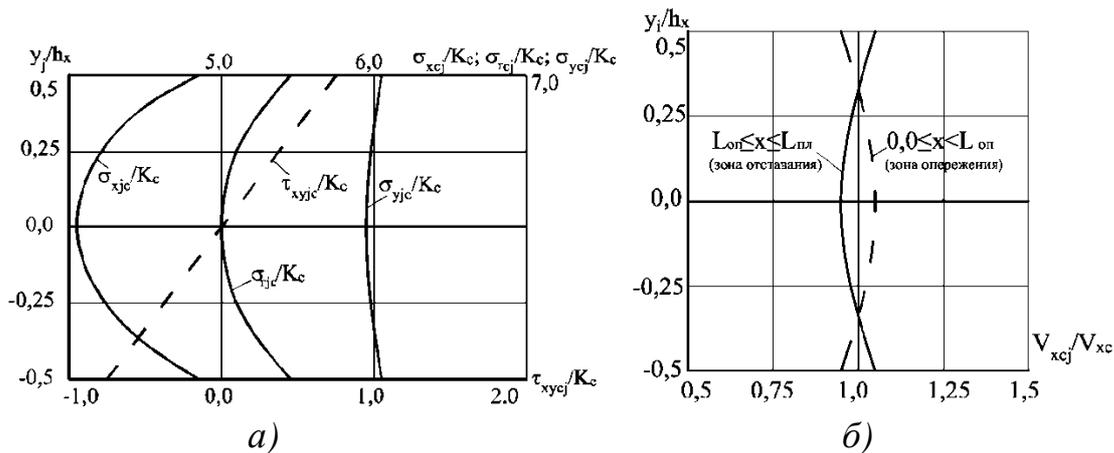


Рисунок 2.1 – Расчетные распределения среднеинтегральных по длине соответствующих j -ых линий тока приведенных значений основных компонент напряженного состояния (а) и скоростей перемещения (б) пластически формоизменяемого металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Следуя отмеченному выше и по аналогии с методиками работ [28; 45; 46; 105], непосредственное численное математическое моделирование локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей осуществляли путем разбиения по оси X (рис. 2.2) всей протяженности зоны пластического формоизменения $L_{пл}$ на конечное множество i -ых элементарных объемов (рис. 2.3, а) с последующим рекуррентным

решением конечно-разностной формы статодинамического условия баланса энергетических затрат, рассматриваемых в рамках каждого из них [129; 130]. При этом границы зоны пластического формоизменения приняты вертикальными, а ее протяженность, следуя общепринятым кинематическим представлениям, включала в себя зоны отставания протяженностью $L_{от1}$, $L_{от2}$ и зоны опережения протяженностью $L_{оп1}$, $L_{оп2}$, расположенные на контактных поверхностях нижнего и верхнего рабочих валков, радиусы которых R_1 и R_2 (см. рис. 2.2), учитывая наиболее общий случай возможных условий реализаций, могут быть не равны между собой.

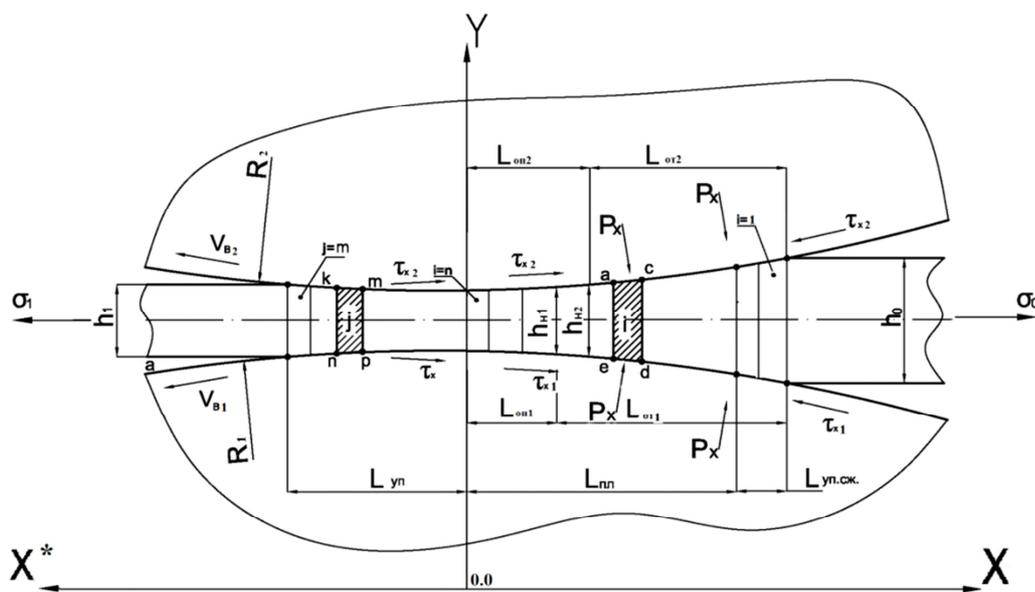


Рисунок 2.2 – Расчетная схема интегрального очага деформации применительно к математическому моделированию напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Считая первоначально рабочие валки упруго недеформированными и определив с учетом приведенного значения их радиусов $R_{пр} = 2R_1R_2 / (R_1 + R_2)$ [29] общую протяженность зоны пластического формоизменения, выразим как

$$L_{пл} = \sqrt{R_{пр} \Delta h - \Delta h^2 / 4}, \quad (2.1)$$

произведем по аналогии с методиками работ [28; 45; 46; 105] расчет шага разбиения Δx , а также геометрических координат начального x_{i1} и конечного x_{i2} граничных сечений каждого отдельного i -го выделенного элементарного объема, полученного путем разбиения всей зоны пластического формоизменения на достаточно большое с точки зрения точности получаемых результатов их n -ое количество (см. рис. 2.3, а)

$$\Delta x = L_{пл} / n; x_{i1} = L_{пл} - \Delta x(i-1); x_{i2} = x_{i1} - \Delta x = L_{пл} - \Delta x \times i. \quad (2.2)$$

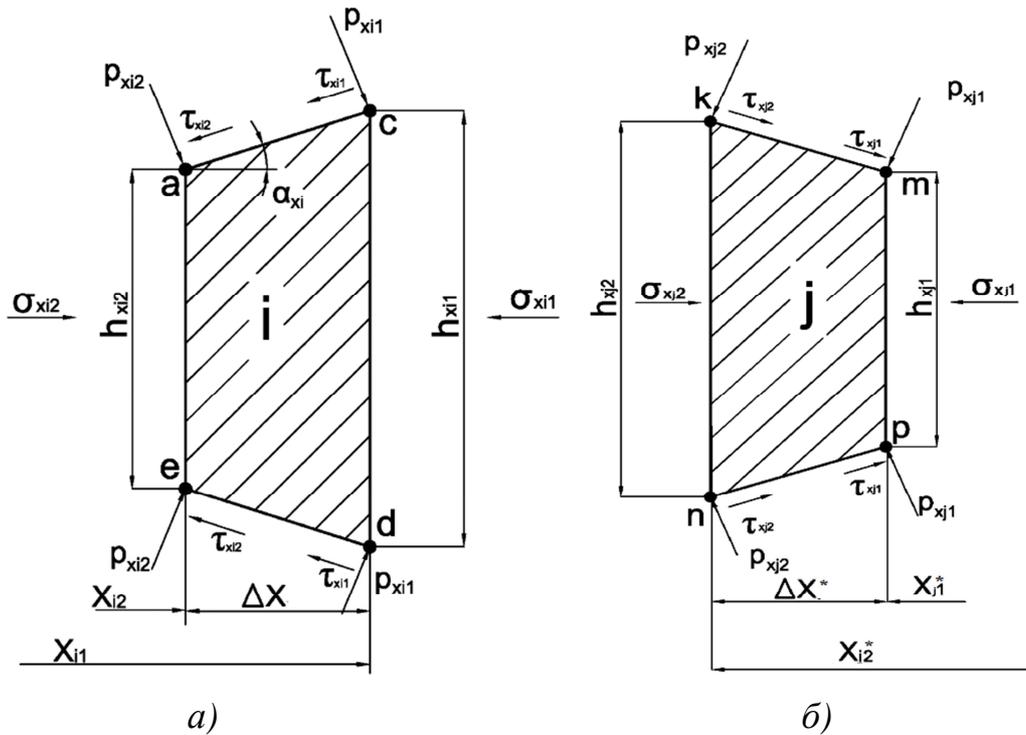


Рисунок 2.3 – Расчетные схемы элементарных объемов, выделенных в зоне пластического формоизменения (а) и в зоне упругого восстановления (б) очага деформации (см. рис. 2.2), используемые применительно к математическому моделированию напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Исходя из параболической аппроксимации контактных поверхностей рабочих валков [29] определяли и соответствующие значения толщин

$$h_{xi1} = h_1 + \Delta h(x_{i1} / L_{пл})^2; h_{xi2} = h_1 + \Delta h(x_{i2} / L_{пл})^2, \quad (2.3)$$

где последний цифровой индекс (1) здесь и далее свидетельствует о принадлежности данной компоненты начальному сд, а цифровой индекс (2) – конечному ае граничным сечениям выделенного i-го элементарного объема очага деформации (см. рис. 2.3, а).

Помимо указанных выше, при разработке численной математической модели напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей использовали еще ряд допущений:

- деформация прокатываемой заготовки является плоской и установившейся во времени, кинематика пластического течения металла в очаге деформации подчиняется гипотезе плоских сечений [29], при этом нормальные осевые напряжения σ_{xi} и показатели удвоенного сопротивления сдвигу $2K_{xi}$, изменяясь по длине зоны пластического формоизменения, по высоте каждого отдельного ее поперечного сечения остаются величинами постоянными;

- изменения текущих значений толщины $h_{xi} = h_{xi1} \dots h_{xi2}$, а также нормальных $P_{xi} = P_{xi1} \dots P_{xi2}$ и касательных $\tau_{xli} = \tau_{xli1} \dots \tau_{xli2}$, $\tau_{x2i} = \tau_{x2i1} \dots \tau_{x2i2}$ контактных напряжений по длине каждого отдельного выделенного i -го элементарного объема носят линейный характер (см. рис. 2.3, а);

- аналитические описания касательных контактных напряжений подчиняются более приемлемому с точки зрения условий горячего деформирования закону пластического трения $\tau_x = 2K_x \mu_x$ [49; 108], при этом текущие по длине очага деформации значения коэффициентов пластического трения μ_x , определяются количественно степенными зависимостями вида

$$\mu_{x1} = \mu_{0от1} [(x - L_{оп1}) / (L_{пл} - L_{оп1})]^{a_{\mu_{от1}}} \text{ при } L_{оп1} \leq x \leq L_{пл}; \quad (2.4)$$

$$\mu_{x2} = \mu_{0от2} [(x - L_{оп2}) / (L_{пл} - L_{оп2})]^{a_{\mu_{от2}}} \text{ при } L_{оп2} \leq x \leq L_{пл}; \quad (2.5)$$

$$\mu_{x1} = -\mu_{0оп1} [(L_{оп1} - x) / L_{оп1}]^{a_{\mu_{оп1}}} \text{ при } 0,0 \leq x < L_{оп1}; \quad (2.6)$$

$$\mu_{x2} = -\mu_{0оп2} [(L_{оп2} - x) / L_{оп2}]^{a_{\mu_{оп2}}} \text{ при } 0,0 \leq x < L_{оп2}, \quad (2.7)$$

где за положительные приняты значения касательных контактных напряжений τ_{x1} , τ_{x2} , являющихся сонаправленными с вектором скорости перемещения прокатываемого металла, что, в частности, отражено знаком (+) в выражениях (2.4), (2.5) для зон отставания и знаком (-) в выражениях (2.6), (2.7) – для зон опережения интегрального очага деформации (см. рис. 2.2);

$\mu_{0от1}$, $\mu_{0от2}$, $\mu_{0оп1}$, $\mu_{0оп2}$ - опорные для зон отставания и зон опережения на нижнем и верхнем рабочих валках значения коэффициентов внешнего пластического трения, соответствующие количественно значениям данного коэффициента μ_x в начальном ($x / L_{пл} = 1$) и конечном ($x / L_{пл} = 0$) граничных сечениях зоны пластического формоизменения металла (см. рис. 2.2) и определяемые шероховатостями, температурами и состояниями контактирующих поверхностей, скоростью прокатки, а также рядом других технологических факторов;

$L_{оп1}$, $L_{оп2}$ – протяженности зон опережения рабочих валках: на нижнем, принятым с учетом возможной кинематической асимметрии, условно ведущим, то есть имеющем большую окружную скорость $V_{в1}$ и верхнем ведомом, имеющем меньшую окружную скорость $V_{в2}$;

$a_{\mu_{от1}}$, $a_{\mu_{от2}}$, $a_{\mu_{оп1}}$, $a_{\mu_{оп2}}$ - степенные показатели, характеризующие форму эпюры расчетных распределений коэффициентов трения μ_{x1} , μ_{x2} по длине зоны пластического формоизменения металла.

Сведя с учетом характера принятых допущений и конечно-разностной формы представления основных компонент напряженно-деформированного состояния активные составляющие в левую, а реактивные,

в том числе и итерационную, составляющие в правую часть, условие баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках каждого отдельного выделенного i -го элементарного объема (см. рис. 2.3, a), можно записать как

$$N_{\sigma i1} + N_{\tau li} + N_{\tau 2i} = N_{\sigma i2} + N_{\tau cli} + N_{\tau c2i} + N_{Fi} + N_{ui}, \quad (2.8)$$

где $N_{\sigma i1}, N_{\sigma i2}$ - мощности нормальных осевых напряжений, действующих, соответственно, в начальном cd и конечном ae граничных сечениях выделенного i -го элементарного объема;

$N_{\tau li}, N_{\tau 2i}$ - мощности, подводимые в зонах отставания и отводимые в зонах опережения силами внешнего трения на контактных поверхностях нижнего и верхнего рабочих валков;

$N_{\tau cli}, N_{\tau c2i}$ - текущие значения мощностей относительного скольжения, то есть мощностей, расходуемых на преодоление сил внешнего трения на контактных поверхностях соответствующих рабочих валков;

N_{Fi}, N_{ui} - мощности, расходуемые непосредственно на пластическое формоизменение и на преодоление инерционных сил в рамках данного i -го выделенного элементарного объема.

Раскрыв в соответствии с рекомендациями работ [28; 46; 105] составляющие уравнения (2.8) и определив дополнительно инерционную составляющую, получили

$$\begin{aligned} & \sigma_{xi1} h_{xi1} V_{xi1} + \frac{\tau_{xli1} + \tau_{xli2}}{2 \cos \alpha_{xli}} \Delta x V_{B1} + \frac{\tau_{x2i1} + \tau_{x2i2}}{2 \cos \alpha_{x2i}} \Delta x V_{B2} = \\ & = \sigma_{xi2} h_{xi2} V_{xi2} + \frac{1}{2} \left[\tau_{xli1} \left(V_{B1} - \frac{V_{xi1}}{\cos \alpha_{xli}} \right) + \tau_{xli2} \left(V_{B1} - \frac{V_{xi2}}{\cos \alpha_{xli}} \right) \right] \times \\ & \times \frac{\Delta x}{\cos \alpha_{xli}} + \frac{1}{2} \left[\tau_{x2i1} \left(V_{B2} - \frac{V_{xi1}}{\cos \alpha_{x2i}} \right) + \tau_{x2i2} \left(V_{B2} - \frac{V_{xi2}}{\cos \alpha_{x2i}} \right) \right] \times \\ & \times \frac{\Delta x}{\cos \alpha_{x2i}} + \frac{1}{2} K_{\Lambda} (2K_{xi1} + 2K_{xi2}) h_{xi2} \ln \left(\frac{h_{xi1}}{h_{xi2}} \right) V_{xi2} + \\ & + \rho_M \frac{h_{xi1} + h_{xi2}}{2} \Delta x a_{xi} V_{xi2}, \end{aligned} \quad (2.9)$$

где положительные значения нормальных осевых напряжений σ_{xi1} и σ_{xi2} соответствуют напряжениям сжатия, в то время как знак (+) перед касательными контактными напряжениями $\tau_{xli1}, \tau_{x2i1}, \tau_{xli2}, \tau_{x2i2}$ соответствует зонам отставания протяженностью $L_{от1}$ и $L_{от2}$, а знак (-) – зонам опережения протяженностью $L_{оп1}$ и $L_{оп2}$ (см. рис. 2.2);

V_{xi1}, V_{xi2} - скорость перемещения прокатываемого металла в начальном cd и конечном ae граничных сечениях, соответственно (см. рис. 2.3, *a*);

$\alpha_{xli}, \alpha_{x2i}$ - текущие значения углов контакта на нижнем и верхнем рабочих валках;

K_{Λ} - коэффициент немонотонности пластической деформации, физический смысл и методики определения которого рассмотрены достаточно подробно в работах [28; 47];

$2K_{xi1} = 1,155\sigma_{sxi1}; 2K_{xi2} = 1,155\sigma_{sxi2}$ - значения удвоенного сопротивления сдвигу прокатываемого металла в начальном и конечном граничных сечениях, определяемые на основе алгоритмических сочетаний (1.4)–(1.9) или (1.10)...(1.17) с учетом междеформационного разупрочнения и в зависимости от соответствующих показателей степени $\epsilon_{xi} = (h_{xi1} - h_{xi2})/h_{xi1}$ и скорости $U_{xi} = \epsilon_{xi}(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x)$ и температуры деформации t_{xi} ;

ρ_M, a_{xi} - плотность металла прокатываемой заготовки и величина его ускорения, имеющего место в рамках выделенного i -го элементарного объема, определяемая как

$$a_{xi} = (V_{xi2} - V_{xi1})(V_{xi1} + V_{xi2})/(2\Delta x) = (V_{xi2}^2 - V_{xi1}^2)/(2\Delta x).$$

Следует отметить, что известные теоретические решения [28; 46; 105] основаны на использовании инженерного варианта условия пластичности $p_{xi2} - \sigma_{xi2} = 2K_{xi2}$, не учитывающего влияние касательных компонент девиатора напряжений τ_{xyi2} , что является более приемлемым применительно к условиям реализации процессов холодной прокатки.

В случае же горячей прокатки, характеризующейся высокими уровнями коэффициента внешнего контактного трения, более корректным является использование полной формы записи условия пластичности в виде [34; 47; 49]:

$$(p_{xi2} - \sigma_{xi2})^2 + 4\tau_{xyi2}^2 = 4K_{xi2}^2, \quad (2.10)$$

где p_{xi2} - величина нормальных контактных напряжений, действующих в конечном граничном сечении ae выделенного i -ого элементарного объема (см. рис. 2.3, *a*).

Исходя из того что, согласно результатам двумерного анализа (см. рис. 2.1, *a*) усредненное по толщине значение касательных компонент девиатора напряжений может быть представлено как $\tau_{xyi2} = (|\tau_{xli2}| + |\tau_{x2i2}|)/4$ и используя аналитические описания условий внешнего контактного трения в виде (2.4)...(2.7), условие (2.10) может быть трансформировано к виду

$$(p_{xi2} - \sigma_{xi2})^2 + K_{xi2}^2 (|\mu_{xli2}| + |\mu_{x2i2}|)^2 = 4K_{xi2}^2, \quad (2.11)$$

откуда по отношению к нормальным осевым напряжениям σ_{xi2} , имеем

$$\sigma_{xi2} = p_{xi2} - K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xli2}| + |\mu_{x2i2}|)^2}. \quad (2.12)$$

Учитывая (2.12) и приняв вследствие наличия незначительных текущих значений углов контакта α_{xli} и α_{x2i} величину их косинусов, равной $\cos \alpha_{xli} \approx \cos \alpha_{x2i} \approx 1$, уравнение (2.9) может быть трансформировано как

$$\begin{aligned} \sigma_{xil} h_{xil} V_{xil} + 0,5(2K_{xil} \mu_{xli1} + 2K_{xi2} \mu_{xli2}) \Delta x V_{B1} + 0,5(2K_{xil} \mu_{x2i1} + 2K_{xi2} \mu_{x2i2}) \times \\ \times \Delta x V_{B2} = [p_{xi2} - K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xli2}| + |\mu_{x2i2}|)^2}] h_{xi2} V_{xi2} + \\ + 0,5[2K_{xil} \mu_{xli1} (V_{B1} - V_{xil}) + 2K_{xi2} \mu_{xli2} (V_{B1} - V_{xi2})] \Delta x + \\ + 0,5[2K_{xil} \mu_{x2i1} (V_{B2} - V_{xil}) + 2K_{xi2} \mu_{x2i2} (V_{B2} - V_{xi2})] \Delta x + \\ + 0,5K_{\Lambda} (2K_{xil} + 2K_{xi2}) h_{xi2} V_{xi2} \ln(h_{xil}/h_{xi2}) + \\ + \rho_M (h_{xil} + h_{xi2}) (V_{xi2}^2 - V_{xil}^2) V_{xi2} / 4 = 0. \end{aligned} \quad (2.13)$$

Используя в дальнейшем кинематические соотношения, предоставляемые гипотезой плоских сечений $V_{xil} = V_1 h_1 / h_{xil}$, $V_{xi2} = V_1 h_1 / h_{xi2}$, а также проведя соответствующие математические преобразования и последующие сокращения, получим

$$\begin{aligned} \sigma_{xil} = p_{xi2} - K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xli2}| + |\mu_{x2i2}|)^2} - K_{xil} (\mu_{xli1} + \mu_{x2i1}) \Delta x / h_{xil} - \\ - K_{xi2} (\mu_{xli2} + \mu_{x2i2}) \Delta x / h_{xi2} + 0,5K_{\Lambda} (2K_{xil} + 2K_{xi2}) \ln(h_{xil}/h_{xi2}) + \\ + 0,25\rho_M (h_{xil} + h_{xi2}) V_1^2 h_1^2 (1/h_{xi2}^2 - 1/h_{xil}^2) / h_{xi2}. \end{aligned} \quad (2.14)$$

Следуя принятой рекуррентной схеме решения, в соответствии с которой результаты расчета конечного граничного сечения предыдущего (i-1) являются исходными данными для расчета начального граничного сечения последующего i-го элементарного объема, то есть с учетом известных значений удвоенного сопротивления сдвигу $2K_{xil} = 2K_{x(i-1)2}$ нормальных осевых $\sigma_{xil} = \sigma_{x(i-1)2}$ и нормальных контактных $p_{xil} = p_{x(i-1)2}$ напряжений, а также известных, согласно (2.1)...(2.7), всех геометрических характеристик и коэффициентов внешнего контактного трения, уравнение (2.14) содержит только одну неизвестную величину нормальных контактных напряжений p_{xi2} , по отношению к которой в окончательном виде имеем [129; 130]

$$p_{xi2} = \left\{ 2(\sigma_{xi1} + K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xli2}| + |\mu_{x2i2}|)^2}) h_{xi2} + 2K_{xi2} (\mu_{xli2} + \mu_{x2i2}) \Delta x + \right. \\ \left. + 2K_{xil} (\mu_{xli1} + \mu_{x2i1}) \Delta x h_{xi2} / h_{xil} - K_{\Lambda} (2K_{xil} + 2K_{xi2}) h_{xi2} \ln(h_{xil} / h_{xi2}) - \right. \\ \left. - 0,5\rho_M (h_{xil} + h_{xi2}) V_1^2 h_1^2 (1/h_{xi2}^2 - 1/h_{xil}^2) \right\} / (2h_{xi2}), \quad (2.15)$$

Где, исходя из условия пластичности (2.12), может быть определена и соответствующая величина нормальных осевых напряжений σ_{xi2} , действующих в конечном ae граничном сечении выделенного i -го элементарного объема зоны пластического формоизменения (см. рис. 2.3, a).

В качестве направления i -го рекуррентного решения зоны пластического формоизменения принято направление, соответствующее перемещению прокатываемой заготовки, с учетом чего начальные условия соответствовали

$$x_{i1}|_{i=1} = L_{пл}; h_{xi1}|_{i=1} = h_0; \mu_{xli1}|_{i=1} = \mu_{0от1}; \mu_{x2i1}|_{i=1} = \mu_{0от2}; \\ 2K_{xil}|_{i=1} = 1,155\sigma_{s0}; \sigma_{xi1}|_{i=1} = -\sigma_0; p_{xi1}|_{i=1} = 0,0, \quad (2.16)$$

где σ_{s0} – исходное значение напряжений текучести, определяемое на основе (1.15)...(1.17) с учетом интенсивности междеформационного упрочнения, а также с учетом температуры прокатки;

σ_0 – напряжения заднего натяжения прокатываемой заготовки.

Условия связи, используемые при переходе от расчета i -го к расчету $(i + 1)$ элементарного объема в этом случае имеют вид

$$x_{(i+1)1} = x_{i2}; h_{x(i+1)1} = h_{xi2}; \mu_{x1(i+1)1} = \mu_{xli2}; \mu_{x2(i+1)1} = \mu_{x2i2}; \\ 2K_{x(i+1)1j} = 2K_{xi2j}; \sigma_{x(i+1)1j} = \sigma_{xi2j}; \\ \sigma_{x(i+1)1} = \sigma_{xi2}; p_{x(i+1)1} = p_{xi2}. \quad (2.17)$$

По мере расчета последнего ($i = n$) элементарного объема зоны пластического формоизменения переходили к расчету зоны упругого восстановления металла прокатываемой заготовки, имеющей протяженность $L_{уп}$ (см. рис. 2.2). При этом первоначально определяли упругую деформацию сжатия прокатываемой заготовки в последнем сечении зоны ее пластического формоизменения

$$\delta h_1 = h_1^* - h_{xi2}|_{i=n} = h_1^* p_{xi2}|_{i=n} (1 - W_M^2) / E_M, \quad (2.18)$$

исходя из чего расчетное значение конечной толщины прокатываемого сортового полосового профиля равно

$$h_1^* = h_{xi2}|_{i=n} + \delta h_1 = h_{xi2}|_{i=n} \left(1 + p_{xi2}|_{i=n} (1 - W_M^2) / E_M \right), \quad (2.19)$$

где W_M, E_M - коэффициент Пуассона и модуль упругости материала заготовки с учетом конечного значения ее температуры t_1 .

В частности, аналитическую зависимость по определению обобщенно-го для целого ряда марок сталей значений модуля упругости E_{mj} в зависимости от температуры t_j можно представить в виде

$$E_{mj} = \left[2,1 - 0,628 \left(\frac{t_j}{1000} \right) + 0,83 \left(\frac{t_j}{1000} \right)^2 - 1,458 \left(\frac{t_j}{1000} \right)^3 \right] 10^5 \text{ (МПа)}. \quad (2.20)$$

Определив по аналогии с (2.1) протяженность зоны упругого восстановления очага деформации $L_{yn} = \sqrt{R_{np} \delta h_1 - \delta h_1^2 / 4}$ и осуществив ее разбиение на m -ое число выделенных j -ых элементарных объемов (см. рис. 2.3, б), геометрические характеристики каждого из них определяли как

$$\Delta x^* = L_{yn} / m; x_{j1}^* = \Delta x^* (j-1); x_{j2}^* = x_{j1}^* + \Delta x^* = \Delta x^* \times j; \quad (2.21)$$

$$h_{x_{j1}^*}^* = h_{xi2|i=n} + \delta h_1 (x_{j1}^* / L_{yn})^2; h_{x_{j2}^*}^* = h_{xi2|i=n} + \delta h_1 (x_{j2}^* / L_{yn})^2, \quad (2.22)$$

где x^* – вспомогательная геометрическая координата, имеющая свое начало в плоскости сопряжения зон пластического формоизменения и упругого восстановления, направленная по ходу перемещения прокатываемого металла, то есть в сторону противоположную основной геометрической координате X (см. рис. 2.2).

Следуя (2.19) для нормальных контактных напряжений p_{xi2} , действующих в рамках конечных граничных сечений j -ых элементарных объемов зоны упругого восстановления, можно записать в виде

$$p_{xj2} = (h_1^* - h_{x_{j2}^*}^*) E_M / \left[h_1^* (1 - W_M^2) \right], \quad (2.23)$$

а, исходя из конечно-разностной формы условий статического равновесия выделенных в зоне упругого восстановления j -ых элементарных объемов металла (см. рис. 2.3, б), величину соответствующих нормальных осевых напряжений σ_{xi2} определим по аналогии с методиками работ [28, 45; 105] как

$$\sigma_{xj2} = [\sigma_{xj1} h_{xj1} + 0,5(p_{xj1} + p_{xj2})(h_{xj2} - h_{xj1})] / h_{xj2} - 2K_{xi2|i=n} (\mu_{0оп1} + \mu_{0оп2}) \Delta x^* / h_{xj2}, \quad (2.24)$$

где в качестве последнего для зоны упругого восстановления рассматривали элементарный объем с порядковым номером $j = m$ (см. рис. 2.2).

Согласно граничным условиям интегрального очага деформации (см. рис. 2.2) расчетное значение нормальных осевых напряжений для последнего элементарного объема зоны упругого восстановления $\sigma_{xj2}|_{j=m}$ должно соответствовать заданным напряжениям переднего натяжения σ_1 , то есть, с учетом используемого правила знаков должно выполняться условие

$$\sigma_{xj2}|_{j=m} = -\sigma_1. \quad (2.25)$$

По аналогии с математическими моделями процессов холодной прокатки [28; 45] выполнение условия (2.25) обеспечивали за счет целенаправленного итерационного изменения протяженности зоны опережения на нижнем ведущем рабочем валке $L_{оп1}$ с использованием либо метода целенаправленного перебора вариантов [131; 132]

$$L_{оп1(t+1)} = L_{оп1t} + A_{L_{оп1}} \text{sign} \left[\sigma_1 - (-\sigma_{xj2}|_{j=m}) \right], \quad (2.26)$$

либо метода дихотомии, то есть метода половинного деления [132] получим

$$\begin{aligned} L_{оп1\min(t+1)} &= L_{оп1\min t}; L_{оп1\max(t+1)} = L_{оп1t} \quad \text{при } \sigma_1 < -\sigma_{xj2}|_{j=m}; \\ L_{оп1\min(t+1)} &= L_{оп1t}; L_{оп1\max(t+1)} = L_{оп1\min t} \quad \text{при } \sigma_1 > -\sigma_{xj2}|_{j=m}; \\ L_{оп1(t+1)} &= [L_{оп1\min(t+1)} + L_{оп1\max(t+1)}] / 2, \end{aligned} \quad (2.27)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения;

$A_{L_{оп1}}$ – шаг изменения протяженности зоны опережения на нижнем ведущем рабочем валке, величина которого была принята переменной в зависимости от степени приближения к искомому результату;

$\text{sign} \left[\sigma_1 - (-\sigma_{xj2}|_{j=m}) \right]$ – функция знака, определяемая количественной оценкой выражения в квадратных скобках, то есть

$$\text{sign} \left[\sigma_1 - (-\sigma_{xj2}|_{j=m}) \right] = \begin{cases} 1 & \text{при } \sigma_1 > (-\sigma_{xj2}|_{j=m}); \\ 0 & \text{при } \sigma_1 \approx (-\sigma_{xj2}|_{j=m}); \\ -1 & \text{при } \sigma_1 < (-\sigma_{xj2}|_{j=m}), \end{cases}$$

$L_{оп1\min(t+1)}, L_{оп1\max(t+1)}$ - потенциально минимально и максимально возможные значения протяженности зоны опережения $L_{оп1}$ в данном $(t + 1)$ цикле итерационной процедуры решения.

По мере сходимости рассмотренной итерационной процедуры, соответствующей выполнению условия $\left| \sigma_1 - (-\sigma_{xj2}|_{j=m}) \right| < 0,1 \text{ МПа}$ и определения $L_{оп1}$, учитывая возможные условия реализации асимметричного по кинематике ($V_{в1} > V_{в2}$) процесса горячей прокатки и, следуя гипотезе плоских сечений [28; 29], производили расчет протяженности зоны опережения $L_{оп2}$ и на верхнем ведомом рабочем валке (см. рис. 2.2), знание которой, наряду с количественной оценкой $L_{оп1}$, необходимо для корректного определения согласно (2.4)...(2.7) текущих по длине очага деформации значений коэффициентов пластического трения μ_{x1} и μ_{x2} .

При этом по аналогии с (2.3) первоначально определяли толщину заготовки $h_{н1}$ в сечении, являющемся нейтральным для нижнего ведущего рабочего валка

$$h_{н1} = h_1 + \Delta h (L_{оп1} / L_{пл})^2. \quad (2.28)$$

С использованием организации еще одной итерационной процедуры решения осуществляли и учет упругого сплющивания рабочих валков. При этом первоначально определяли величину нормальных контактных напряжений, являющихся среднеинтегральными по длине зоны пластического формоизменения $p_c = \sum_{i=1}^n (p_{xi1} + p_{xi2}) / (2n)$. После этого с использованием результатов работы [29] производили расчет общей протяженности данной зоны с учетом упругого сплющивания рабочих валков

$$L_{плс} = \sqrt{R_{пр} \Delta h - \Delta h^2 / 4 + z_L^2} + z_L, \quad (2.29)$$

где $z_L = 8p_c R_{пр} (1 - W_B^2) / (\pi E_B)$ – вспомогательный параметр;

W_B, E_B – коэффициент Пуассона и модуль упругости материала рабочих валков.

Таким образом, приняв в первом цикле рабочие валки упруго недеформированными, осуществляли численное разбиение зоны пластического формоизменения и определение текущих значений геометрических координат x_{i1}, x_{i2} , а также соответствующих им значений толщин h_{xi1}, h_{xi2} . После этого с использованием рассмотренного выше алгоритмического сочетания зависимостей (2.4)...(2.17) выполняли расчет текущих значений нормальных контактных p_x и нормальных осевых σ_x

напряжений, организовывали согласно (2.18)...(2.28) внутреннюю итерационную процедуру по определению протяженности зон опережения $L_{оп1}$, $L_{оп2}$, а затем, определяли на основе (2.29) $L_{плс}$ и соответствующее ему новое значение приведенного радиуса упруго-деформированных рабочих валков

$$R_{пр} = (L_{плс}^2 + \Delta h^2 / 4) / \Delta h, \quad (2.30)$$

которое на последующем $(t + 1)$ цикле итерационной процедуры решения подставляли в выражение (2.1) и повторяли весь расчет полностью. В качестве сходимости данной итерационной процедуры использовали условие

$$\delta L_{пл} = 100(L_{плсt} - L_{плс(t-1)}) / L_{плсt} \leq 0,1 (\%). \quad (2.31)$$

По мере обеспечения сходимости итерационных процедур определения протяженностей зон опережения $L_{оп1}$, $L_{оп2}$ и учета упругого сплющивания рабочих валков путем организации в соответствии с методиками работ [28; 45; 46; 105] численного интегрирования расчетных распределений нормальных p_{xi1} , p_{xi2} и касательных $\tau_{xli1} = 2K_{xil}\mu_{xli1}$, $\tau_{xli2} = 2K_{xi2}\mu_{xli2}$, $\tau_{x2i1} = 2K_{xil}\mu_{x2i1}$, $\tau_{x2i2} = 2K_{xi2}\mu_{x2i2}$ контактных напряжений было осуществлено определение силы P и моментов M_1 , M_2 на каждом из рабочих валков, имеющих место при реализации исследуемой технологической схемы процесса горячей прокатки

$$P = B \left(\sum_{i=1}^n 0,5(p_{xi1} + p_{xi2})\Delta x + \sum_{j=1}^m 0,5(p_{xjl} + p_{xj2})\Delta x^* \right); \quad (2.32)$$

$$M_1 = BR_1 \left(\sum_{i=1}^n 0,5(2K_{xil}\mu_{xli1} + 2K_{xi2}\mu_{xli2})\Delta x - 2K_{xi2}|_{i=n} \mu_{0оп1} L_{уп} \right); \quad (2.33)$$

$$M_2 = BR_2 \left(\sum_{i=1}^n 0,5(2K_{xil}\mu_{x2i1} + 2K_{xi2}\mu_{x2i2})\Delta x - 2K_{xi2}|_{i=n} \mu_{0оп2} L_{уп} \right). \quad (2.34)$$

Помимо расчета локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния численная детерминированная математическая модель процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей включала в себя и определение текущих Ψ_{xi} , а также результирующих Ψ_1 значений степени использования запаса пластичности, количественные оценки которых необходимы при выборе рациональных технологических режимов с точки зрения отсутствия микро- и макроразрушений прокатываемого профиля. В частности, согласно методике В. Л. Колмогорова [50; 51], предполагающей линейный характер накопления повреждений, учитывая конечно-разностное представление расчетных значений напряжений и деформаций (см. рис. 2.2, 2.3), получили

$$\Psi_{xi2} = \Psi_o + 2 \sum_{i=1}^i K_{\Lambda} \ln(h_{xi1} / h_{xi2}) / \Lambda_{npxi} ; \quad (2.35)$$

$$\Psi_1 = \Psi_o + 2 \sum_{i=1}^n K_{\Lambda} \ln(h_{xi1} / h_{xi2}) / \Lambda_{npxi} , \quad (2.36)$$

где Ψ_o - исходные для данного прохода значения показателей степени использования запаса пластичности;

Λ_{npxi} - предельные с точки зрения разрушения материала прокатываемой заготовки текущие значения деформации сдвига при данном напряженном состоянии и температурно-скоростных условиях деформирования [50; 51].

Решения, аналогичные (2.35) и (2.36) получены и на основе методики В. А. Огородникова, предполагающей более строгий учет реального характера развития напряженно-деформированного состояния металла во времени [110; 111].

Применительно к горячей прокатке относительно тонких полос, учитывая принятые допущения, рекуррентный подход, а также используемые символику, правила знаков и конечно-азностную интерпретацию основных компонент напряженно-деформированного состояния (см. рис. 2.2, 2.3), данную методику можно представить в виде следующей алгоритмической последовательности отдельных операций:

- определение главных напряжений, действующих в конечном граничном сечении ae (см. рис. 2.3, *a*) выделенного i -го элементарного объема зоны пластического формоизменения металла

$$\sigma_{1xi2} = -\sigma_{xi2}; \quad \sigma_{2xi2} = -(\sigma_{xi2} + p_{xi2})/2; \quad \sigma_{3xi2} = -p_{xi2}; \quad (2.37)$$

- расчет согласно Г. А. Смирнову-Аляеву [110; 111] текущего значения η_{xi2} и приращения $\Delta\eta_{xi}$ показателя напряженного состояния металла в рамках данного выделенного i -го элементарного объема

$$\eta_{xi2} = \sqrt{3} (\sigma_{1xi2} + \sigma_{2xi2}) / (\sigma_{1xi2} + \sigma_{3xi2}); \quad (2.38)$$

$$\Delta\eta_{xi} = \eta_{xi2} - \eta_{xi1} = \eta_{xi2} - \eta_{x(i-1)2}; \quad (2.39)$$

- определение текущих значений главных логарифмических деформаций ϵ'_{1xi2} , ϵ'_{2xi2} , ϵ'_{3xi2} , их интенсивности ϵ_{ixi2} и ее приращения $\Delta\epsilon_{ixi2}$ в рамках каждого отдельного i -го элементарного объема металла

$$\epsilon'_{1xi2} = \ln(h_0 / h_{xi2}); \quad \epsilon'_{2xi2} = 0,0; \quad \epsilon'_{3xi2} = -\epsilon'_{1xi2}; \quad (2.40)$$

$$\epsilon_{ixi2} = (2/\sqrt{3})\epsilon'_{1xi2} = (2/\sqrt{3})\ln(h_{xi1} / h_{xi2}); \quad \Delta\epsilon_{ixi2} = \epsilon_{ixi2} - \epsilon_{ixi1}; \quad (2.41)$$

- непосредственный расчет текущих Ψ_{xi2} и результирующих Ψ_1 значений показателя степени использования запаса пластичности

$$\Psi_{xi2} = \Psi_0 + \sum_{i=1}^i \left[1 + a_{\varphi} \arctg \left(\frac{\Delta \eta_{xi}}{\Delta \varepsilon_{ixi2}} \right) \right] \frac{\varepsilon_{ixi2}^{a_{\varphi} \arctg(\Delta \eta_{xi} / \Delta \varepsilon_{ixi2})}}{1 + a_{\varphi} \arctg(\Delta \eta_{xi} / \Delta \varepsilon_{ixi2})} \Delta \varepsilon_{ixi2} / \varepsilon_{ирxi2}^* ; \quad (2.42)$$

$$\Psi_1 = \Psi_{xi2}|_{i=n} , \quad (2.43)$$

где $a_{\varphi} = 0,215$ – коэффициент регрессии аппроксимации функциональной связи, определяемой направлением деформирования;

$\varepsilon_{ирxi2}^*$ – предельное с точки зрения разрушения прокатываемого металла текущее значение интенсивности главных логарифмических деформаций, определяемое с использованием соответствующих диаграмм пластичности $\varepsilon_{ир} = F(\eta)$ [110; 111] при их корректировке, обеспечивающей учет объемного характера напряженного состояния металла и температурных условий реализации процесса горячей прокатки.

Использование зависимостей (2.37) для определения показателей напряженного состояния металла является корректным только по отношению к центральной части прокатываемых сортовых полосовых профилей, для которой вследствие отсутствия уширения средние напряжения равны $\sigma_{zxi2} = -\sigma_{2xi2} = (\sigma_{xi2} + p_{xi2})/2$. По отношению же к боковым кромкам данных заготовок, имеющих возможность свободного уширения, $\sigma_{zxi2} = 0$, $p_{xi2} = 2K_{xi2}$, а величина нормальных осевых напряжений согласно (2.12) σ_{xi2} соответствует

$$\sigma_{xi2}^* = K_{xi2} (2 - \sqrt{4 - (|\mu_{x1i2}| + |\mu_{x2i2}|)^2}) . \quad (2.44)$$

Исходя из изложенного выше выражение (2.37) применительно к анализу напряженного состояния металла по боковым кромкам прокатываемых профилей должно быть трансформировано к виду

$$\sigma_{1xi2} = -\sigma_{xi2}^* ; \sigma_{2xi2} = 0 ; \sigma_{3xi2} = -2K_{xi2} , \quad (2.45)$$

с учетом которого и необходимо производить дальнейший расчет максимального для всего поперечного сечения значения степени использования запаса пластичности.

В целом, рассмотренные в рамках данного подраздела теоретические решения в сочетании с аналитическими описаниями (1.4)...(1.17), определяющими текущие по длине очага деформации напряжения текучести σ_{sxi1} , σ_{sxi2} и соответствующие им удвоенные значения сопротивления сдвигу $2K_{xi1}$, $2K_{xi2}$ составили полный алгоритм по автоматизированному расчету локальных и интегральных показателей напряженно-деформированного состояния металла, имеющего место при горячей прокатке относительно тонких заготовок в чистовых рабочих клетях. Программирование этого алгоритма,

укрупненная блок-схема которого представлена на рис. 2.4, выполнено в лингвистической среде С++ применительно к персональным ЭВМ стандарта IBM. При этом оценка влияния числа разбиений зоны пластического формоизменения металла на варьируемое по величине n множество i -х элементарных объемов (см. рис. 2.2, 2.3, *a*), показала (рис. 2.5), что с точки зрения количественной оценки относительных погрешностей $\delta P = 100(P|_n - P|_{n=10^8})/P|_{n=10^8} (\%)$, $\delta M = 100(M|_n - M|_{n=10^8})/M|_{n=10^8}, \%$ определения силы P и суммарного момента M прокатки рациональным является использование числа разбиений $n = 100 \dots 200$. Относительные погрешности δP и δM по отношению к условно точным значениям данных энергосиловых параметров, полученным при $n = 10^8$, в этом случае не превысили 1 % (рис. 2.5), в то время как дальнейшее увеличение числа разбиений n приводит к необоснованному повышению затрат машинного времени ЭВМ особенно при решении многовариантных задач оптимизационного плана.

В качестве примера результатов численной реализации рассмотренной выше численной математической модели и соответствующих ей программных средств на рис. 2.6...2.8 представлены расчетные распределения по длине очага деформации удвоенного значения сопротивления сдвигу $2K_x$, касательных контактных напряжений τ_x , а также нормальных контактных p_x , нормальных осевых σ_x напряжений, полученные применительно к различным материалам прокатываемых заготовок, значениям величины их относительного обжатия, температур прокатки, степени ее кинематической асимметрии.

Кроме того, на рис. 2.9 представлены расчетные распределения интегральных характеристик в виде приведенных к единице ширины значений силы P/B и суммарного момента M/B процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей.

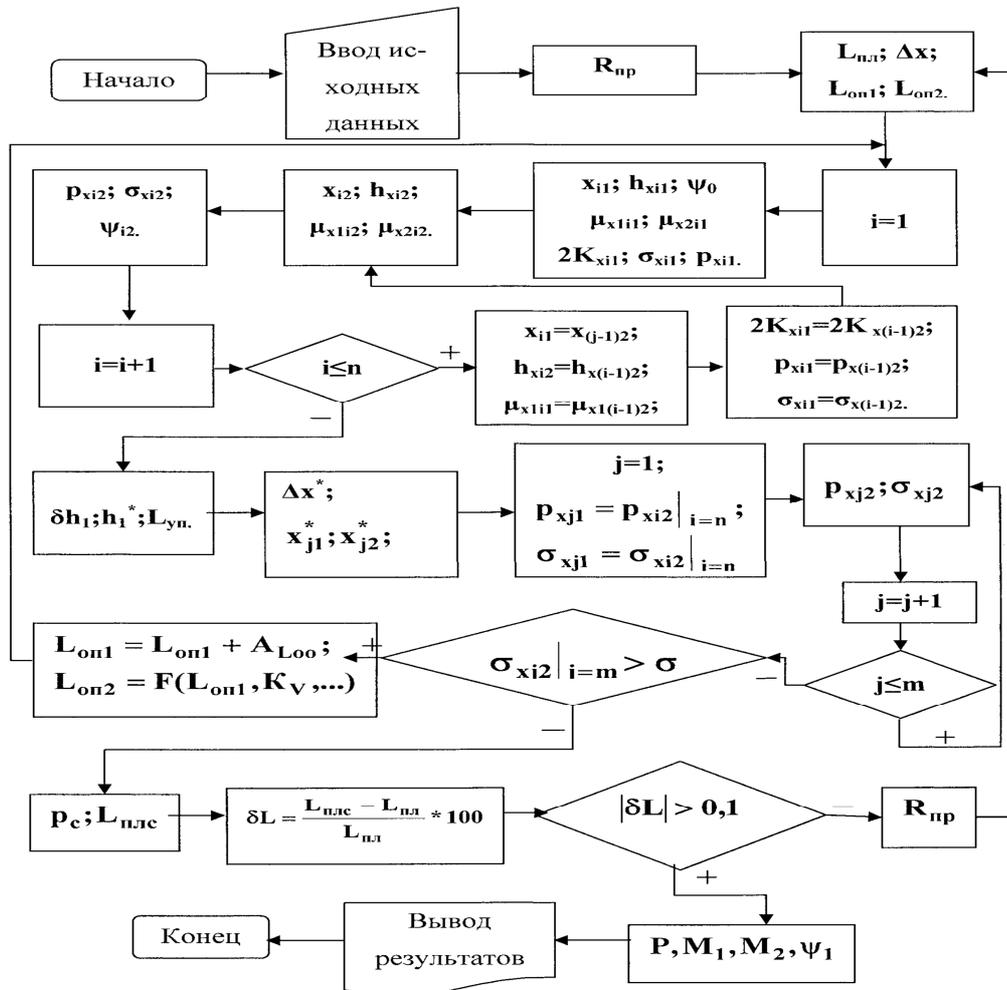


Рисунок 2.4 – Укрупненная блок-схема алгоритма численного математического моделирования напряженно-деформированного состояния при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

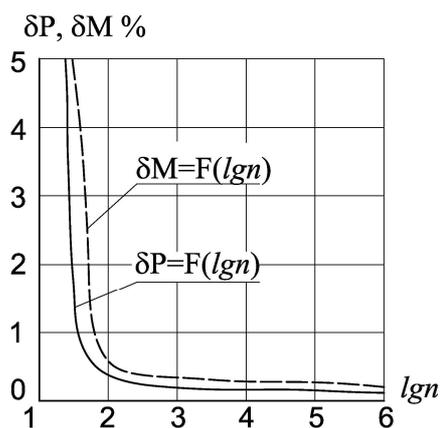
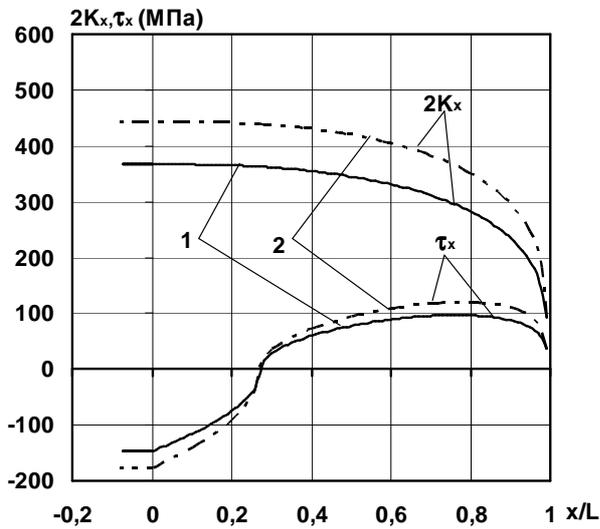
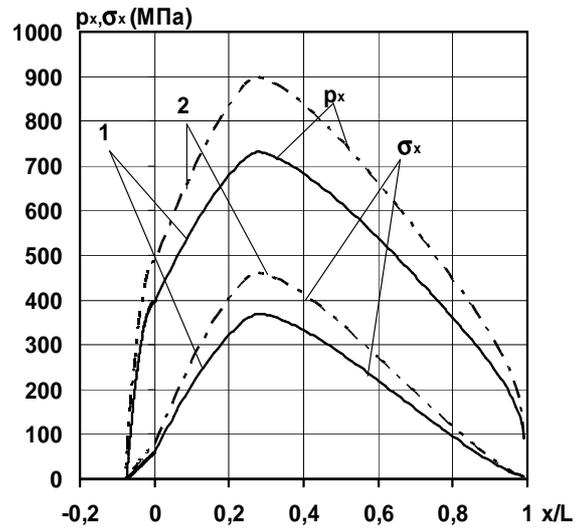


Рисунок 2.5 – Расчетные распределения относительной погрешности определения силы δP и суммарного момента δM прокатки в зависимости от числа разбиений n зоны пластического формоизменения металла



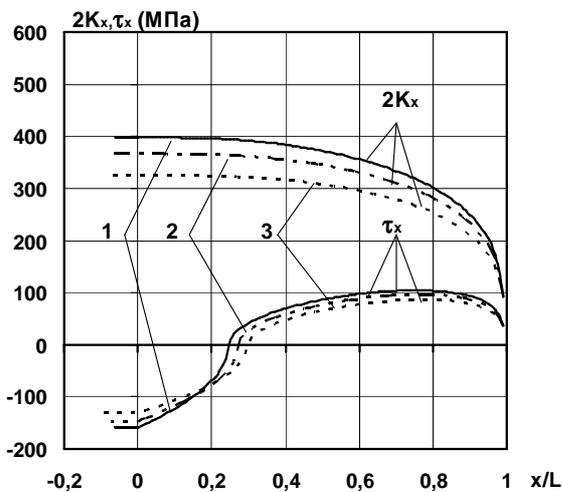
a)



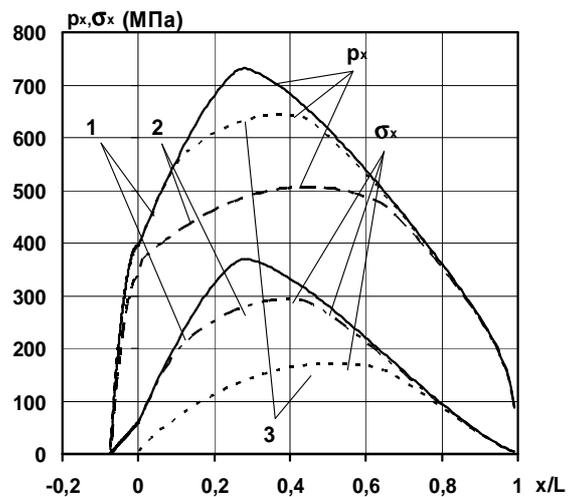
б)

$h_0 = 4 \text{ мм}; h_1 = 2,8 \text{ мм}; R = 150 \text{ мм}; \mu_0 = 0,4; t = 850^0 \text{ C}; V_1 = 5 \text{ м/с}; \sigma_0 = \sigma_1 = 0 \text{ МПа}$

Рисунок 2.6 – Расчетные распределения локальных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей из стали 10 (1) и стали 30ХГСА (2)



a)

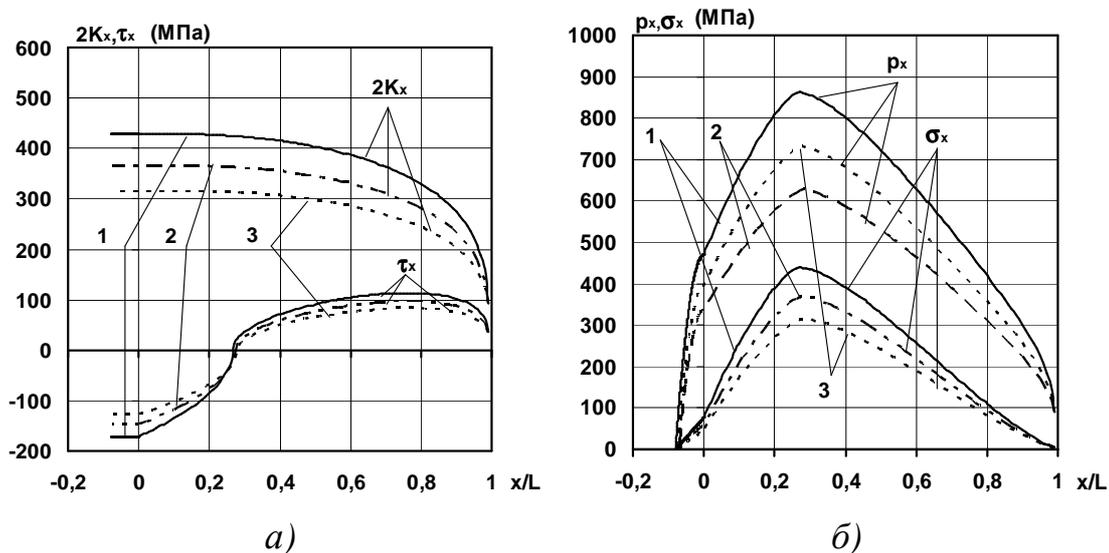


б)

Сталь 10; $h_0 = 4 \text{ мм}; R = 150 \text{ мм}; \mu_0 = 0,4; V_1 = 5 \text{ м/с}; t = 850^0 \text{ C}; \sigma_0 = \sigma_1 = 0 \text{ МПа};$

$1-h_1 = 2,4 \text{ мм}; 2-h_1 = 2,8 \text{ мм}; 3-h_1 = 3,2 \text{ мм}$

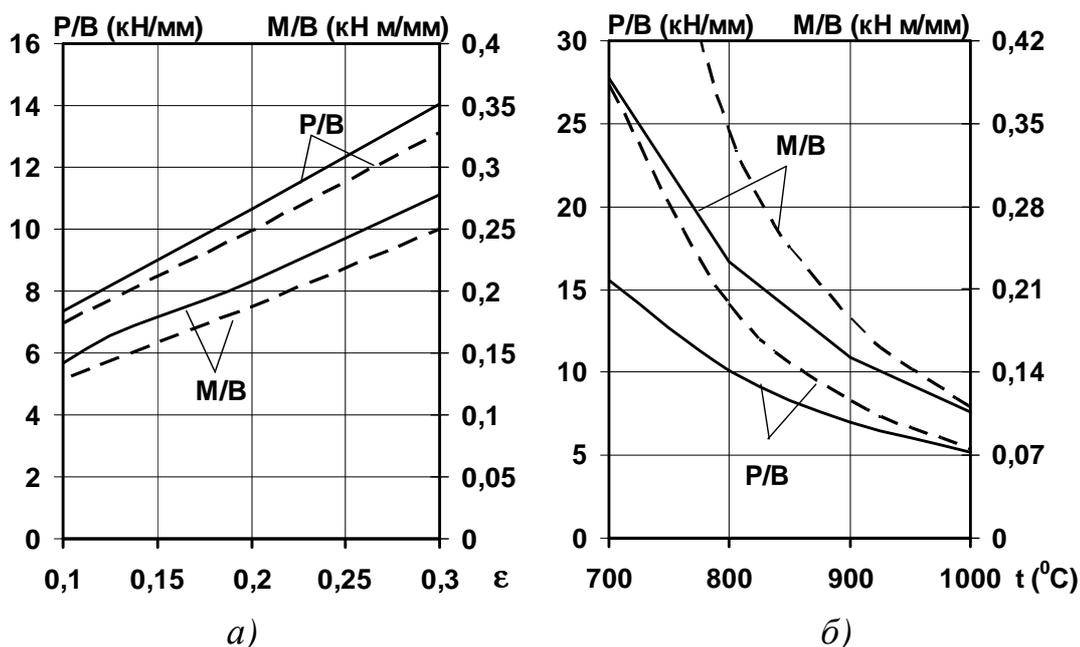
Рисунок 2.7 – Расчетные распределения локальных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в зависимости от конечной толщины h_1



Сталь 10; $h_0 = 4$ мм; $h_1 = 2,8$; $R = 150$ мм; $\mu_0 = 0,4$;

$V_1 = 5$ м/с; $\sigma_0 = \sigma_1 = 0$ МПа; 1 – $t = 750$ °С; 2 – $t = 800$ °С; 3 – $t = 850$ °С

Рисунок 2.8 – Расчетные распределения локальных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в зависимости от температуры t



a – обжатие; b – температуры прокатки

Сталь 10 (—); Сталь 30ХГСА (- - - -)

Рисунок 2.9 – Расчетные распределения интегральных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Обобщая результаты представленных (см. рис. 2.6...2.9) и аналогичных им расчетных распределений, необходимо отметить следующее:

- повышение уровня механических свойств металла прокатываемых заготовок, а также увеличение их относительных обжатий, радиусов рабочих валков, коэффициента внешнего контактного трения и снижение температур прокатки однозначно приводит к повышению уровней как локальных, так и интегральных характеристик напряженного состояния металла в очаге деформации;

- некоторое снижение уровней нормальных контактных напряжений P_x и силы прокатки P может быть обеспечено за счет создания и повышения степени кинематической асимметрии процесса прокатки, при этом интенсивность данного снижения с уменьшением толщины прокатываемых заготовок, с увеличением относительных обжатий, радиусов рабочих валков и коэффициента внешнего контактного трения возрастает, что свидетельствует о целесообразности использования данного технического решения в последних чистовых рабочих клетях полосовых и сортовых прокатных станов при прокатке сортовых полосовых профилей.

Выполненная дополнительно количественная оценка степени достоверности результатов математического моделирования напряженного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей показала, что при отсутствии дифференцированного учета наличия зоны упругого восстановления металла относительная погрешность расчета силы прокатки составляет 5...10 %, такой же диапазон имеет место при отсутствии дифференцированного учета упругого сплющивания рабочих валков, что в своей совокупности приводит к относительной погрешности в диапазоне 12...18 %, более высокие значения которого соответствуют большим значениям конечных толщин прокатываемых заготовок и радиусов рабочих валков. Кроме того, использование не строгого (2.9), а инженерного варианта условия пластичности обуславливает наличие дополнительной погрешности в диапазоне 6...15 %, большие значения которого соответствуют более высоким количественным оценкам коэффициентов внешнего контактного трения.

Отмеченное выше наряду с довольно сложным характером полученных расчетных распределений (см. рис. 2.6...2.9) и наличием достаточно большого числа факторов влияния подтверждают целесообразность использования рассмотренного в рамках данного подраздела численного подхода, основанного на рекуррентном решении конечно-разностных форм условия баланса энергетических затрат применительно к зоне пластического формоизменения и условиям статического равновесия применительно к зоне упругого восстановления прокатываемых сортовых полосовых профилей.

2.2 Выбор методов теоретических исследований процесса горячей прокатки равнополочных и неравнополочных угловых профилей

Процесс горячей прокатки сортовых полосовых профилей рассматриваемых типоразмеров характеризуется повышенной степенью влияния прикромочного эффекта, определяющего и величину уширения, и уровень энергосиловых параметров данной технологической схемы [133; 134].

Количественно степень влияния прикромочного эффекта, следуя рекомендациям работы [29], определена нами на основе расчета зоны доминирующего поперечного пластического течения металла $V_{шxi2}$, вытекающей из условия равенства нормальных контактных напряжений p_{xi2} , полученных на основе численного рекуррентного решения выделенных элементарных объемов при разбиении зоны пластического формоизменения вдоль оси X , то есть оси прокатки (см. подразд. 2.1, рис. 2.2) и нормальных контактных напряжений p_{xzi2j2} , полученных при аналогичном разбиении очага деформации вдоль оси Z , то есть поперек оси прокатки (рис. 2.10) [135; 136].

Так, рассматривая конечное граничное сечение выделенного i -го элементарного объема (см. рис. 2.2, 2.3, а) и осуществив его разбиение по текущему значению ширины прокатываемой заготовки B_{xi2} (см. рис. 2.10) на j -ые элементарные объемы, условие статического равновесия для каждого из них, по аналогии с расчетом зоны упругого восстановления металла на выходе из очага деформации (см. подразд. 2.1), можно записать как

$$(\sigma_{xzi2j1} - \sigma_{xzi2j2})h_{xi2} + 0,5(\tau_{xzli2j1} + \tau_{xzli2j2} + \tau_{xz2i2j1} + \tau_{xz2i2j2})\Delta Z_{xi2} = 0, \quad (2.46)$$

где σ_{xzi2j1} , σ_{xzi2j2} – нормальные осевые напряжения, действующие по оси Z в начальном a^{**} (здесь и далее последний цифровой индекс 1) и конечном c^{**} (последний цифровой индекс 2) граничных сечениях выделенного ij -го элементарного объема (см. рис. 2.10), положительные значения которых, как и ранее (см. подразд. 2.1), соответствуют напряжениям сжатия;

$\tau_{xzli2j1}$, $\tau_{xzli2j2}$, $\tau_{xz2i2j1}$, $\tau_{xz2i2j2}$ – текущие значения касательных контактных напряжений, действующих на прокатываемую заготовку со стороны нижнего (первый цифровой индекс 1) и верхнего (первый цифровой индекс 2) рабочих валков в начальном и конечном граничных сечениях;

$\Delta Z_{xi2} = B_{i2}/k$ – шаг разбиения ширины прокатываемой заготовки в ее i -ом поперечном сечении, определяемый заданным значением k общего числа данных разбиений (см. рис. 2.10).

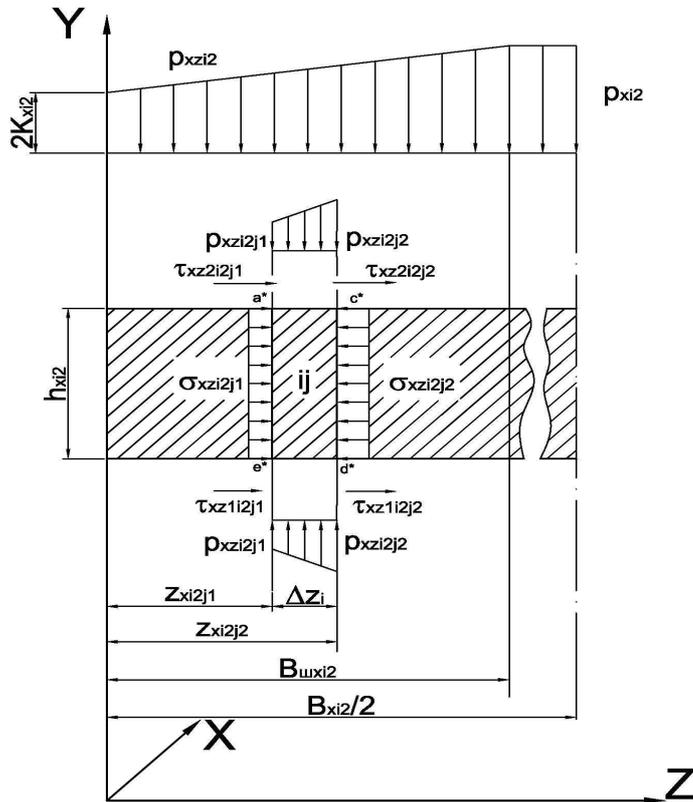


Рисунок 2.10 – Расчетная схема i -го поперечного сечения зоны пластического формоизменения применительно к математическому моделированию напряженно-деформированного состояния металла по кромкам относительно тонких сортовых полосовых профилей при горячей прокатке

С учетом используемых полной формы записи условия пластичности (2.10) и аналитических описаний касательных контактных напряжений в виде $\tau_{xz} = 2K_x \mu_{xz}$ уравнение (2.46) можно преобразовать как

$$\left(\sigma_{xzi2j1} - p_{xzi2j2} + K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xzi2j1}| + |\mu_{xzi2j2}|)^2} \right) h_{xi2} + 2K_{xi2} (\mu_{xzi2j1} + \mu_{xzi2j2} + \mu_{xzi2j1} + \mu_{xzi2j2}) \Delta Z_{xi2} / 2 = 0, \quad (2.47)$$

где p_{xzi2j2} – текущие по ширине значения нормальных контактных напряжений, имеющие место в i -ом поперечном сечении прокатываемой заготовки и в конечном граничном сечении $s^* d^*$ выделенного ij -го элементарного объема металла (см. рис. 2.10);

$2K_{xi2}$ – текущие по длине зоны пластического формоизменения значения удвоенного сопротивления сдвигу прокатываемого металла, определяемые в зависимости от степени, скорости и температуры деформации на основе алгоритмических последовательностей (1.4)...(1.17);

$\mu_{xz1i2j1}, \mu_{xz1i2j2}, \mu_{xz2i2j1}, \mu_{xz2i2j2}$ – текущие по длине и ширине значения коэффициентов пластического трения, действующие в соответствующих граничных условиях со стороны нижнего и верхнего рабочих валков.

Учитывая принятую рекуррентную схему решения, согласно которой нормальные осевые напряжения σ_{xzi2jl} являются известными из результатов расчета предыдущего $i(j-1)$ -го элементарного объема поперечного сечения, то есть $\sigma_{xzi2jl} = \sigma_{xzi2(j-1)2}$, уравнение (2.47) содержит только одну неизвестную величину нормальных контактных напряжений P_{xzi2j2} , по отношению к которой в окончательном виде, имеем [135; 136]

$$P_{xzi2j2} = \left\{ \left(\sigma_{xzi2j1} + K_{xi2} \sqrt{4 - (|\mu_{xz1i2j2}| + |\mu_{xz2i2j2}|)^2} \right) h_{xi2} + 2K_{xi2} (\mu_{xz1i2j1} + \mu_{xz1i2j2} + \mu_{xz2i2j1} + \mu_{xz2i2j2}) \Delta Z_{xi2} \right\} / (2h_{xi2}). \quad (2.48)$$

В качестве направления рекуррентной схемы решения использовали направление от кромок прокатываемой заготовки к ее середине, то есть направление, соответствующее оси Z , имеющей свое начало по кромкам и являющейся перпендикулярной оси прокатки (см. рис. 2.10). С учетом этого, а также следуя технологическим особенностям исследуемого процесса горячей прокатки и используемой схеме разбиения, начальные условия при расчете первого $j=1$ и условия связи при переходе от расчета j -го к расчету $(j+1)$ элементарных объемов были приняты в виде

$$Z_{xi2jl}|_{j=1} = 0,0; \sigma_{xzi2jl}|_{j=1} = 0,0; P_{xzi2jl}|_{j=1} = 2K_{xi2}; \quad (2.49)$$

$$\Delta Z_{xi2} = B_{xi2} / (2k); Z_{xi2j2} = Z_{xi2j1} + \Delta Z_{xi2}; \quad (2.50)$$

$$Z_{xi2(j+1)1} = Z_{xi2j2}; \sigma_{xzi2(j+1)1} = \sigma_{xzi2j2}; P_{xzi2(j+1)1} = P_{xzi2j2}. \quad (2.51)$$

Само численное рекуррентное решение вследствие симметрии поперечных i -ых сечений очага деформации производили только для одной из кромок (см. рис. 2.10), завершая его, на что было указано выше, по мере выполнения условия

$$P_{xzi2j2} \geq P_{xi2}, \quad (2.52)$$

где P_{xi2} – текущее значение нормальных контактных напряжений, предоставляемое рассмотренной в рамках подразд. 2.1 численной математической моделью (см. рис. 2.2, 2.3, *a*).

При этом геометрическая координата Z_{xi2j2} , соответствующая началу выполнения условия (2.52), принята за протяженность зоны повышенного уширения $B_{шxi2}$ для каждой из кромок. С учетом количественной

оценки порядкового номера j -го элементарного сечения $k^* = j \Big|_{p_{xzi2j2} \geq p_{xi2}}$, для которого выполняется соотношение (2.52), определили также и средне-интегральное значение нормальных контактных напряжений p_{xi2c} для всего i -го поперечного сечения зоны пластического формоизменения металла

$$p_{xi2c} = 2 \left\{ \sum_{j=1}^{k^*} 0,5(p_{xzi2j1} + p_{xzi2j2}) \Delta Z_{xi2} + p_{xi2} (B_{xi2} / 2 - B_{шxi2}) \right\} / B_{xi2}, \quad (2.53)$$

знание которого необходимо для последующего численного интегрирования по длине всего очага деформации, то есть по i -ой процедуре решения (см. подразд. 2.1) и определения интегральной величины силы прокатки с учетом наличия прикромочного эффекта. При этом степень уточнения, как показала количественная оценка полученных результатов численной реализации, находится в диапазоне 5...15 %, большие значения которого соответствуют условиям реализации процесса горячей прокатки более узких сортовых полосовых профилей.

Следует отметить, что наряду со снижением силы прокатки учет прикромочного эффекта обуславливает согласно зависимостям (2.44), (2.45) снижение коэффициента напряженного состояния и, как следствие, повышение степени использования запаса пластичности прокатываемого металла. При этом по отношению к центральным участкам интенсивность данного повышения на кромках может достигать 10...20 %, где большие значения указанного диапазона соответствуют большей относительной протяженности очага деформации и более высоким количественным оценкам коэффициентов внешнего контактного трения. Отмеченное свидетельствует о необходимости расчета показателей степени использования запаса пластичности именно по кромкам прокатываемых сортовых полосовых профилей.

На основе численных рекуррентных решений конечно-разностных форм условия баланса энергетических затрат и условия статического равновесия рассматриваемых в выделенных элементарных объемах, полученных путем разбиения зоны пластического формоизменения, зоны упругого восстановления и прикромочной зоны по их длине и ширине, получили развитие математические модели напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях. При этом основными отличительными особенностями данных математических моделей являются:

- расчет всего комплекса локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла с учетом реального характера распределений геометрических параметров очага деформации, механических свойств прокатываемого металла, кинематических параметров и условий внешнего контактного трения по длине очага деформации;
- учет междеформационного разупрочнения, упругого сплющивания рабочих валков и наличия прикромочного эффекта, обуславливающего снижение интегральных характеристик энергосиловых параметров;

- количественная оценка текущих и результирующих показателей степени использования запаса пластичности металла по основной центральной части и по кромкам прокатываемых заготовок, обеспечивающая возможность прогнозирования возможности появления дефекта разрыва кромки.

2.3 Конечно-элементное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Многообразие технологических схем процесса горячей прокатки, реализуемых при производстве сортовых полосовых профилей (см. подразд. 1.1, 1.2) свидетельствует о целесообразности использования не только, рассмотренных в рамках подразд. 2.1. и 2.2, одномерных по кинематике методов расчета, а и более строгих двух- и трехмерных методов анализа напряженно-деформированного состояния металла. В частности, при прокатке в черновой группе рабочих клеток мелкосортного прокатного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (см. рис. 1.3) соотношение общей протяженности очага деформации и средней толщины находится в диапазоне $L/h_{cp} = 0,5...2,5$, характеризующемся повышенным влиянием внешних зон. Кроме того, в чистовых группах рабочих клеток стана 250-2 наряду с горизонтальными используются и вертикальные рабочие клетки (см. подразд. 1.1), расчет напряженно-деформированного состояния в которых является весьма специфичным. Отмеченное в полной мере касается и реализуемых на ряде станков (см. подразд. 1.2), процессов горячей бескалибровой прокатки (см. рис. 1.6), процессов горячего плющения (см. рис. 1.7) и процессов горячей прокатки сортовых заготовок в рабочих валках с разгонными калибрами (см. рис. 1.8), в том числе и разработанного процесса плющения исходных круглых заготовок с использованием разгонных калибров (рис. 2.11) [137; 138; 139].

Исходя из изложенного выше при анализе напряженного состояния металла в диапазоне изменения геометрического параметра очага деформации $L_{пл}/h_{cp} = 0,5...2,5$ использовали программный комплекс ABAQUS [140], а полученные в этом случае результаты в виде расчетных распределений коэффициента напряженного состояния n_{σ} представлены на рис. 2.12, *а*. На этом же рисунке иллюстрированы и аналогичные распределения, полученные на основе методик А. И. Целикова-Смирнова [29], В. Ф. Потапкина [47] и М. Я. Бровмана [34] (см. подразд. 1.3). Кроме того, на рис. 2.12, *б* представлены расчетные распределения коэффициента плеча ψ , знание которого необходимо для определения момента прокатки.

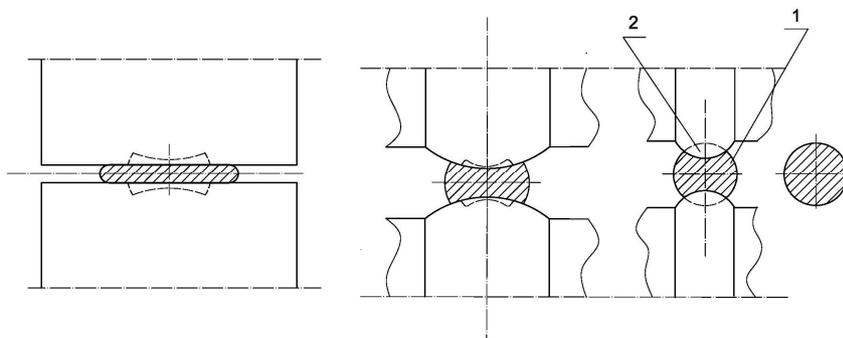


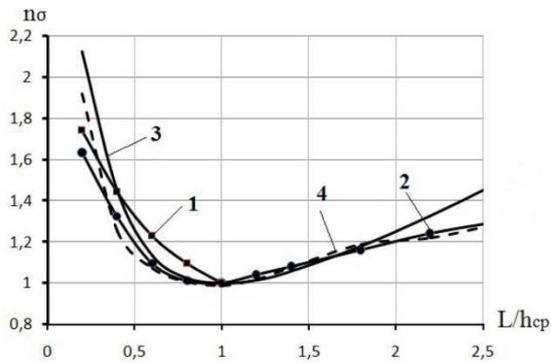
Рисунок 2.11 – Принципиальная технологическая схема условий реализации процесса производства горячекатаных лент на основе плющения исходных круглых заготовок 1 с использованием разгонных калибров 2 [138; 139]

Анализ полученных расчетных распределений свидетельствует о достаточной степени количественного и качественного соответствия метода конечных элементов другим широко используемым методам расчета и, как следствие, о возможности дальнейшей реализации конечно-элементных подходов применительно к решению целого ряда задач, связанных с расчетами напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей. В частности, на рис. 2.13 представлены расчетные распределения коэффициента напряженного состояния n_{σ} в зависимости не только от соотношения $L_{пл}/h_{cp}$, а и коэффициента внешнего контактного трения μ . Анализируя данные результаты, следует отметить, что в диапазоне $L/h_{cp} < 1$ влияние внешнего контактного трения является крайне незначительным, в то время как в случае $L/h_{cp} = 1...2,5$ данное влияние имеет место и при $L/h_{cp} = 2,5$ интенсивность снижения коэффициента напряженного состояния n_{σ} , а следовательно, и вносимая погрешность могут достигать 11...20 %.

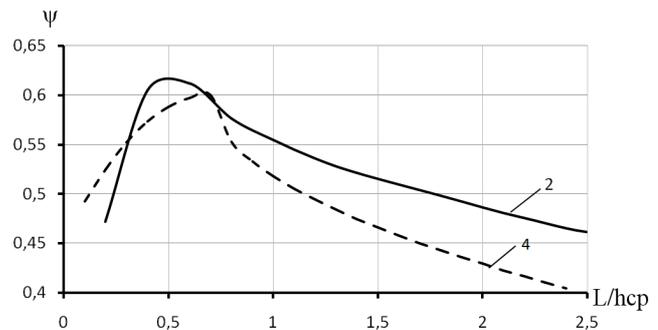
С целью повышения точности результатов расчета энергосиловых параметров в этом случае, то есть в диапазоне $L/h_{cp} = 1..2,5$, целесообразным является использование зависимости

$$n_{\sigma} = 1 + 0,65\mu(L/h_{cp} - 1). \quad (2.54)$$

Решение других более сложных задач (см. подразд. 1.2), таких как расчет напряженно-деформированного состояния металла при горячем плющении (см. рис. 1.7), прокатке в вертикальных рабочих валках и прокатке в разгонных калибрах (см. рис. 1.8, 2.11), требующий не двухмерного, а трехмерного подхода, осуществлено с использованием конечно-элементной программы QForm [141; 142], обеспечивающей моделирование всех стадий технологии процесса прокатки, начиная с анализа условий захвата заготовки рабочими валками, пластическую деформацию заготовки по переходам и кантовку между ними.



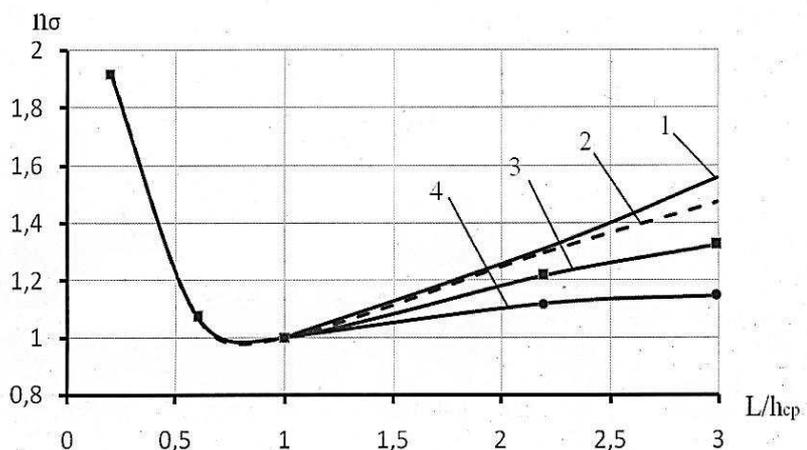
а)



б)

1 – [29], 2 – [47], 3 – [34], 4 – на основе результатов численной реализации метода конечных элементов (прикладной пакет ABAQUS)

Рисунок 2.12 – Расчетные распределения коэффициента напряженного состояния n_σ (а) и коэффициента плеча ψ (б) в зависимости от соотношения L/h_{cp} , полученные в соответствии с различными методиками расчета



1 – $\mu = 0,45$; 2 – $\mu = 0,35$; 3 – $\mu = 0,25$; 4 – $\mu = 0,15$

Рисунок 2.13 – Расчетные распределения коэффициента напряженного состояния n_σ в зависимости от соотношения L/h_{cp} , полученные на основе результатов численной реализации метода конечных элементов (прикладной пакет ABAQUS) при различных значениях коэффициента внешнего трения

Данный программный продукт позволяет генерировать конечно-элементную сетку в полностью автоматическом режиме без какого-либо вмешательства со стороны пользователя. Плотность сетки зависит от формы валков и заготовки, от хода моделирования и других параметров, в результате сетка, сгенерированная программой, имеет более высокое качество,

чем если бы она создавалась опытными специалистами в области метода конечных элементов. Адаптивный самоконтролируемый алгоритм обеспечивает оптимальную плотность сетки, то есть меньшие элементы автоматически создаются в критических областях для анализа особых эффектов пластического течения материала. Результаты моделирования показываются с помощью 3D графики в процессе моделирования, что позволяет получать постоянный отклик со стороны программы.

Основными отличительными особенностями использования конечно-элементного ядра QForm 3D являются [141; 142]:

- объемная конечно-элементная сетка – линейные тетраэдры, поверхностная пространственная сетка – квадратичные треугольники;
- построение конечно-элементной сетки как на поверхности, так и в объеме полностью автоматическое, без вмешательства пользователя. Перестроение и адаптация сетки производится также автоматически, исходя из требуемой точности решения задачи;
- пошаговая процедура расчета формоизменения при прокатке является адаптивной с автоматическим выбором шага по времени;
- материал заготовки рассматривается как вязкопластическое тело, а материал инструментов – упруго-деформируемый либо абсолютно твердый;
- механические свойства металла зависят от степени, скорости и температуры деформации.

Среди возможностей расчетной программы можно отметить то, что пластическое формоизменение заготовки рассматривается с учетом тепловых процессов, при этом теплообмен между заготовкой и инструментами учитывается коэффициентом теплопередачи.

Непосредственно численная модель процессов горячей прокатки основана на элементах теории течения металла. В частности, материал заготовки рассматривается как несжимаемое жесткопластическое тело. Упругие деформации не рассматриваются ввиду их незначительной величины по сравнению с пластическим формоизменением профиля, а система исходных уравнений включает в себя

- уравнение движения:

$$\sigma_{ij,j} + \rho(dv_i / dt) = 0 ; \quad (2.55)$$

- кинематические соотношения:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = (v_{i,j} + v_{j,i}) / 2 ; \quad (2.56)$$

- определяющие уравнения:

$$\sigma_{ij} = 2\bar{\sigma}\dot{\epsilon}_{ij} / (3\dot{\epsilon}) ; \quad (2.57)$$

- условие несжимаемости:

$$v_{i,i} = 0; \quad (2.58)$$

- уравнение теплопроводности:

$$\rho c T = (k_1 t_i)_i + \beta \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}}; \quad (2.59)$$

- уравнение сопротивления деформации для жесткопластического материала:

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, t), \quad (2.60)$$

где $\sigma_{ij}, \dot{\epsilon}_{ij}, v_i$ – тензоры напряжений, скоростей деформации и вектор скорости, соответственно;

$\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}$ – интенсивность напряжений, степеней и скоростей деформаций, соответственно;

t, c, k_1 – температура деформируемого профиля, а также теплоемкость и теплопроводность ее материала;

β – коэффициент перехода энергии деформации в тепло, принимаемый равным 0,90...0,95.

В плоскости сопряжения деформируемой заготовки и инструмента количественная оценка касательных контактных напряжений производится в соответствии с законом Леванова [143]:

$$F_t = m \bar{\sigma} \left(1 - e^{-1,25(\sigma_n / \bar{\sigma})}\right) / \sqrt{3}, \quad (2.61)$$

где m, σ_n – фактор трения и величина нормальных контактных напряжений.

Уравнение (2.61) можно рассматривать как комбинацию законов Зибеля и Амонтона – Кулона учитывающую преимущество закона постоянного трения и влияние низких контактных напряжений, при этом значение фактора трения m для различных пар контактных инструментальных и деформируемых материалов достаточно широко представлено в научно-технической литературе, в том числе и в работе [143].

Дискретизацию уравнений (2.55)...(2.58) производили на основе принципа виртуальных скоростей и работ, а также метода конечных элементов. Неизвестными являются узловые значения скоростей и средних напряжений. Конечно-элементная сетка состоит из линейных четырехузловых тетраэдров и квадратичных треугольников с шестью узлами [141; 142].

Инструмент рассматривается как абсолютно жесткое тело при расчете пластического формоизменения заготовки. Данные о заготовке и инструменте передаются из CAD-систем при помощи STEP- или IGES-форматов.

В качестве примера результатов численной реализации рассмотренного программного обеспечения на рис. 2.14 представлены исходные и результирующие геометрические характеристики, а также расчетные распределения деформаций и напряжений, полученные применительно к условиям реализации процесса горячего плющения исходной заготовки диаметром 10 мм из стали 10. Конечная толщина в этом случае соответствовала $h_1 \approx 7$ мм, а радиус рабочих валков $R = 150$ мм. Аналогичные результаты были получены применительно к конечным толщинам 9 мм и 8 мм (табл. 2.1).

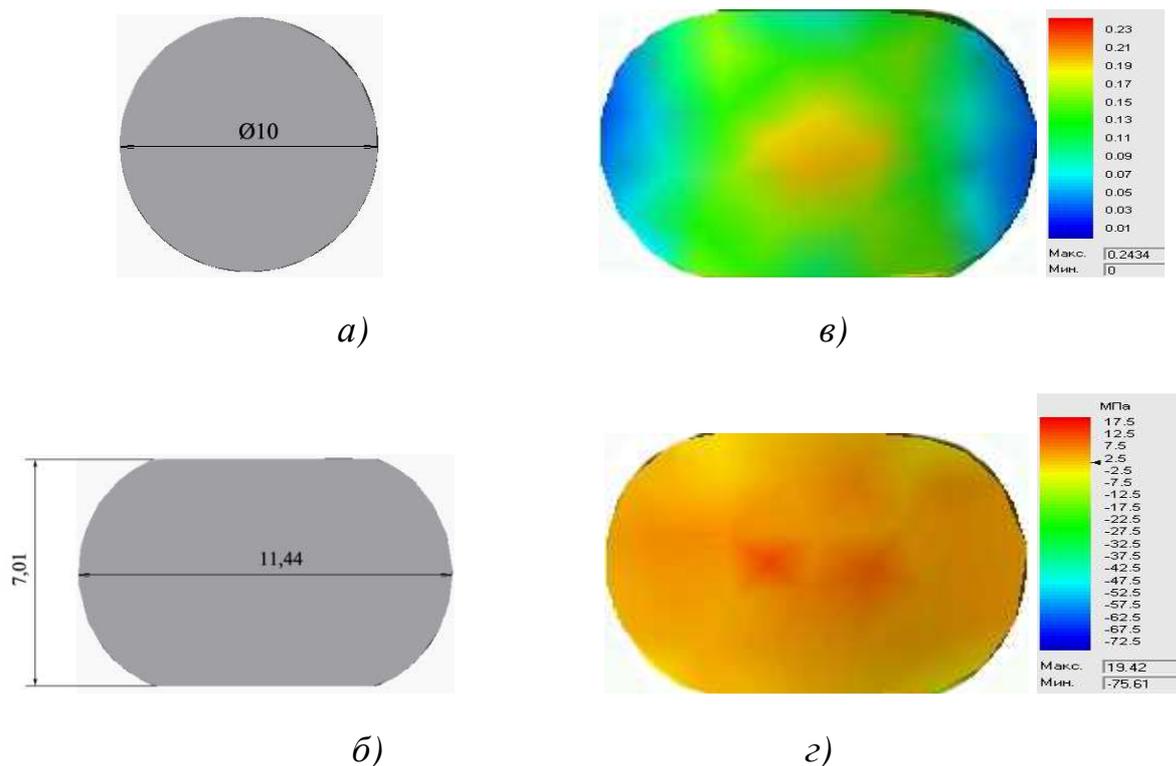


Рисунок 2.14 – Исходные (а) и результирующие (б) геометрические характеристики заготовки, а также расчетные распределения деформаций (в) и напряжений (г), полученные на основе метода конечных элементов применительно к условиям реализации процесса горячего плющения сортовых полосовых профилей[144]

Анализ представленных и аналогичных им результатов [144] показал, что с повышением уровня относительного обжатия $(d_0 - h_1)/d_0$, наряду с увеличением компонент напряженного и деформированного состояния металла, а также конечной ширины B_1 , имеет место и увеличение показателя вытяжки в осевом направлении λ , определяемого как соотношение площадей исходных F_0 и результирующих F_1 поперечных сечений обрабатываемой заготовки.

Отмеченное свидетельствует о наличии пластического течения металла не только в поперечном, а и в продольном направлениях. С увеличением относительного обжатия интенсивность продольного пластического течения металла возрастает (см. табл. 2.1), что следует учитывать при расчетах результирующих геометрических характеристик и энергосиловых параметров процесса горячего плющения (см. рис. 1.7).

Таблица 2.1 – Расчетные значения геометрических характеристик поперечного сечения заготовок при реализации процесса горячего плющения [144]

d_0 , мм	h_1 , мм	B_1 , мм	F_0 , мм ²	F_1 , мм ²	$\lambda = F_0 / F_1$
10	9	10,2	78,5	75,9	1,034
10	8	10,7	78,5	73,5	1,068
10	7	11,4	78,5	71,1	1,104

Аналогичные расчеты проведены и применительно к процессу горячей прокатки с использованием разгонных калибров (см. рис. 2.11) [144; 145]. При этом в качестве моделируемой технологической схемы рассматривали процесс горячей прокатки исходной плоской заготовки одного и того же поперечного сечения $h_0 \times B_0 = 17,5 \times 45$ мм, первоначально прокатываемой в разгонных калибрах с различным радиусом выпуклости валков R_{pk} (табл. 2.2; рис. 2.15) и с последующей прокаткой полосовых профилей одной и той же конечной толщины в цилиндрических рабочих валках (рис. 2.16; 2.17).

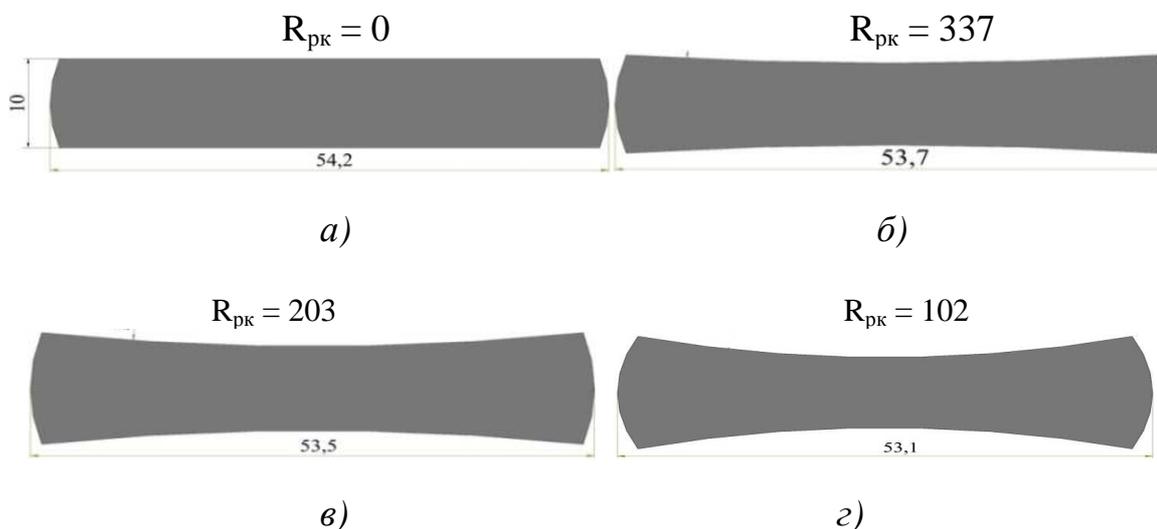


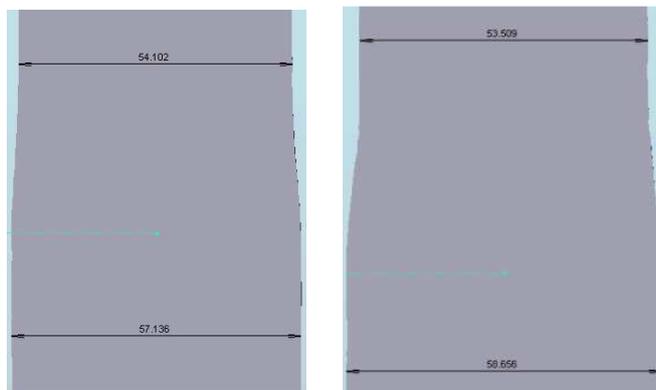
Рисунок 2.15 – Расчетные значения геометрических характеристик поперечных сечений горячекатаных профилей после прокатки в цилиндрических (а) и в рабочих валках с разгонными калибрами различного радиуса выпуклости R_{pk} (б, в, з) (см. табл. 2.2)

Таблица 2.2 – Размеры поперечных сечений заготовок и раскатов, полученных при прокатке в рабочих валках с разгонными калибрами

Обозначения на рис. 2.15	R_{pk} , мм	B_0 , мм	Обозначения на рис. 3.16	h_1 , мм	B_1 , мм
а	0,0	54,2	а	7,5	57,1
б	337	53,7	б	7,5	58,5
в	203	53,5	в	7,5	59,7
г	102	53,1	г	7,5	61,3

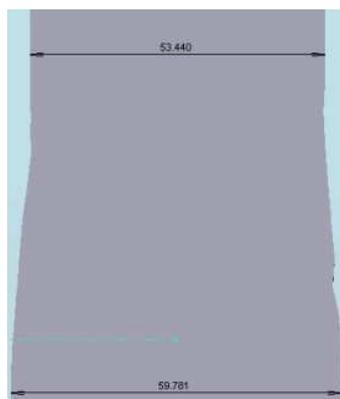
Анализ представленных результатов свидетельствует о том, что использование технологий процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в разгонных калибрах позволяет при прочих равных условиях регулировать их конечную ширину B_1 в достаточно широком диапазоне. В частности, если при прокатке по традиционной схеме, то есть в цилиндрических рабочих валках, конечная величина уширения составила 12,1 мм, то при прокатке с использованием разгонных калибров она может достигнуть 16,3 мм, то есть увеличиться на 32,5 %. Отмеченное подтверждает эффективность рассмотренной технологической схемы с точки зрения возможности по целенаправленному регулированию конечных геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей. В качестве математического обеспечения данного регулирования могут быть использованы полученные в рамках данной работы программные средства, основанные на реализации конечно-элементного подхода и позволяющие прогнозировать не только результирующие геометрические характеристики, а и реальные распределения основных компонент напряженного и деформированного состояния металла (см. рис. 2.15...2.17).

Эффективность такого подхода может быть подтверждена и на примере процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в вертикальных рабочих клетях сортовых прокатных станков (рис. 2.18). Реализация результатов расчетов процессов прокатки в вертикальных и в горизонтальных рабочих валках позволяет прогнозировать при заданном значении конечной толщины h_1 и расчетную величину конечной ширины B_1 . Отмеченное позволяет использовать разработанные программные средства не только к расчету, а и применительно к автоматизированному проектированию технологических режимов обжатий, исходя из условия обеспечения заданного типоразмера горячекатаных сортовых полосовых профилей.

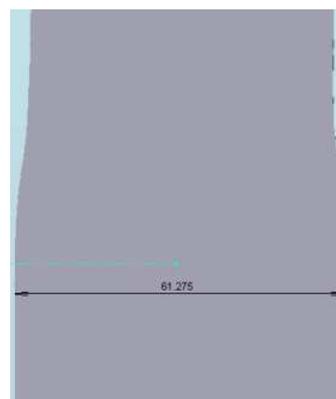


а)

б)

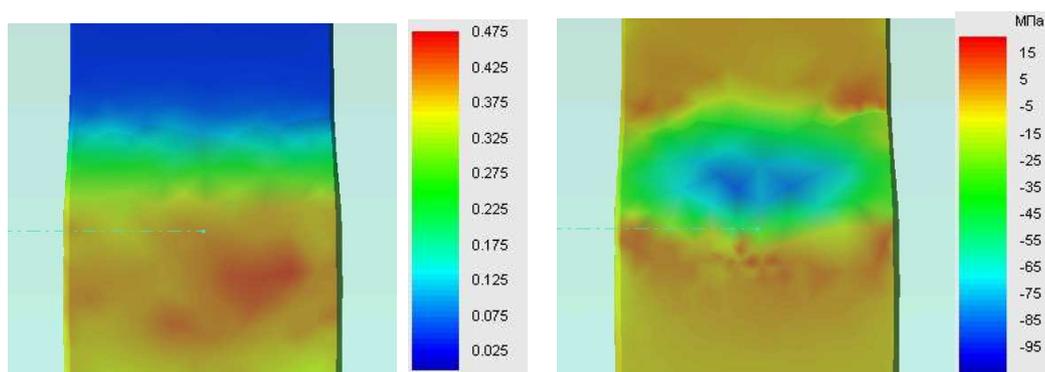


в)



г)

Рисунок 2.16 – Расчетные значения геометрических характеристик сортовых полосовых профилей (вид сверху), полученных после горячей прокатки без использования (а) и с использованием в предыдущем проходе разгонных калибров с различными радиусами выпуклости R_{pk} (б, в, г) (см. табл. 2.2, рис. 2.15)



а)

б)

Рисунок 2.17 – Расчетные распределения деформаций (а) и средних напряжений (б) при горячей прокатке сортовых полосовых профилей с использованием в предыдущем проходе рабочих валков с разгонными калибрами радиусом $R_{pk} = 102$ мм (см. рис. 2.15, г; 2.16, г)

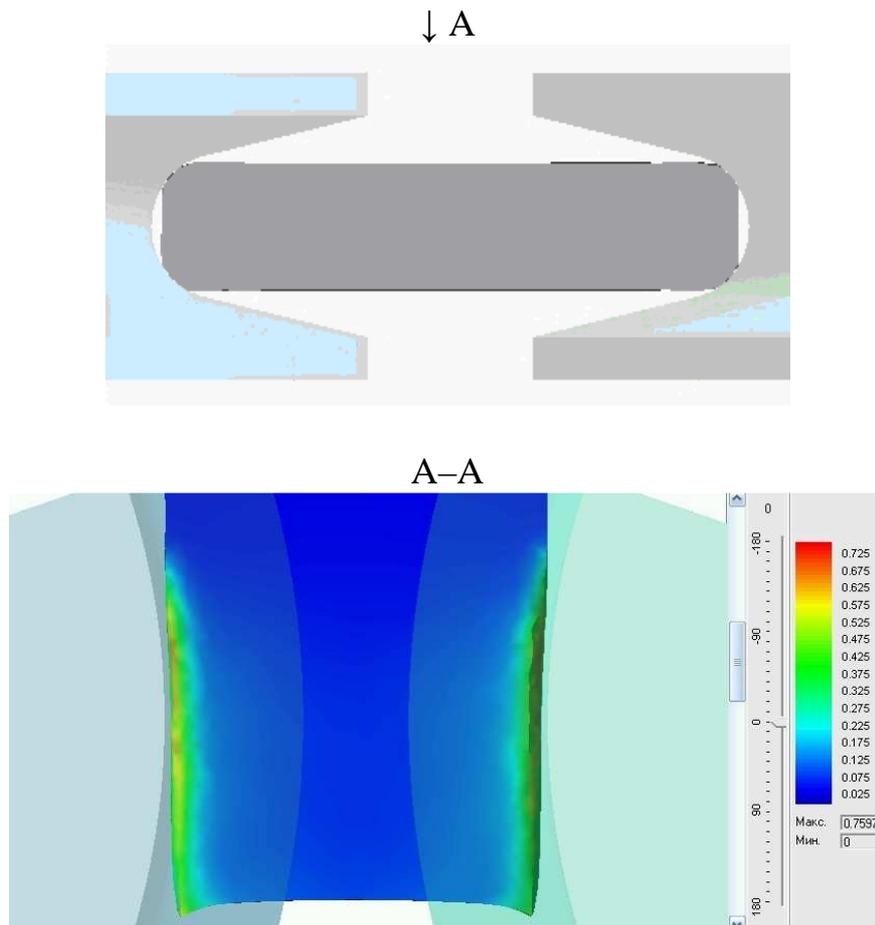


Рисунок 2.18 – Результаты конечно-элементного математического моделирования деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в вертикальных рабочих валках сортовых станов

2.4 Регрессионное математическое моделирование энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

С целью обеспечения численной реализации программных средств по автоматизированному расчету энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в реальных для современных систем автоматического регулирования масштабах затрат машинного времени на основе численных математических моделей (см. подразд. 2.1...2.3) в сочетании с элементами теории планируемого эксперимента разработаны простые и быстродействующие регрессионные математические модели по расчету энергосиловых параметров исследуемой технологической схемы. При этом согласно рекомендациям работы [115], учитывая нелинейный характер рассматриваемых зависимостей (см. подразд. 2.1), в качестве используемой стратегии принят симметричный композиционный план второго порядка.

Непосредственно выбор факторов и определение их уровней в каждом отдельном случае осуществляли на основе предварительных количественных и качественных оценок, а также с учетом предполагаемого назначения конкретного аналитического решения.

В частности, применительно к наиболее простым технологическим схемам использовали трехфакторное пространство, при котором в качестве варьируемых были приняты X_1 – исходная h_0 , X_2 – конечная h_1 толщина и X_3 – температура t прокатываемой заготовки. При расширении марочного состава прокатываемых сталей в качестве дополнительного четвертого фактора X_4 – использовали показатель механических свойств σ_{s0} , а при учете возможности стохастического изменения условий внешнего контактного трения рассматривали и дополнительный пятый фактор X_5 – коэффициент пластического трения μ_0 .

С учетом возможных условий реализации процесса асимметричной прокатки в последней чистовой рабочей клетки в качестве шестого варьируемого фактора X_6 принят показатель степени кинематической асимметрии K_v , определяемый как соотношение окружных скоростей ведущего и ведомого рабочих валков $K_v = V_{B1} / V_{B2}$. В качестве откликов, то есть исследуемых параметров во всех случаях использовали приведенные к единице ширины B значения силы P/V и моментов M_1/V , M_2/V , $M_{\Sigma\text{ЧМ}}/V$ процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей.

В качестве примера построения регрессионной математической модели может быть рассмотрен процесс горячей прокатки сортовых полосовых профилей из низкоуглеродистых сталей в рабочих валках радиусом 150 мм, характерным для последних чистовых рабочих клетей целого ряда мелко- и среднесортных станов (см. подразд. 2.1). Используемое в этом случае количественное описание пятифакторного пространства, иллюстрировано табл. 2.3, а общая стратегия пятифакторного плана Na_5 [115] и результаты его численной реализации на основе численных одномерных математических моделей (см. подразд. 2.1, 2.2) по отношению к приведенным значениям силы $P_{\text{ЧМ}}/V$ и суммарному моменту $M_{\Sigma\text{ЧМ}}/V$ прокатки представлены в табл. 2.4, 2.5.

Таблица 2.3 – Факторы и количественные оценки их уровней, используемые при пятифакторном кодированном регрессионном аналитическом описании энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

X1			X2			X3			X4			X5		
h_0 , мм			h_1 , мм			t° , С			σ_{s0} , МПа			μ_0		
+	0	-	+	0	-	+	0	-	+	0	-	+	0	-
5,5	5,0	4,5	3,3	3,0	2,7	950	900	850	90	82	74	0,33	0,3	0,27

В качестве регрессионного описания в этом случае, следуя рекомендациям работы [115], использовали зависимость вида

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_5x_5 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2 + b_{44}x_4^2 + b_{55}x_5^2 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{14}x_1x_4 + b_{15}x_1x_5 + b_{23}x_2x_3 + b_{24}x_2x_4 + b_{25}x_2x_5 + b_{34}x_3x_4 + b_{35}x_3x_5 + b_{45}x_4x_5, \quad (2.62)$$

где b_0, b_i, b_{ii}, b_{ij} – коэффициенты регрессии, методика определения которых представлены в работе [115].

Полученные с учетом изложенного выше, а также с учетом результатов численной реализации (см. табл. 2.3...2.5) конечные аналитические регрессионные зависимости для определения приведенных значений силы $P_{рм}/V$ и суммарного момента $M_{\Sigma рм}/V$ прокатки имеют вид

$$P_{рм} / V = 11.43 + 1.12x_1 - 0.89x_2 - 1.76x_3 + 1.27x_4 + 0.48x_5 - 0.14x_1^2 - 0.04x_2^2 + 0.24x_3^2 + 0.03x_4^2 + 0.25x_{12} - 0.19x_{13} + 0.05x_{14} + 0.13x_{15} + 0.07x_{23} - 0.15x_{24} - 0.04x_{25} - 0.16x_{34} - 0.17x_{35} - 0.02x_{45}, \text{ кН/мм}; (2.63)$$

$$M_{\Sigma рм} / V = 0.646 + 0.085x_1 - 0.06x_2 - 0.123x_3 + 0.088x_4 + 0.061x_5 - 0.006x_1^2 - 0.0014x_2^2 + 0.017x_3^2 + 0.003x_4^2 + 0.002x_5^2 + 0.012x_{12} - 0.015x_{13} + 0.006x_{14} + 0.012x_{15} + 0.006x_{23} - 0.013x_{24} - 0.005x_{25} - 0.015x_{34} - 0.016x_{35} + 0.003x_{45}, \text{ кНм/мм}. (2.64)$$

Относительная погрешность регрессионных аналитических описаний $P_{рм}, M_{\Sigma рм}$ по отношению к аналогичным более строгим численным решениям $P_{чм}, M_{\Sigma чм}$ (см. подразд. 2.1) в этом случае не превысила 1 % с точки зрения силы $\delta P = 100(P_{рм} - P_{чм})/P_{чм}$, и 5 % с точки зрения момента $\delta M = 100 \times (M_{\Sigma рм} - M_{\Sigma чм})/M_{\Sigma чм}$, прокатки (см. табл. 2.4, 2.5), что подтверждает правомерность регрессионного подхода.

Для дальнейшего использования полученных зависимостей выполнены следующие декодировки $x_{1i} = (h_{0i} - \overline{h_0})/\delta h_0$, $x_{2i} = (h_{1i} - \overline{h_1})/\delta h_1$, $x_{3i} = (t_{0i} - \overline{t_0})/\delta t$, $x_{4i} = (\sigma_{s0i} - \overline{\sigma_{s0}})/\delta \sigma_{s0}$, $x_{5i} = (\mu_{0i} - \overline{\mu_0})/\delta \mu_0$ при решении задач, требующих минимальных затрат машинного времени используемой вычислительной техники.

Следует отметить, что аналогичные решения могут быть получены и непосредственно в декодированном виде, иллюстрируемом на примере четырехфакторного пространства, исключая вследствие незначительного влияния коэффициент внешнего контактного трения μ_0 (табл. 2.6).

Таблица 2.4 – Пятифакторный план Na_5 и результаты его численной реализации применительно к регрессионному аналитическому описанию приведенной силы P/V при горячей прокатке сортовых полосовых профилей из низкоуглеродистых сталей

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	$P_{чм} / B$	$P_{рм} / B$	X_p	$\delta P, \%$
+	+	+	+	+	11,55	11,54	1,0009	0,087
-	-	+	+	+	11,34	11,35	0,9991	0,0881
-	+	-	-	-	9,07	9,08	0,9989	0,1101
+	-	-	-	-	12,85	12,85	1	0
-	+	-	+	+	12,38	12,38	1	0
+	-	-	+	+	17,66	17,65	1,0006	0,057
+	+	+	-	-	8,6	8,59	1,0012	0,116
-	-	+	-	-	8,36	8,38	0,9976	0,2387
-	+	+	+	-	8,46	8,49	0,9965	0,3534
+	-	+	+	-	12,02	12,03	0,9992	0,0831
+	+	-	-	+	13,25	13,23	1,0015	0,151
-	-	-	-	+	12,18	12,18	1	0
-	+	+	-	+	7,05	7,05	1	0
+	-	+	-	+	10,48	10,47	1,001	0,096
+	+	-	+	-	14,5	14,5	1	0
-	-	-	+	-	14,22	14,24	0,9986	0,1404
0	0	0	0	0	11,44	11,43	1,0009	0,087
+	0	0	0	0	12,33	12,4	0,9944	0,5645
-	0	0	0	0	10,25	10,19	1,0059	0,589
0	+	0	0	0	10,48	10,49	0,999	0,0953
0	-	0	0	0	12,29	12,28	1,0008	0,081
0	0	+	0	0	9,90	9,88	1,002	0,202
0	0	-	0	0	13,37	13,4	0,9978	0,2239
0	0	0	+	0	12,77	12,73	1,0031	0,314
0	0	0	-	0	10,14	10,19	0,9951	0,4907
0	0	0	0	+	11,85	11,92	0,9941	0,5872
0	0	0	0	-	11,01	10,95	1,0055	0,548

Таблица 2.5 – Пятифакторный план Na_5 и результаты его численной реализации применительно к регрессионному аналитическому описанию приведенного суммарного момента M / B при горячей прокатке сортовых полосовых профилей из низкоуглеродистых сталей

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	$M_{\text{чм}} / B$	$M_{\text{рм}} / B$	X_M	$\delta M, \%$
+	+	+	+	+	0,689	0,688	1,001	-0,145
-	-	+	+	+	0,654	0,655	0,998	0,153
-	+	-	-	-	0,464	0,465	0,998	0,215
+	-	-	-	-	0,724	0,724	1,000	0,000
-	+	-	+	+	0,752	0,751	1,001	-0,133
+	-	-	+	+	1,159	1,158	1,001	-0,086
+	+	+	-	-	0,451	0,451	1,000	0,000
-	-	+	-	-	0,419	0,421	0,995	0,475
-	+	+	+	-	0,424	0,423	1,002	-0,236
+	-	+	+	-	0,675	0,676	0,999	0,148
+	+	-	-	+	0,816	0,814	1,002	-0,246
-	-	-	-	+	0,717	0,717	1,000	0,000
-	+	+	-	+	0,371	0,371	1,000	0,000
+	-	+	-	+	0,617	0,616	1,002	-0,162
+	+	-	+	-	0,801	0,841	0,881	4,891
-	-	-	+	-	0,769	0,797	0,965	3,513
0	0	0	0	0	0,647	0,646	1,002	-0,155
+	0	0	0	0	0,721	0,753	0,958	4,250
-	0	0	0	0	0,559	0,555	1,007	-0,721
0	+	0	0	0	0,583	0,585	0,997	0,342
0	-	0	0	0	0,706	0,705	1,001	-0,142
0	0	+	0	0	0,543	0,541	1,004	-0,370
0	0	-	0	0	0,783	0,786	0,996	0,382
0	0	0	+	0	0,739	0,738	1,001	-0,136
0	0	0	-	0	0,559	0,561	0,996	0,357
0	0	0	0	+	0,702	0,708	0,992	0,847
0	0	0	0	-	0,593	0,587	1,010	-1,022

Таблица 2.6 – Факторы и количественные оценки их уровней, используемые при четырехфакторном декодированном регрессионном аналитическом описании энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

X1			X2			X3			X4		
h ₀ , мм			h ₁ , мм			t°, C			σ _{s0} , МПа		
+	0	-	+	0	-	+	0	-	+	0	-
5,5	5,0	4,5	3,3	3,0	2,7	950	900	850	89,98	81,8	73,62

Полученные в этом случае результаты представлены в табл. 2.7, 2.8, а соответствующие им регрессионные зависимости имеют вид:

$$\begin{aligned}
 P_{\text{рм}} / B = & 240,92 + 35,66h_0 - 37,99h_1 - 0,50t - 0,56\sigma_{s0} - 4,79h_0^2 + \\
 & + 2,18h_1^2 + 2,17 \times 10^{-4} t^2 + 7,43 \times 10^{-3} \sigma_{s0}^2 + 0,52h_0h_1 + 0,013h_0t + \\
 & + 0,01h_0\sigma_{s0} + 0,018h_1t + 1,16 \times 10^{-3} h_1\sigma_{s0} - 5,87 \times 10^{-4} t\sigma_{s0}; \quad (2.65)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 M_{\text{рм}} / B = & 21,07 + 2,97h_0 - 3,12h_1 - 0,047t - 0,023\sigma_{s0} - 0,38h_0^2 + \\
 & + 0,207h_1^2 + 2,15 \times 10^{-5} t^2 + 5,76 \times 10^{-4} \sigma_{s0}^2 + 8,56 \times 10^{-5} h_0h_1 + 0,011h_0t + \\
 & + 0,001h_0\sigma_{s0} + 0,016h_1t - 9,302 \times 10^{-4} h_1\sigma_{s0} - 6,15 \times 10^{-5} t\sigma_{s0}. \quad (2.66)
 \end{aligned}$$

Статистическая оценка доверительных интервалов, выполненная при доверительной вероятности 0,95 (см. табл. 2.7, 2.8), подтверждает возможность использования полученных регрессионных зависимостей в качестве математического обеспечения быстродействующих систем автоматического регулирования.

Получены на основе численных математических моделей, реализованных в соответствии с элементами теории планируемого эксперимента, регрессионные аналитические описания энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей. Такие математические модели характеризуются минимальной трудоемкостью и максимальным быстродействием при решении многовариантных задач автоматизированного проектирования технологических режимов обжаты и моделирования систем автоматического управления.

Таблица 2.7 – Четырехфакторный план Na_4 и результаты его численной реализации применительно к регрессионному аналитическому описанию приведенной силы P/V при горячей прокатке сортовых полосовых профилей из низкоуглеродистых сталей

h_0	h_1	t	σ_{s0}	$P_{чм}/B$	P_{pm}/B	X_p	$\delta P, \%$
1	2	3	4	5	6	7	8
5,5	2,7	850	73,62	15,52	15,39	0,99	0,84
4,5	3,3	850	73,62	10,09	10,27	1,02	-1,75
4,5	2,7	950	73,62	9,96	9,69	0,97	2,79
5,5	3,3	950	73,62	9,57	9,84	1,03	-2,74
5,5	2,7	850	89,98	19,18	19,47	1,02	-1,49
4,5	3,3	850	89,98	13,56	13,3	0,98	1,95
4,5	2,7	950	89,98	12,46	12,3	0,99	1,30
5,5	3,3	950	89,98	12,25	12,42	1,01	-1,37
5,0	3,0	900	81,8	12,79	12,81	1,00	-0,16
5,0	3,3	850	89,98	15,59	15,35	0,98	1,56
4,5	3,0	850	73,62	12,04	11,8	0,98	2,03
5,5	3,0	950	89,98	13,49	13,4	0,99	0,67
4,5	3,3	850	81,8	11,5	11,75	1,04	-1,91
4,5	3,0	950	89,98	10,66	10,98	1,03	-2,91
5,0	3,3	950	73,62	8,86	8,81	0,99	0,57
5,5	2,7	950	81,8	13,10	12,86	0,97	1,83
5,5	2,7	900	89,98	16,62	16,6	1,00	0,12
5,0	2,7	950	73,62	12,81	13,18	1,06	-2,89

$$0,990 < X_{pj} < 1,016.$$

Таблица 2.8 – Четырехфакторный план Na_4 и результаты его численной реализации применительно к регрессионному аналитическому описанию приведенного суммарного момента M/V при горячей прокатке сортовых полосовых профилей из низкоуглеродистых сталей

h_0	h_1	t	σ_{s0}	$M_{чм}/V$	$M_{рм}/V$	X_p	$\delta M, \%$
5,5	2,7	850	73,62	1,06	1,070	1,01	-0,93
4,5	3,3	850	73,62	0,65	0,635	0,98	2,36
4,5	2,7	950	73,62	0,58	0,602	1,04	-3,65
5,5	3,3	950	73,62	0,61	0,587	0,96	3,92
5,5	2,7	850	89,98	1,42	1,400	0,99	1,43
4,5	3,3	850	89,98	0,91	0,931	1,02	-2,26
4,5	2,7	950	89,98	0,79	0,803	1,02	-1,62
5,5	3,3	950	89,98	0,81	0,796	0,98	1,76
5,0	3,0	900	81,80	0,84	0,840	1,00	0,00
5,0	3,3	850	89,98	1,07	1,090	1,02	-1,83
4,5	3,0	850	73,62	0,76	0,780	1,03	-2,56
5,5	3,0	950	89,98	0,89	0,897	1,01	-0,78
4,5	3,3	850	81,8	0,75	0,744	0,99	0,54
4,5	3,0	950	89,98	0,69	0,664	0,96	3,92
5,0	3,3	950	73,62	0,53	0,576	1,09	-7,99
5,5	2,7	950	81,80	0,85	0,890	1,05	-4,49
5,5	2,7	900	89,98	1,16	1,160	1,00	0,00
5,0	2,7	950	73,62	0,81	0,806	1,00	0,12

$$0,992 < X_{pj} < 1,024$$

2.5 Численное математическое моделирование точности при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях

Среди основных показателей качества готового металлопроката, в том числе и горячекатаных сортовых полосовых профилей, одним из наиболее существенных является точность прокатки по толщине h_1 , количественно определяемая величиной продольной разнотолщинности δh_1 [65...67; 146; 147].

В общем случае условий реализации процессов горячей прокатки величина продольной разнотолщинности получаемых сортовых полосовых

профилей определяется рядом факторов, основными из которых являются исходная разнотолщинность подката δh_0 , изменение величины предварительного межвалкового зазора δS_0 , обусловленное радиальным биением рабочих валков, погрешностью отработки нажимных механизмов, температурными деформациями и т. д., а также стохастические изменения ширины δB , показателя механических свойств $\delta \sigma_{S_0}$, температуры δt и скорости δV_1 прокатки, коэффициентов внешнего трения $\delta \mu$, величины переднего δT_1 и заднего δT_0 натяжений [28; 65...67].

Непосредственно развернутое по длине математическое моделирование точности результирующих геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей осуществлено путем разбиения их исходной длины L_0 на конечное множество N_L j -х элементарных поперечных сечений (рис. 2.19) и последующей организации итерационной процедуры решения системы «рабочая клетка – прокатываемая заготовка».

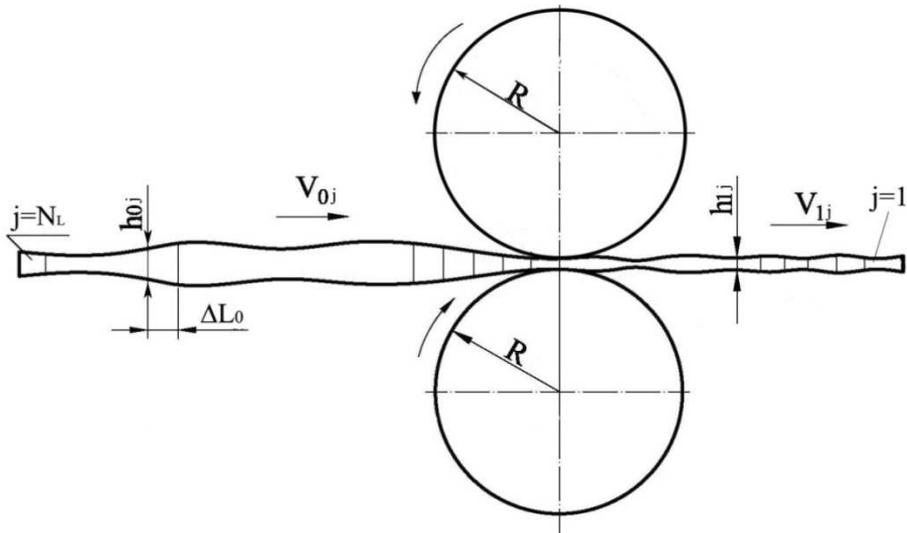


Рисунок 2.19 – Расчетная схема применительно к численному математическому моделированию продольной разнотолщинности прокатываемых сортовых полосовых профилей

При этом текущие по длине значения исходной толщины h_{0j} , температуры t_{0j} и опорного значения сопротивления деформации $\sigma_{S_{0j}}$ определяли с использованием зависимостей вида:

$$h_{0j} = h_{0j|_{j=1}} + A_{h_{00}} \frac{x_j}{L_0} + A_{h_{01}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{h_{01}}}\right) + A_{h_{02}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{h_{02}}}\right); \quad (2.67)$$

$$t_{0j} = t_{0j|_{j=1}} + A_{t_{00}} \frac{x_j}{L_0} + A_{t_{01}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{t_{01}}}\right) + A_{t_{02}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{t_{02}}}\right); \quad (2.68)$$

$$\sigma_{s0j} = \sigma_{s0j|_{j=1}} + A_{\sigma_{s00}} \frac{x_j}{L_0} + A_{\sigma_{s01}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{\sigma_{s01}}}\right) + A_{\sigma_{s02}} \sin\left(2\pi \frac{x_j}{L_{\sigma_{s02}}}\right), \quad (2.69)$$

где $h_{0j|_{j=1}}$, $t_{0j|_{j=1}}$, $\sigma_{s0j|_{j=1}}$ – значения исходной толщины, температуры и показателя механических свойств, соответствующие первому ($j = 1$) поперечному сечению прокатываемой заготовки;

$A_{h_{00}}$, $A_{t_{00}}$, $A_{\sigma_{s00}}$ – размах изменения низкочастотных составляющих исходной толщины, температуры и показателя механических свойств;

$A_{t_{01}}$, $A_{t_{01}}$, $A_{\sigma_{s01}}$ – полуразмах изменения среднечастотных составляющих исходной толщины, температуры и показателя механических свойств;

$A_{h_{02}}$, $A_{t_{02}}$, $A_{\sigma_{s02}}$ – полуразмах изменения высокочастотных составляющих исходной толщины, температуры и показателя механических свойств;

$L_{h_{01}}$, $L_{t_{01}}$, $L_{\sigma_{s01}}$ – шаг изменения среднечастотных составляющих исходной толщины, температуры и показателя механических свойств;

$L_{h_{02}}$, $L_{t_{02}}$, $L_{\sigma_{s02}}$ – шаг изменения высокочастотных составляющих исходной толщины, температуры и показателя механических свойств;

$x_j = \Delta L_0(j-1)$ – геометрическая координата, соответствующая расстоянию от j -го элементарного поперечного сечения исходной заготовки до ее передней торцевой поверхности;

$\Delta L_0 = L_0 / N_L$ – шаг разбиения общей протяженности исходной заготовки.

В первом цикле расчетов ($j = 1$) в зависимости от начальных технологических параметров $h_{0j|_{j=1}}$, $t_{0j|_{j=1}}$, $\sigma_{s0j|_{j=1}}$ и других на основе результатов математического моделирования напряженно-деформированного состояния металла (см. подразд. 2.1...2.4) производили расчет соответствующего значения силы прокатки $P_{j|_{j=1}}$, при помощи количественной оценки которого с использованием зависимости Головина – Симса определяли номинальную настроечную величину предварительного межвалкового зазора $\overline{S_0}$

$$\overline{S_0} = h_{1j|_{j=1}} - P_{j|_{j=1}} / G_{\text{кл}}, \quad (2.70)$$

где $G_{\text{кл}}$ – обобщенное значение модуля жесткости чистой рабочей клетки сортового полосового или сортового прокатного стана.

В последующих циклах расчета текущее значение предварительного межвалкового зазора S_{0j} варьировали с учетом величины радиального биения рабочих валков ΔR в соответствии с синусоидальным законом вида

$$S_{0j} = \bar{S}_0 + 2\Delta R \sin\left[x_j \bar{h}_0 / (\bar{h}_1 2\pi R)\right] \quad (2.71)$$

и именно данное значение использовали в качестве критериального при оценке сходимости итерационной процедуры расчета конечной толщины полосы h_{1j} , получаемой в каждом j -м цикле решения.

Непосредственно организация данной процедуры была осуществлена на основе метода дихотомии [131; 132] в соответствии со следующей алгоритмической схемой:

$$h_{1j_t} = (h_{1\min j_t} + h_{1\max j_t}) / 2; \quad (2.72)$$

$$S_{0j_t} = h_{1j_t} - P_{j_t} / G_{\text{кл}}; \quad (2.73)$$

$$h_{1\min j_t} = h_{1j_t}; h_{1\max j_t} = h_{1\max j_{(t-1)}} \text{ при } S_{0j_t} < S_{0j}; \quad (2.74)$$

$$h_{1\min j_t} = h_{1\min j_{(t-1)}}; h_{1\max j_t} = h_{1j_t} \text{ при } S_{0j_t} > S_{0j}, \quad (2.75)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения, для которой в качестве начальных условий при $t = 1$ использовали соотношения вида

$$h_{1\min j_t} \Big|_{t=1} = 0,6h_{0j}; h_{1\max j_t} \Big|_{t=1} = h_{0j}. \quad (2.76)$$

Силу и момент прокатки в каждом j -м цикле решения вычисляли с использованием либо численной математической модели (см. подразд. 2.1, 2.2), либо более простых и быстродействующих регрессионных аналитических зависимостей (см. подразд. 2.4).

Помимо расчета текущего значения конечной толщины h_{1j} , в рамках разработанной математической модели производили вычисление суммарной результирующей длины горячекатаных сортовых полосовых профилей L_1

$$L_1 = \sum_{j=1}^{N_L} \Delta L_0 h_{0j} / h_{1j}. \quad (2.77)$$

Помимо расчета традиционных схем процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, полученная математическая модель точности результирующих геометрических характеристик распространена и на условия реализации, учитывающие возможное наличие систем автоматического регулирования толщины (САРТ), основанные на использовании быстродействующих гидравлических или гидромеханических нажимных механизмов, работающих по сигналу отклонения исходной толщины и температуры металла на входе в очаг деформации. С учетом условия обеспечения постоянства конечной толщины $h_{1j} = \bar{h}_1$ в этом случае определяли текущие значения силы прокатки P_j и требуемые значения величины

предварительного межвалкового зазора $S_{0j} = \bar{h}_1 - P_j / G_{\text{кл}}$. Исходя из известных количественных оценок S_{0j} , в свою очередь, выполняли расчет требуемых значений скорости $V_{\text{гнуж}}$ и ускорения $a_{\text{гнуж}}$ перемещения исполнительного органа гидравлического нажимного устройства

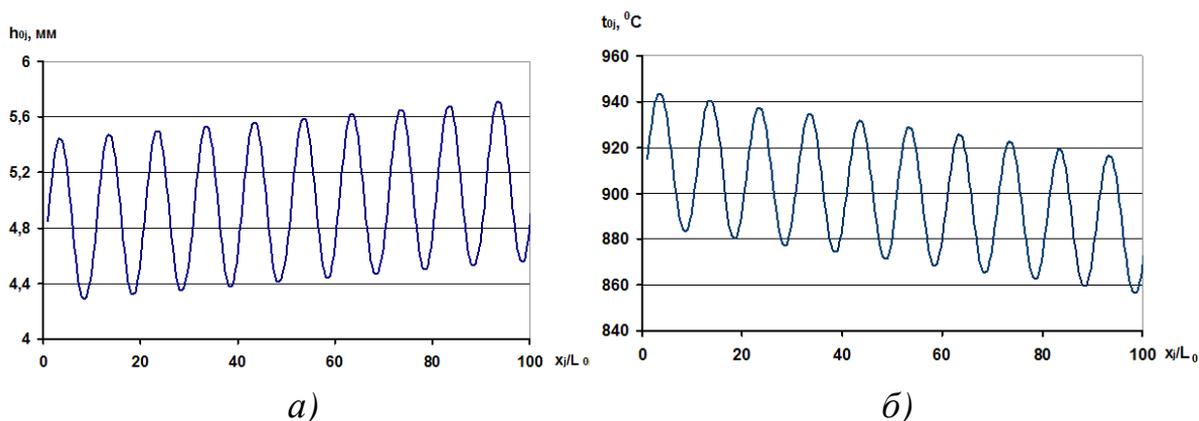
$$V_{\text{гнуж}} = [S_{0j} - S_{0(j-1)}] / \tau_{vj} = [S_{0j} - S_{0(j-1)}] V_1 \bar{h}_1 / (\Delta L_{\text{зг0}} h_{0j}); \quad (2.78)$$

$$a_{\text{гнуж}} = [V_{\text{гнуж}} - V_{\text{гнуж}(j-1)}] / \tau_{vj} = [V_{\text{гнуж}} - V_{\text{гнуж}(j-1)}] V_1 \bar{h}_1 / (\Delta L_{\text{зг0}} h_{0j}), \quad (2.79)$$

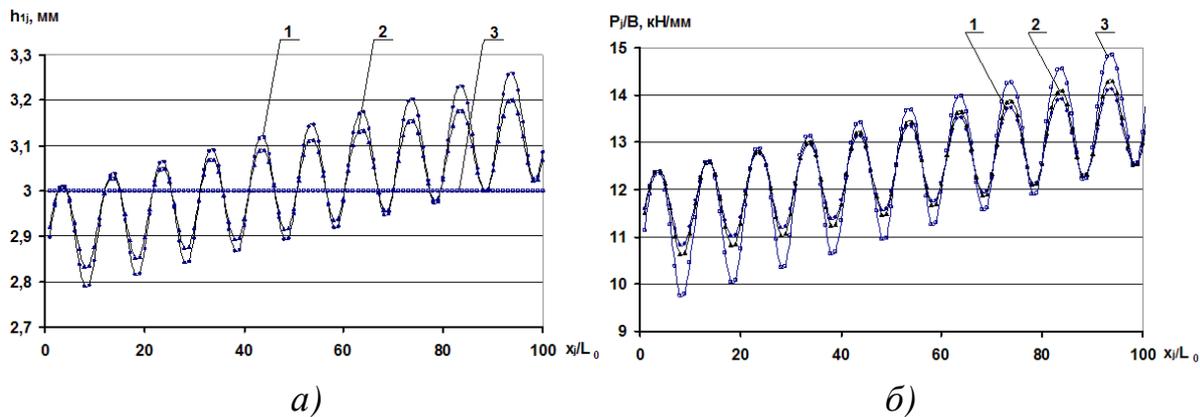
где $\tau_{vj} = \Delta L_{\text{зг0}} h_{0j} / (V_1 \bar{h}_1)$ – время прохождения $(j-1) - j$ -го участка прокатываемого профиля при скорости прокатки V_1 .

Обработку полученных расчетных распределений конечной толщины и энергосиловых параметров исследуемой технологической схемы процесса прокатки выполняли с использованием методов теории вероятности и математической статистики, определяя средние выборочные значения, средние квадратические отклонения, коэффициенты вариации и выполняя построение расчетных гистограмм соответствующих распределений.

В качестве примеров результатов численной реализации рассмотренной математической модели на рис. 2.20 представлены расчетные, согласно (2.67) и (2.68), распределения текущих значений исходной толщины h_{0j} и температуры t_{0j} по длине прокатываемой заготовки. Результирующие распределения конечной толщины h_{1j} и приведенного значения силы P_j / B прокатки в зависимости от количественных оценок модуля жесткости рабочей клетки и наличия систем автоматического регулирования толщины иллюстрированы рис. 2.21.

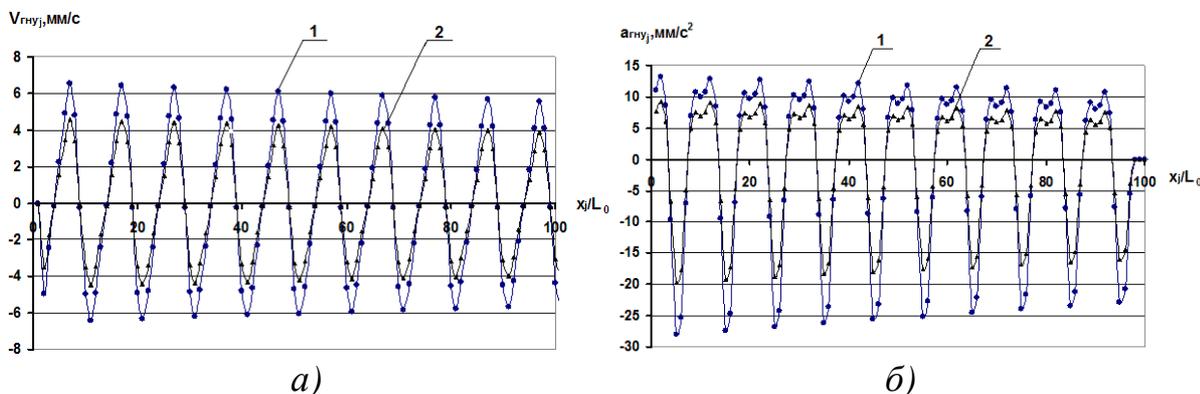


$\bar{h}_0 = 5 \text{ мм}, \bar{h}_1 = 3 \text{ мм}, B = 100 \text{ мм}, R = 150 \text{ мм}, \bar{t} = 900^\circ \text{C}, V_1 = 4 \text{ м/с}$
 Рисунок 2.20 – Расчетные, согласно (2.68) и (2.69), распределения текущих значений исходной толщины h_{0j} (а) и температуры t_{0j} (б) по длине полосового профиля из стали 60С2ХА, подвергаемой горячей прокатке



$\bar{h}_0 = 5$ (мм), $\bar{h}_1 = 3$ (мм), $B = 100$ (мм), $R = 150$ (мм), $\bar{t} = 900^0$ С, $V_I = 4$ (м / с);
 1 - $G_{кл} = 700$ кН/мм, 2 - $G_{кл} = 1000$ кН/мм; 3 - при работе САРТ
 Рисунок 2.21 – Расчетные распределения текущих значений конечной
 толщины h_{1j} (а) и приведенной силы P_j / B (б) по длине сортового
 полосового профиля из стали 60С2ХА, подвергаемой горячей прокатке
 (см. рис. 2.19)

Кроме того, на рис. 2.22 представлены расчетные распределений
 требуемых значений скорости $V_{гнуж}$ и ускорения $a_{гнуж}$ перемещений испол-
 нительного механизма гидравлического нажимного устройства, обеспечи-
 вающего постоянство конечной толщины прокатываемого профиля
 $h_{1j} = \bar{h}_1$ при его работе в рамках системы автоматического регулирования.



$\bar{h}_0 = 5$ (мм), $\bar{h}_1 = 3$ (мм), $B = 100$ (мм), $R = 150$ (мм), $\bar{t} = 900^0$ С, $V_I = 4$ (м / с);
 1 - $G_{кл} = 1000$ кН/мм; 2 – при работе САРТ
 Рисунок 2.22 – Расчетные распределения, требуемых для работы САРТ,
 значений скорости $V_{гнуж}$ (а) и ускорения $a_{гнуж}$ (б) перемещения
 гидравлического нажимного устройства, полученные применительно
 к горячей прокатке сортовых полосовых профилей из стали 60С2ХА
 (см. рис. 2.19, 2.20)

Обобщая результаты анализа представленных и аналогичных им расчетных распределений по отношению к процессу горячей прокатки сортовых полосовых профилей, можно отметить следующее:

- увеличение размаха стохастического изменения исходных технологических параметров однозначно приводит к увеличению размаха изменения конечной толщины, при этом интенсивность данного увеличения может быть снижена за счет увеличения модуля жесткости рабочей клетки или использования систем автоматического регулирования толщины (см. рис. 2.21, *а*);

- увеличение размаха стохастического изменения исходных технологических параметров, а также увеличения модуля жесткости рабочей клетки и использования САРТ обуславливает весьма существенное увеличение

размаха изменения энергосиловых параметров исследуемого процесса (см. рис. 2.21, *б*);

- к увеличению размаха стохастического изменения толщины приводит также и увеличение радиальных биений рабочих валков, при этом с увеличением модуля жесткости $G_{кл}$ влияние данного фактора возрастает и возрастает весьма существенно.

В целом наличие довольно сложного характера распределений исходных (см. рис. 2.20) и результирующих (см. рис. 2.19) параметров наряду с аналогичным довольно сложным распределением требуемых кинематических параметров системы автоматического регулирования толщины (см. рис. 2.20) подтверждают целесообразность использования рассмотренной в рамках данного подраздела численной математической модели применительно к анализу влияния и разработке конкретных практических рекомендаций по совершенствованию технологий и оборудования процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей.

С использованием двух- и трехмерных конечно-элементных подходов уточнены математические модели напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в черновых и вертикальных рабочих клетях, а также при реализации процессов горячего плющения и прокатки в разгонных калибрах.

Разработаны программные средства на основе разбиения всей длины исходной заготовки на отдельные элементарные поперечные сечения и организации последующего итерационного решения конечных геометрических характеристик и энергосиловых параметров. Для каждого из них разработаны программные средства по автоматизированному расчету основных показателей точности результирующих геометрических характеристик, а также силы и моментов прокатки с учетом стохастического изменения исходных технологических параметров, радиального биения рабочих валков и модуля жесткости чистовых рабочих клеток сортопрокатных станов.

РАЗДЕЛ 3

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА, ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ И ТОЧНОСТИ ПРИ ПРОКАТКЕ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Экспериментальные исследования процессов прокатки сортовых полосовых профилей, имеющие своей целью уточнение исходных предпосылок и оценку степени достоверности полученных теоретических решений, проведены в лабораторных и промышленных условиях с учетом максимально возможного приближения к конкретным физическим объектам.

3.1 Обоснование методов теоретических исследований процессов горячей прокатки сортовых полосовых профилей

Перспективы расширения объемов и сортамента производства горячекатаных сортовых полосовых профилей с обязательным повышением показателей их качества и обеспечением экономии материальных ресурсов неразрывно связаны с совершенствованием действующих, а также с созданием новых высокоэффективных технологий и оборудования. Дефицит оборотных средств у металлургических и машиностроительных предприятий диктует необходимость снижения затрат на реконструкцию или новое строительство объектов, что должно быть обеспечено на основе глубокой научной проработки принимаемых технических решений.

Необходимость повышения степени научной обоснованности в свою очередь предъявляет дополнительные требования к объемам и степени достоверности результатов теоретических и экспериментальных исследований процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, а также к разработанным на их основе практическим рекомендациям. При этом в качестве указанных выше результатов должны быть рассмотрены не только локальные и интегральные характеристики напряженно-деформированного состояния металла, а и такие основные показатели качества, как точность результирующих геометрических характеристик, уровень и степень стабильности физико-механических свойств, наличие внутренних и наружных дефектов, а также целый ряд других показателей, определяющих потребительские свойства готового металлопроката.

Учитывая необходимость повышения степени автоматизации проектно-конструкторских и проектно-технологических работ на различных стадиях их выполнения, особое значение приобретает дальнейшее развитие численных математических моделей с последующим решением на их основе многовариантных задач имитационного моделирования и автоматизированного проектирования технологий и оборудования сортовых, полосовых и ленточных станов горячей прокатки.

С точки зрения обеспечения экономии материальных ресурсов при проведении научных исследований приоритетным является реализация теоретических подходов, в то время как результаты экспериментальных исследований должны быть направлены на уточнение исходных предпосылок, оценку степени достоверности полученных теоретических решений и апробацию полученных на их основе конкретных практических рекомендаций.

Исходя из изложенного, вытекает необходимость реализации комплексного подхода к решению намеченной цели и задач, поставленных в работе, заключающегося в рациональном сочетании теоретических и экспериментальных исследований процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей.

С целью теоретического исследования основных закономерностей механизма формирования напряженно-деформированного состояния металла и основных технико-экономических показателей при горячей прокатке сортовых полосовых профилей целесообразным является использование достаточно строгих по постановке и последующему решению математических моделей и программных средств различного уровня композиционной сложности с последующим количественным и качественным анализом результатов их численной реализации. Необходимым с точки зрения последующего решения многовариантных задач по автоматизированному проектированию является и обеспечение рациональных сочетаний объемов, степени достоверности и трудоемкости получения требуемой информации.

В самом общем случае условия реализации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях характеризуются наличием соотношений ширины B и общей протяженности очага деформации L к их средней толщине h_{cp} , находящимся в диапазонах $B/h_{cp} > 5...8$ и $L/h_{cp} > 2,5...3$. Согласно общепринятой классификации [29; 32–34; 47] такие количественные оценки позволяют пренебречь величиной уширения и считать пластическую деформацию плоской, при которой доминирующим является влияние сил внешнего контактного трения.

В соответствии с изложенным выше, и следуя рекомендациям работ [28; 46; 105], в основу детерминированного математического моделирования напряженно-деформированного состояния металла при реализации исследуемой технологической схемы положено численное рекуррентное решение условия баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках каждого отдельного выделенного из конечного множества элементарных объемов, полученных путем разбиения очага деформации по его длине.

Необходимые в этом случае текущие значения сопротивления деформации для различных металлов и сплавов определяли на основе методик В. Л. Андреюка [25; 26] и М. Я. Бровмана [24; 34; 35], позволяющих учесть интенсивность междеформационного разупрочнения, а также реальный характер изменений степени, скорости и температуры деформации по длине зоны пластического формоизменения металла [28; 38; 42; 43].

Расчет распределений геометрических параметров по длине очага деформации с учетом упругого сплющивания рабочих валков выполнен с использованием методик работ [27–33], основанных на упругих решениях Герца, а также с использованием методики И. Я. Штаермана [106] и результатов ее адаптации применительно к процессам прокатки [28; 107], являющихся более строгим обобщением гипотезы Винклера и решения Герца для контакта выпуклой и вогнутой цилиндрических поверхностей, имеющих эквивалентные значения радиусов.

Следует отметить, что в работах [28; 46; 105] и ряде других применительно к математическому моделированию процесса прокатки относительно тонких плоских заготовок на основе численного конечно-разностного энергетического подхода в качестве аналитических описаний касательных контактных напряжений использован закон Кулона – Амонтона, а в качестве функциональной связи между нормальными контактными и нормальными осевыми напряжениями использован инженерный вариант условия пластичности [29–33]. Отмеченное не позволяет учесть влияние касательных компонент девиатора напряжений, что делает предпочтительным использование данных теоретических решений применительно к условиям реализации процесса холодной прокатки с относительно малыми значениями коэффициентов внешнего трения.

В данной работе при аналитическом описании текущих по длине очага деформации условий внешнего контактного трения использовали закон пластического трения, характеризующий согласно Зибелю [49; 52; 53; 108] текущие по длине очага деформации значения касательных напряжений на контактных поверхностях рабочих валков τ_x как

$$\tau_x = 2K_x \mu_x, \quad (3.1)$$

где $2K_x$ – текущее по длине очага деформации значение удвоенного сопротивления сдвигу прокатываемого металла, определяемое в зависимости от аналогичных текущих значений степени, скорости и температуры деформации, а также интенсивности междеформационного разупрочнения;

μ_x – текущее значение коэффициента пластического трения, характеризующее геометрическими и кинематическими параметрами процесса горячей прокатки, материалами и шероховатостями контактирующих поверхностей, их температурой и рядом других факторов [49].

В более полной форме записи

$$(p_x - \sigma_x)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4K_x^2 \quad (3.2)$$

использовано условие пластичности, характеризующее функциональную связь между нормальными контактными p_x и нормальными осевыми σ_x напряжениями в зависимости от касательных компонент девиатора напряжений τ_{xy}

и удвоенного значения сопротивления сдвигу $2K_x$ [29; 34; 47; 49]. При этом определение текущих по длине значений касательных компонент τ_{xy} осуществляли с использованием результатов двухмерного анализа напряженно-деформированного состояния металла, выполненного в работах [28; 47; 48; 109] на основе метода полей линий скольжения.

С точки зрения повышения степени достоверности результатов математического моделирования необходимыми являются также учет наличия зоны упругого восстановления прокатываемой заготовки в сечениях на выходе из рабочих валков, осуществляемый на основе обобщенного закона Гука [28], а также организация численного интегрирования по определению силы и моментов прокатки и ряда итерационных процедур, обеспечивающих соответствие расчетных и заданных количественных оценок граничных условий очага деформации.

Расчет показателей степени использования запаса пластичности прокатываемых металлов с учетом температур и характера развития напряженно-деформированного состояния осуществлен на основе методик В. Л. Колмогорова [50; 51] и В. А. Огородникова [110; 111] в их численной интерпретации [28; 112].

На основе численных математических моделей напряженно-деформированного состояния металла при их организации в соответствии с элементами теории планируемого эксперимента [113–115] получены максимально простые регрессионные аналитические описания энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, отвечающие по быстродействию их численной реализации требованиям современных систем автоматизированного проектирования и автоматического регулирования. Критериальную оценку степени достоверности полученных теоретических решений, а также решение ряда специфических задач производили на основе более строгого метода конечных элементов [54; 55].

Математическое моделирование основных показателей качества готовой металлопродукции, в качестве которых рассматривали точность геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей по их длине, осуществляли на основе методов передаточных коэффициентов, метода предельных оценок, а также путем разбиения всей длины исходной заготовки на конечное множество элементарных поперечных сечений с последующей организацией численного итерационного решения упруго-пластической системы «рабочая клетка – деформируемая заготовка» [28; 39; 41; 65].

Полученные детерминированные математические модели напряженно-деформированного состояния и основных показателей качества использованы в виде целевых функций для анализа влияния технологических режимов работы и конструктивных параметров механического оборудования полосовых и сортовых станов горячей прокатки, а также и для решения широкого круга задач, связанных с их совершенствованием и автоматизированным проектированием.

3.2 Методы и результаты экспериментальных исследований распределений нормальных контактных напряжений по длине очага деформации

Экспериментальная оценка текущих по длине очага деформации значений нормальных контактных напряжений, имеющих место при реализации различных технологических, в том числе и асимметричных по кинематике условий реализации процесса прокатки сортовых полосовых профилей выполнена с использованием специального устройства для пластической деформации металла П750 ДГМА, конструкция которого рассмотрена на рис. 3.1, 3.2 [148].

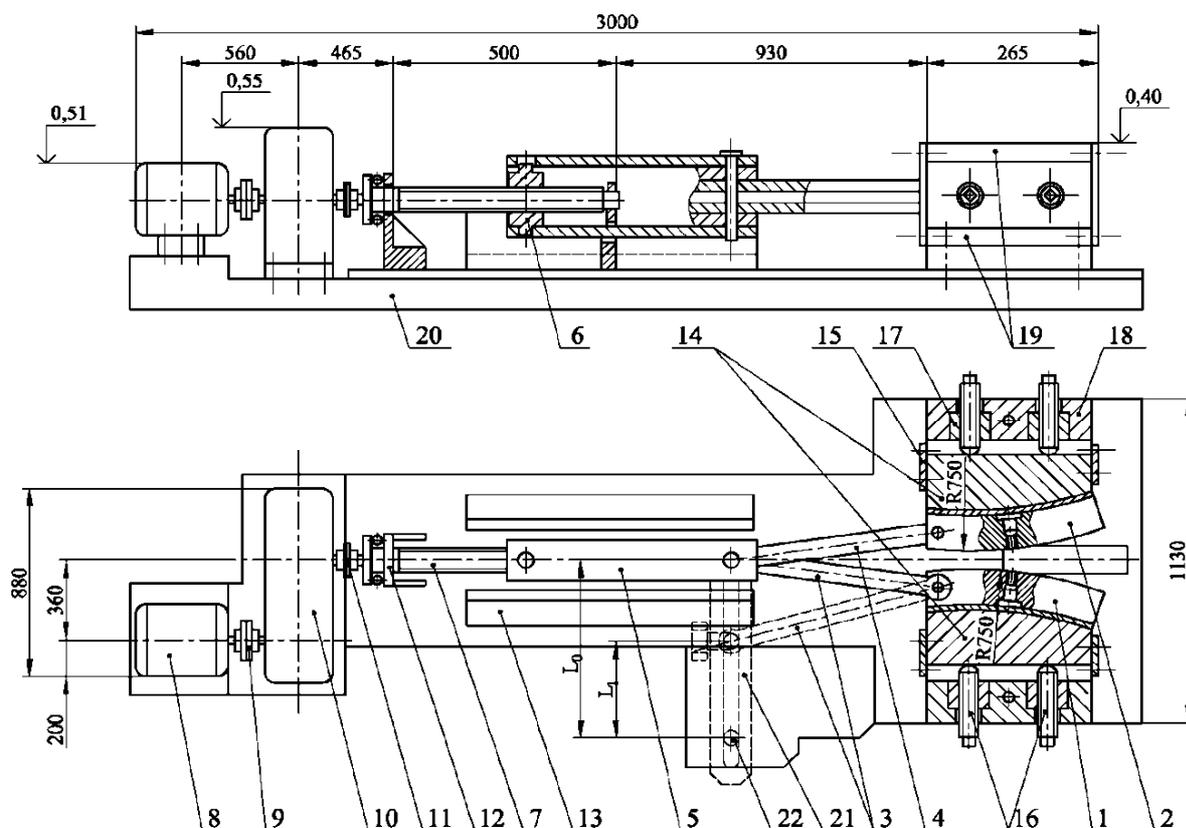


Рисунок 3.1 – Конструкция устройства для пластической деформации П750 ДГМА [116; 117], используемого при экспериментальном исследовании локальных характеристик напряженного состояния в очаге деформации процессов симметричной и асимметричной прокатки относительно тонких лент и листов

Непосредственно экспериментальные исследования энергосиловых параметров и точности геометрических характеристик, а также уточнение характера пластического формоизменения металла применительно к прокатке сортовых полосовых профилей проведены в лабораторных и промышленных условиях.

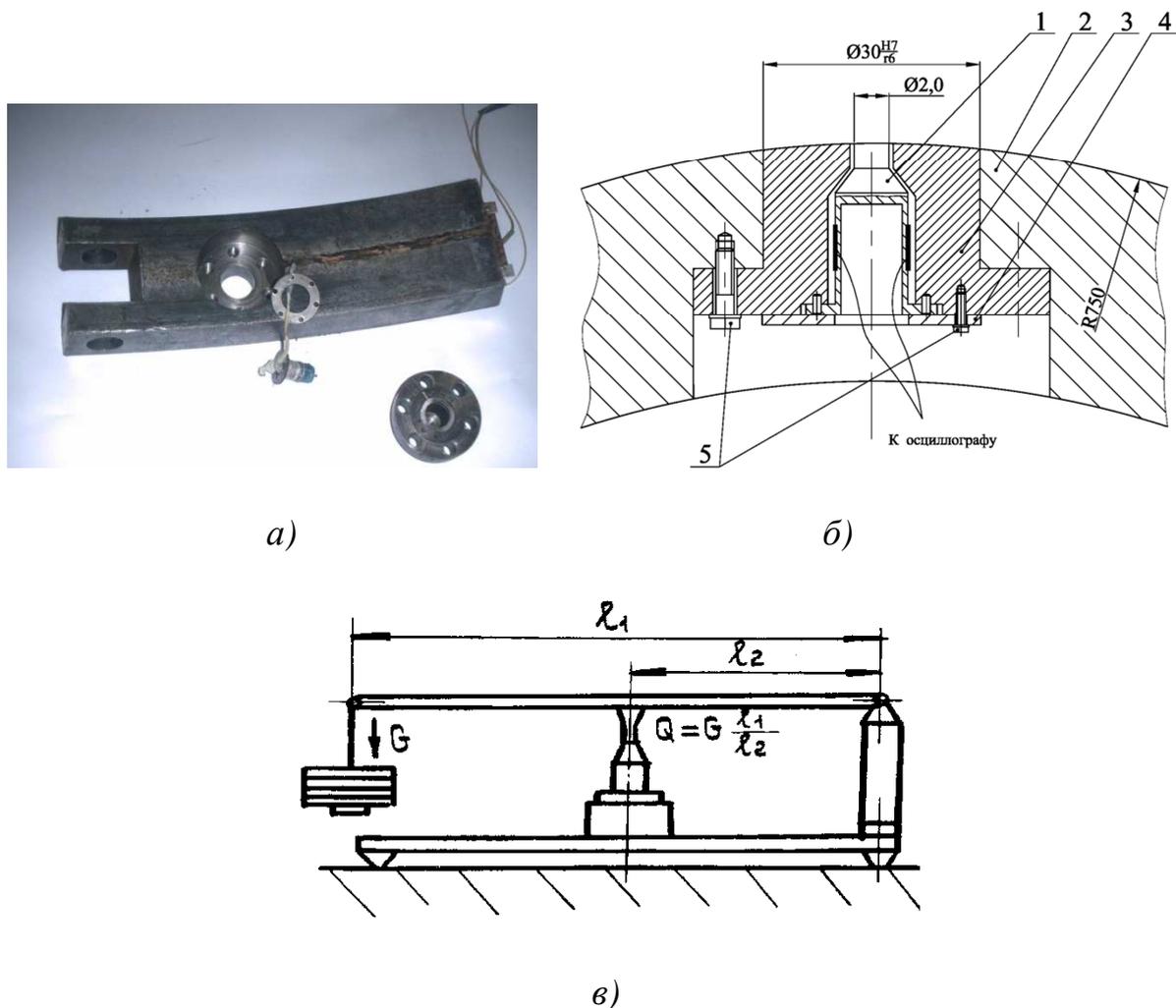


Рисунок 3.2 – Общий вид комплектующих (а), конструкция узла (б) и схема тарировки (в) штифтовых месдоз, используемых при экспериментальном исследовании распределений нормальных контактных напряжений на специализированном устройстве для пластической деформации металла П750 ДГМА (см. рис. 3.1)

Специализированное устройство для пластической деформации металла П750 ДГМА (см. рис. 3.1) [116; 117], предназначенное для экспериментального исследования локальных характеристик напряженного состояния металла в виде эмпирических распределений нормальных контактных напряжений p_x по длине очага деформации включает в себя рабочие сегменты 1 и 2, моделирующие фрагменты образующих поверхностей бочек рабочих валков сортовых полосовых и сортопрокатных станов. При этом радиус деформирующих поверхностей указанных сегментов составил 750 мм, что позволило повысить точность измерений за счет существенного увеличения масштаба геометрических параметров очага деформации, соответствующего 2,5...10 и более.

Привод рабочих сегментов 1 и 2 (см. рис. 3.1) осуществляли посредством сопряженных с ними шарнирно тяг 3 и 4, которые, в свою очередь

сопряжены шарнирно с ползуном 5, совершающим возвратно-поступательные перемещения при помощи передачи винт – гайка 6. Вращение тянущего винта 7 осуществляется от электродвигателя 8 переменного тока мощностью 10 кВт через моторную муфту 9, двухступенчатый цилиндрический зубчатый редуктор 10 и зубчатую муфту 11. От перемещений в осевом направлении тянущий винт 7 зафиксирован дополнительной опорой 12 с упорным подшипником качения, а от вращения ползун 5 фиксирован направляющими планками 13. При физическом моделировании процесса прокатки рабочие сегменты 1 и 2 перемещаются по направляющим подушек 14, зафиксированных от осевых перемещений планками 15 и сопряженных своими опорными поверхностями с нажимными винтами 16, обеспечивающими возможность установки предварительного межвалкового зазора на требуемую величину. Бронзовые гайки 17 нажимных винтов 16, в свою очередь, размещены в расточках станин 18, жестко сопряженных между собой траверсами 19. Устройство размещено на единой рамной конструкции 20.

Для обеспечения условий реализации процессов асимметричной по кинематике прокатки тяги 3 отсоединяли от ползуна 5 и фиксировали шарнирно на дополнительном рычаге 21, сопряженном своими свободными концами с ползуном 5 и с дополнительной опорой 22. Требуемое значение степени кинематической асимметрии процесса прокатки K_v , характеризующее соотношение скоростей перемещения ведущего 2 и ведомого 1 рабочих сегментов, обеспечивали в этом случае за счет соответствующего изменения плеча L_1 фиксации тяги 3 на дополнительном рычаге 21, а само значение степени кинематической асимметрии определяли как $K_v = L_0 / L_1$ (см. рис. 3.1).

Измерение текущих по длине очага деформации значений нормальных контактных напряжений p_x производили, следуя методикам работ [118; 119], при помощи штифтовых месдоз 1 (см. рис. 3.2, а; б), размещенных и зафиксированных в телах соответствующих рабочих сегментов 2 посредством промежуточных стаканов 3, крышек 4 и резьбовых соединений 5. Тарировку штифтовых месдоз осуществляли с использованием специального устройства (см. рис. 3.2, в), а расшифровку полученных осциллограмм – при помощи ЭВМ в соответствии с методикой работы [120], а полученный в этом случае тарировочный график представлен на рис. 3.3 в виде графической интерпретации функциональной связи отклонения светового луча осциллографа $L_{осц}$ и силы Q , прикладываемой к штифтовой месдозе и определяемой в зависимости от веса груза G и соотношения плеч L_1 / L_2 (см. рис. 3.2, в) как $Q = GL_1 / L_2$.

Дальнейшую расшифровку полученных осциллограмм осуществляли в соответствии с методикой работы [120], позволяющей учесть цилиндрическую форму измерительной головки штифтовой месдозы и кинематику её перемещения по длине очага деформации.

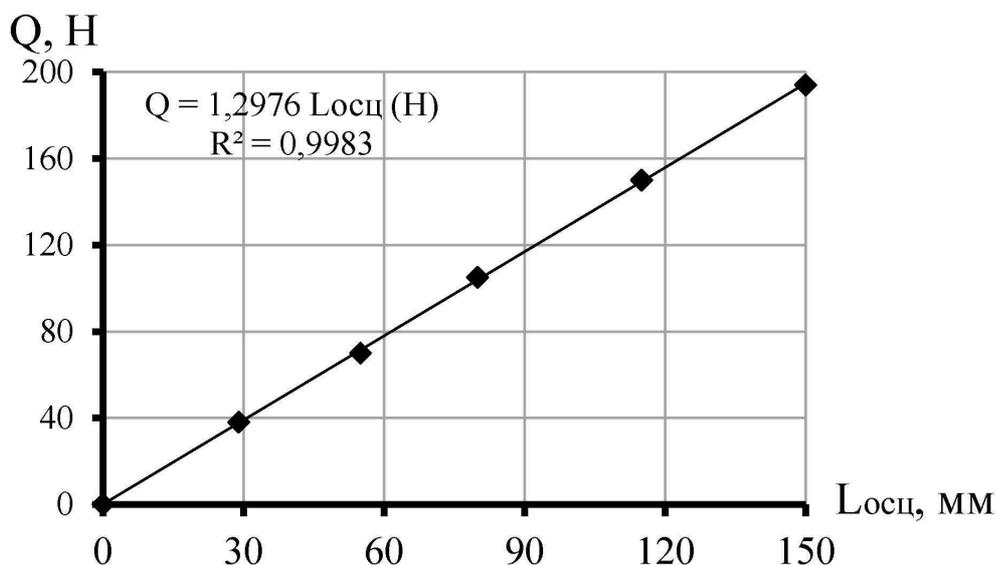


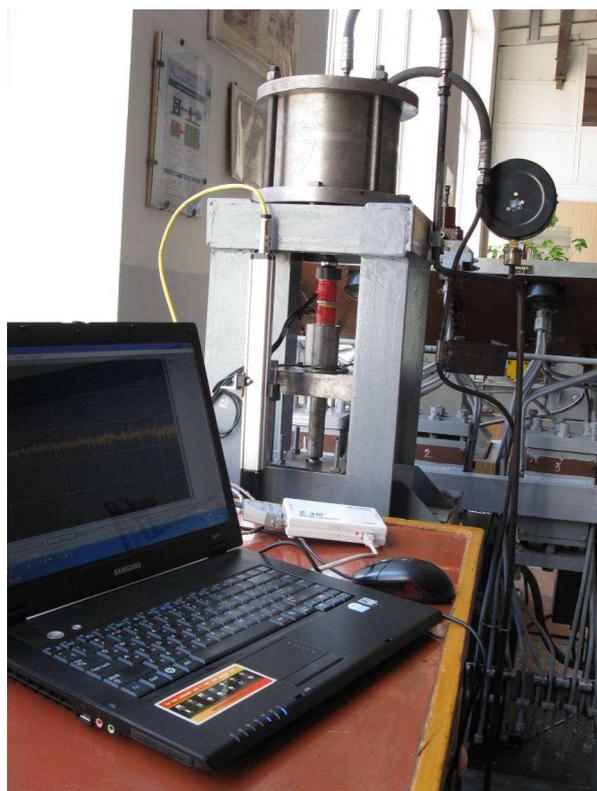
Рисунок 3.3 – Тарировочный график штифтовых месдоз, используемых при экспериментальном исследовании распределений нормальных контактных напряжений p_x по длине очага деформации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

Для моделирования процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в последней чистой рабочей клетке, имеющей рабочие валки радиусом $R_{ср} \approx 150$ мм при начальных $h_0 = 3...6$ мм и конечных $h_1 = 2...4$ мм значениях толщин, то есть с учетом количественных оценок соотношений $R_{ср}/h_0 = 25...50$; $h_0/h_1 = 1,25...1,5$ при выполнении экспериментальных исследований, следуя условию геометрического подобия, прокатке подвергали полосовые заготовки с номинальными значениями исходной и конечной толщин $h_0 = 26$ мм, $h_1 = 18$ мм ($R/h_0 = 750/26=28,8$; $h_0/h_1 = 26/18=1,44$), а также $h_0 = 15$ мм, $h_1 = 10$ мм ($R/h_0 = 750/15=50$; $h_0/h_1 = 15/10=1,5$). Ширина прокатываемых образцов соответствовала $B = 50$ мм, а их длина – $L_0 = 100$ мм. Значения коэффициентов кинематической асимметрии процесса прокатки, определяемые соотношением плеч L_0 и L_1 фиксации тяги 3 ведомого сегмента 1 на дополнительном рычаге 21 (см. рис. 3.1) приняты равными $K_v = 1,0; 1,25; 1,75$.

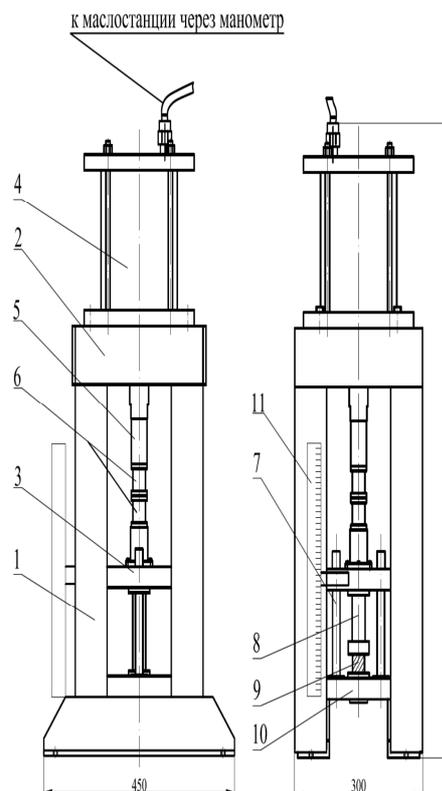
В процессе пластической деформации заготовки при помощи дополнительных боковых направляющих строго позиционировали относительно измерительной головки штифтовой месдозы, а саму прокатку осуществляли на скорости $\sim 3,33$ мм/с. Технологические смазки не использовали, а контактные поверхности деформируемых образцов и рабочих сегментов 1; 2 (см. рис. 3.1) перед каждым обжатием обезжиривали ацетоном.

В качестве материала деформируемых заготовок использовали свинец С1, при этом с целью уточнения его механических свойств на специализированной гидравлической прессовой установке ГУ-120 ДГМА был проведен ряд предварительных экспериментальных исследований по осадке цилиндрических образцов, изготовленных из свинца данной марки.

Конструкция гидравлической прессовой установки ГУ-120 ДГМА, общий вид и принципиальная схема которой представлены на рис. 3.4, включала в себя узел станин 1, верхнюю неподвижную 2 и нижнюю подвижную 3 траверсы, гидроцилиндр поршневого типа 4, проставку 5, месдозы 6, направляющие 7 и пуансон 8. Деформируемые образцы 9 устанавливали между пуансоном 8, сопряженным с подвижной траверсой 3 и нижней неподвижной траверсой 10 с размещенными на ней направляющими 7 и жестко сопряженной с узлом станин 1. Положение нижней подвижной траверсы 3 по вертикали фиксировали при помощи индуктивного датчика линейных перемещений 11.



а)



б)

Рисунок 3.4 – Общий вид (а) и принципиальная схема конструкции (б) лабораторной гидравлической прессовой установки ГУ-120 ДГМА, используемой при экспериментальном исследовании механических свойств свинцовых образцов

Деформируемые образцы из свинца С1 имели диаметр $D_{об} = 30$ мм и высоту $H_{об} = 30$ мм, что соответствовало соотношению $D_{об} / H_{об} \approx 1$, при котором с точки зрения напряженно-деформированного состояния, следуя результатам целого ряда исследований [34; 47] влияние внешних зон и сил контактного трения является минимальным и, как следствие, величина напряжений текучести σ_T может быть определена на основе зависимости

$$\sigma_T = 4P_{oc} / (\pi D_{об}^2) = \rho D_{п}^2 / D_{об}^2, \quad (3.3)$$

где P_{oc} – величина силы процесса осадки, измеряемая по показаниям манометра МП4-У, фиксирующего давление рабочей жидкости ρ в гидравлической системе;

$D_{п}$ – диаметр поршня силового гидроцилиндра 4.

Кроме того, величину силы P_{oc} контролировали месдозами 6 (см. рис. 3.4, б), при этом её количественная оценка находилась в диапазоне $P_{oc} = 13...15$ кН, что согласно выражению (3.3) соответствует напряжениям текучести $\sigma_T = 18,4...21,2$ МПа. Среднее значение данного диапазона $\sigma_T = 19,8$ МПа было принято в качестве исходных данных при численной реализации одномерных математических моделей (см. разд. 2), результаты которой p_{xp} сопоставляли с соответствующими эмпирическими распределениями $p_{xэ}$ нормальных контактных напряжений по длине очага деформации.

Обобщая результаты выполненных экспериментальных исследований, которые представлены на рис. 3.5 в виде расчетных p_{xp} и эмпирических $p_{xэ}$ распределений нормальных контактных напряжений по длине очага деформации, характеризуемой относительной величиной X/L (см. рис. 3.5), установлено следующее:

- с увеличением соотношения L/h_{cp} , являющегося геометрическим показателем формы очага деформации, уровни текущих значений нормальных контактных напряжений p_x возрастают и возрастают весьма существенно;

- создание и повышение степени кинематической асимметрии процесса прокатки обуславливает снижение текущих по длине очага деформации значений нормальных контактных напряжений p_x , при этом интенсивность указанного снижения с увеличением геометрического показателя L/h_{cp} возрастает.

Сопоставительный анализ эмпирических $p_{xэ}$ и расчетных p_{xp} распределений нормальных контактных напряжений показал, что относительная погрешность в этом случае находится в диапазоне $\delta p_x = -5,3...8,1$ %, среднее выборочное значение соотношения равно $\overline{p_{xэ}/p_{xp}} = 1,038$, при этом нижняя и верхняя границы доверительного интервала при доверительной вероятности 0,95 соответствовали $1,014 < (p_{xэi}/p_{xpi}) < 1,061$, что свидетельствует о достаточной степени достоверности полученных (см. подразд. 2.1) численных математических моделей напряженного деформированного состояния металла при горячей прокатке относительно тонких сортовых полосовых профилей в чистовых рабочих клетях.

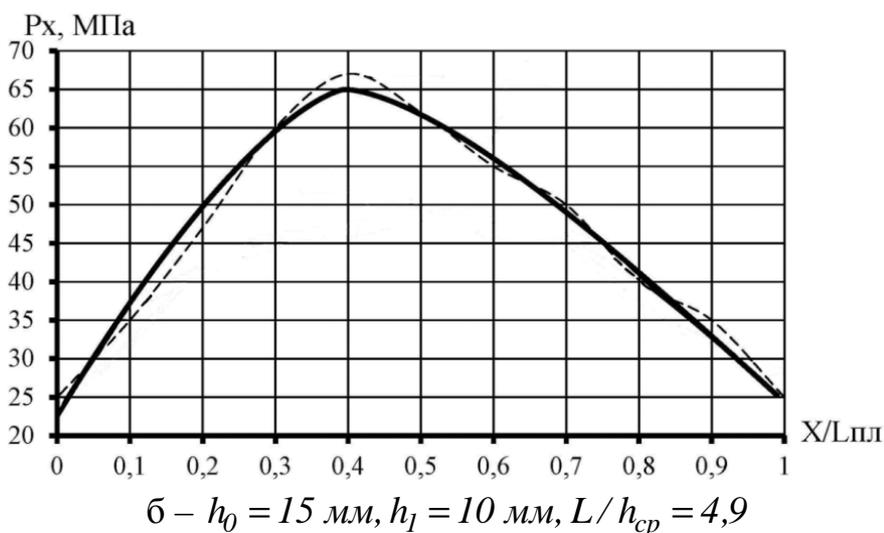
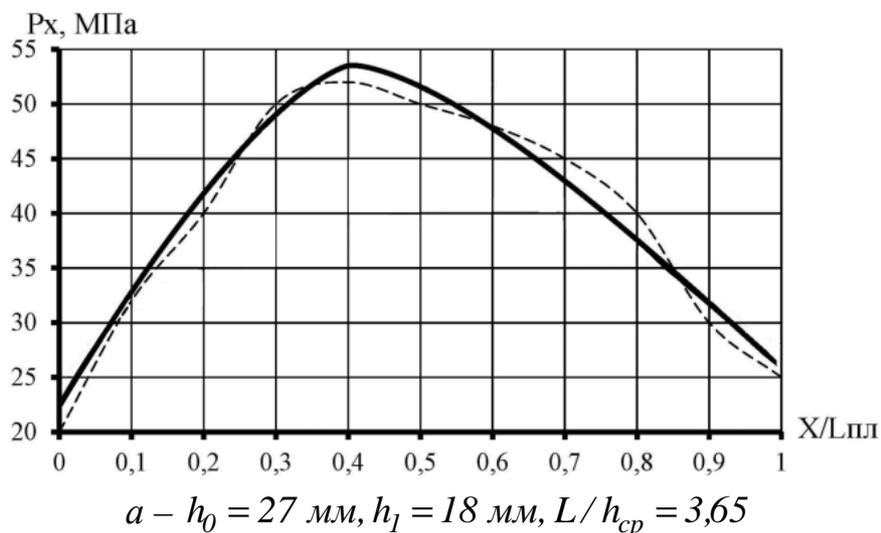


Рисунок 3.5 – Эмпирические (—) и расчетные (---) распределения нормальных контактных напряжений p_x по длине очага деформации процесса прокатки относительно тонких свинцовых заготовок

3.3 Методы и результаты экспериментальных исследований интегральных характеристик энергосиловых параметров при горячей прокатке сортовых полосовых профилей

Экспериментальные исследования энергосиловых параметров при горячей прокатке сортовых полосовых профилей проведены с целью оценки степени достоверности численных математических моделей для условий прокатки тонких сортовых полосовых профилей. Они выполнены на базе промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА [149], общий вид и состав оборудования которого иллюстрирован рис. 3.6...3.8.

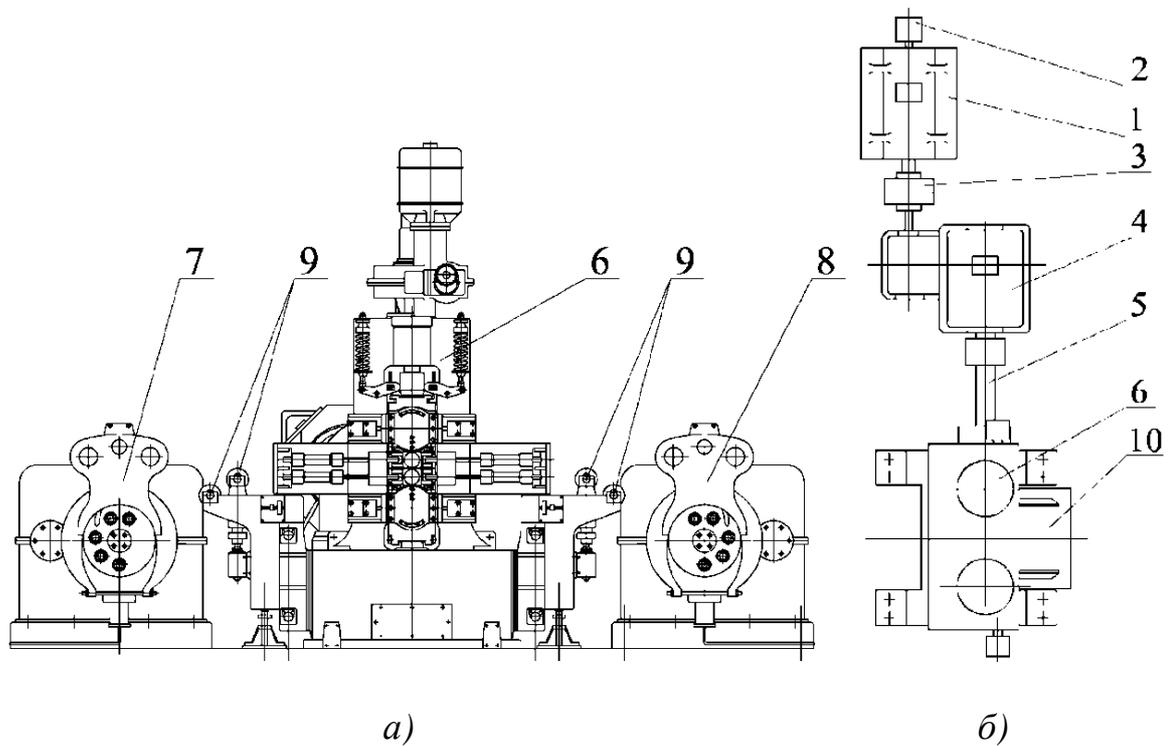
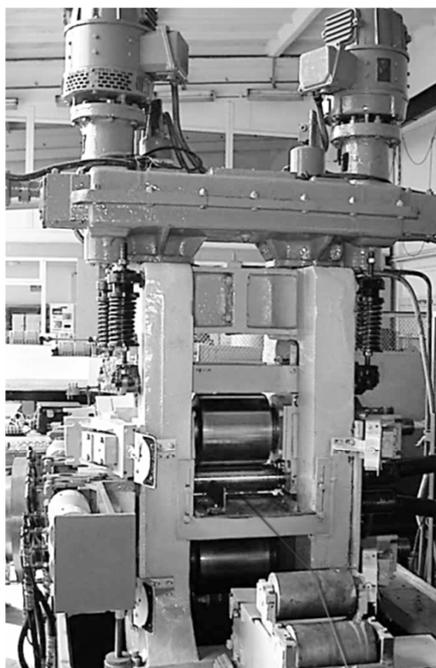
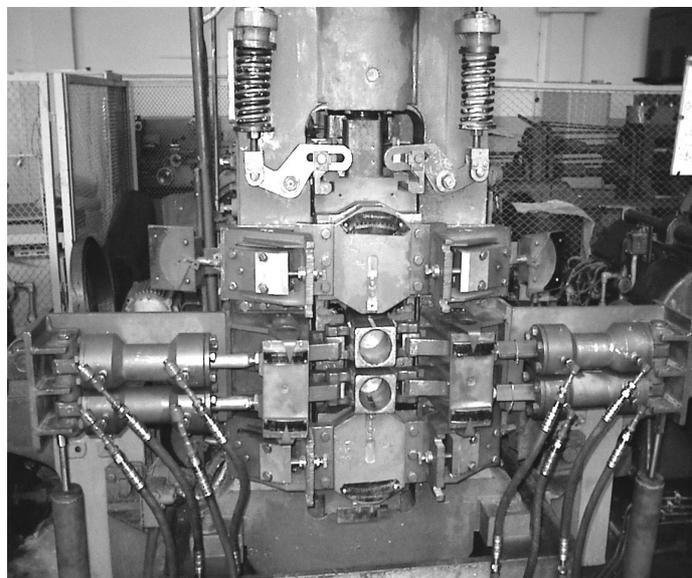


Рисунок 3.6 – Состав оборудования реверсивного промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА (а) и план расположения главной линии его рабочей клетки (б)



а)



б)

Рисунок 3.7 – Общие виды рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА

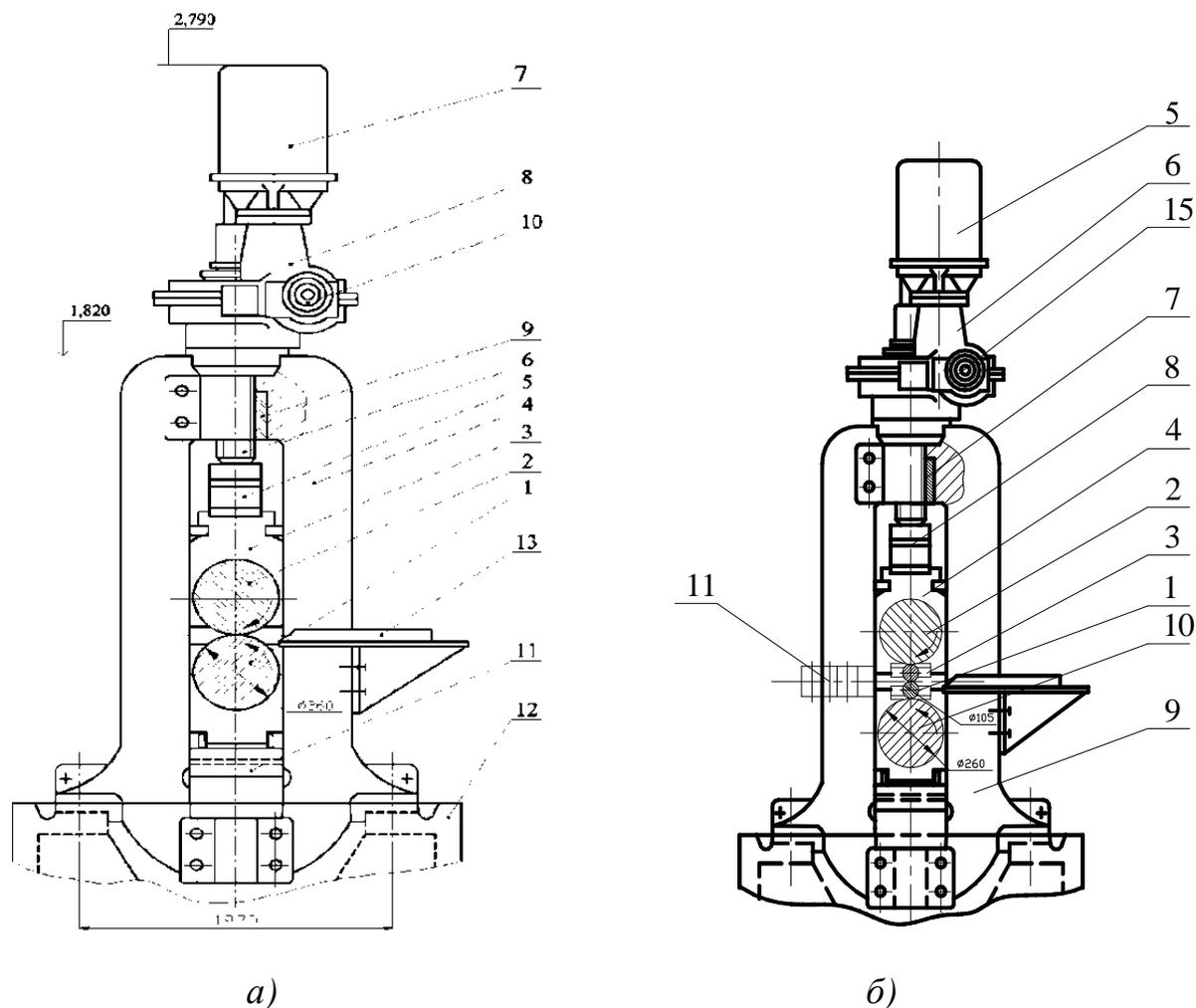


Рисунок 3.8 – Конструкции рабочей клетки промышленно-лабораторного прокатного стана 105/260×250 ДГМА при ее двухвалковом (а) и четырехвалковом (б) исполнениях

Состав главной линии рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА (см. рис. 3.6, 3.7) [121; 122] включает в себя электродвигатель 1 постоянного тока ($N = 85$ кВт, $n = 560$ об/мин) с размещенным на его валу тахогенератором 2 ($N = 0,232$ кВт, $n = 1900$ об/мин), моторную зубчатую муфту 3, комбинированную редуктор-шестеренную клетку 4 с передаточным отношением первой понижающей ступени 3,53, универсальные шпиндельные передачи 5 на вкладышах скольжения или на телах качения, а также собственно рабочую клетку б (см. рис. 3.6, б).

Помимо рабочей клетки б стан включает в себя также разматыватель ящичного типа, левую 7 и правую 8 моталки с приводами от электродвигателей постоянного тока ДП-62 ($N = 56$ кВт, $n = 580$ об/мин), систему обводящих и направляющих роликов 9, проводковые столы 10, а также ряд других вспомогательных узлов и механизмов (см. рис. 3.2).

При двухвалковом исполнении конструкция рабочей клетки (см. рис. 3.8, а) включает в себя нижний 1 и верхний 2 рабочие валки с номинальными значениями диаметров и длин бочек 260 мм и 200 мм,

соответственно. Посредством двухрядных сферических радиально-упорных подшипников качения шейки каждого из рабочих валков зафиксированы в соответствующих подушках 3, размещенных с возможностью вертикальных перемещений в направляющих окнах узла литых станин 4 закрытого типа. Через месдозы 5 с кольцевыми упругими элементами и наклеенными на них тензометрическими датчиками сопротивления подушки 3 верхнего рабочего валка 2 были сопряжены с нажимными винтами 6 двухскоростного электромеханического нажимного механизма рабочей клетки, предназначенного для установки и регулирования величины предварительного межвалкового зазора. Привод нажимного механизма осуществлялся от двух электродвигателей 7 постоянного тока ($N = 1,5$ кВт, $n = 1000$ об/мин) через двухступенчатый червячный редуктор 8 с общим передаточным отношением 248,7 и передачи винт-гайка, бронзовые гайки 9 которых, имеющие упорную резьбовую нарезку с шагом 5 мм, неподвижно размещены в соответствующих верхних поперечинах узла станин 4. На промежуточном валу червячного редуктора 8 нажимного механизма были установлены сельсин-датчики и дисковые прерыватели электрических сигналов 10, обеспечивающие измерение кинематики вращения данного вала, а вместе с этим и кинематики перемещения нажимных винтов 6 (см. рис. 3.8, а).

Между нижними поперечинами узла станин 4 и подушками нижнего рабочего валка 1 установлены проставки 11, обеспечивающие его вывод на уровень прокатки, а сам узел станин размещен на зафиксированном неподвижно по отношению к фундаменту узле плитовин 12. Кроме того, конструкция рабочей клетки используемого прокатного стана включает проводковые столы или обводящие ролики 13, пружинно-рычажный механизм уравнивания верхнего рабочего или опорного валка, планки осевой фиксации подушек по отношению к стойкам узла станин, системы перевалки и ряд других вспомогательных навесных узлов и механизмов (см. рис. 3.7).

Следует отметить, что согласно техническому решению, предложенному авторами работы [123], проставки 11 (см. рис. 3.8, а) между нижними поперечинами узла станин 4 и подушками нижнего рабочего выполнены в виде П-образных планок, осевое перемещение которых позволило целенаправленно изменять модуль жесткости рабочей клетки в диапазоне 300..600 кН/мм.

При четырехвалковом конструктивном исполнении рабочая клеть промышленно-лабораторного прокатного стана 105/260×250 ДГМА (см. рис. 3.8, б) включает в себя рабочие 1 и опорные 2 валки, размещенные в подушках 3 и 4, соответственно. Привод рабочих валков осуществляется при помощи универсальных шпинделей на телах качения или непосредственно от шестеренной клетки либо через опорные валки. Кроме того, рабочая клеть в этом случае оснащена механизмами осевой сдвижки рабочих валков и их противоизгиба, а также механизмами дифференцированного перекашивания осей рабочих и опорных валков в горизонтальных плоскостях.

Нагрев исходных заготовок до температур 700...1100 °С из различных марок сталей перед прокаткой производили в лабораторной электропечи сопротивления ОКБ 333С. Запись исследуемых параметров осуществляли при помощи аналого-цифрового преобразователя Lcard E14-140 (рис. 3.9), обеспечивающего возможность измерения по 16 дифференцированным каналам с последующей записью и обработкой данных на ЭВМ. Входной сигнал оцифровывался шестнадцатититным аналого-цифровым преобразователем с частотой до 100 кГц и возможностью усиления в диапазоне 1...64.

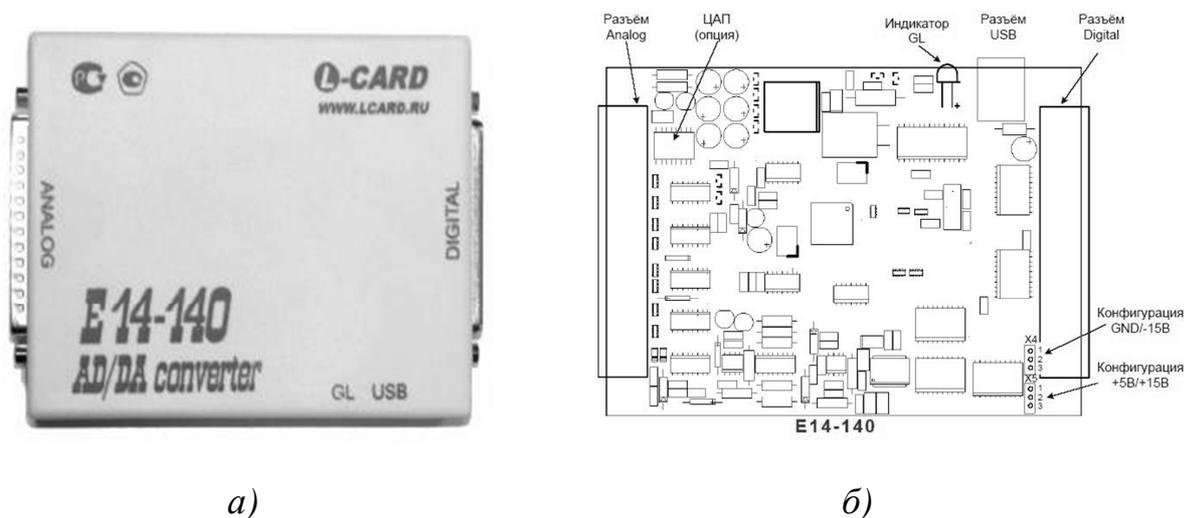


Рисунок 3.9 – Внешний вид (а) и печатная плата (б) Lcard E14-140, используемые при проведении экспериментальных исследований на промышленно-лабораторном стане 105/260×250 ДГМА

С целью снижения трудоемкости и обеспечения экономии материальных ресурсов при проведении экспериментальных исследований использовали оборудование лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (рис. 3.10) [117], главная линия которого включает в себя мотор-редуктор 1 ($n=40$ об/мин), моторную муфту 2, одноступенчатый цилиндрический зубчатый редуктор 3 с передаточным отношением 4, промежуточную муфту 4, шестеренную клеть-редуктор 5 со сменными зубчатыми колесами, универсальные шпиндели 6 на подшипниках качения, механизм 7 их пружинного уравнивания и собственно двухвалковую рабочую клеть 8.

Оборудование рабочей клетки лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (рис. 3.11) состоит из нижнего 1 и верхнего 2 рабочих валков с номинальными значениями диаметров и длин бочек по 100 мм (рис. 3.12). Посредством двухрядных сферических подшипников 3 шейки рабочих валков зафиксированы в подушках 4 и 5 между которыми, с целью уравнивания верхнего рабочего валка 2, размещены резиновые прокладки 6. Сами рабочие валки изготовлены из стали 9Х с твердостью образующих поверхностей бочек ≈ 85 НS и шероховатостью, соответствующей $1,25\sqrt{\quad}$.

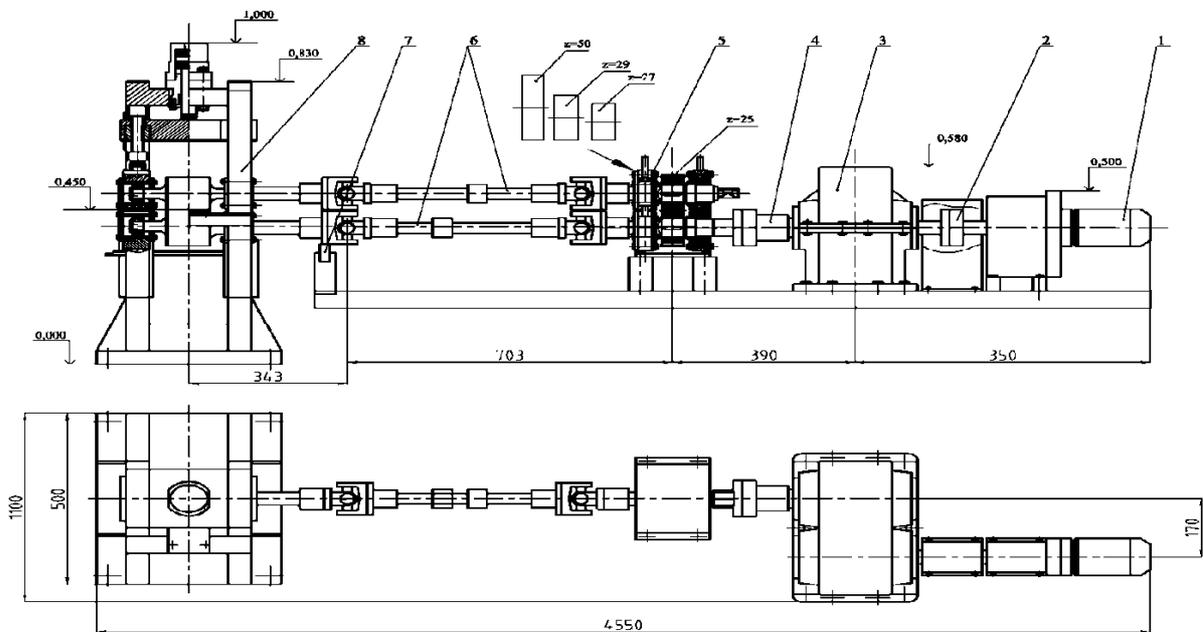
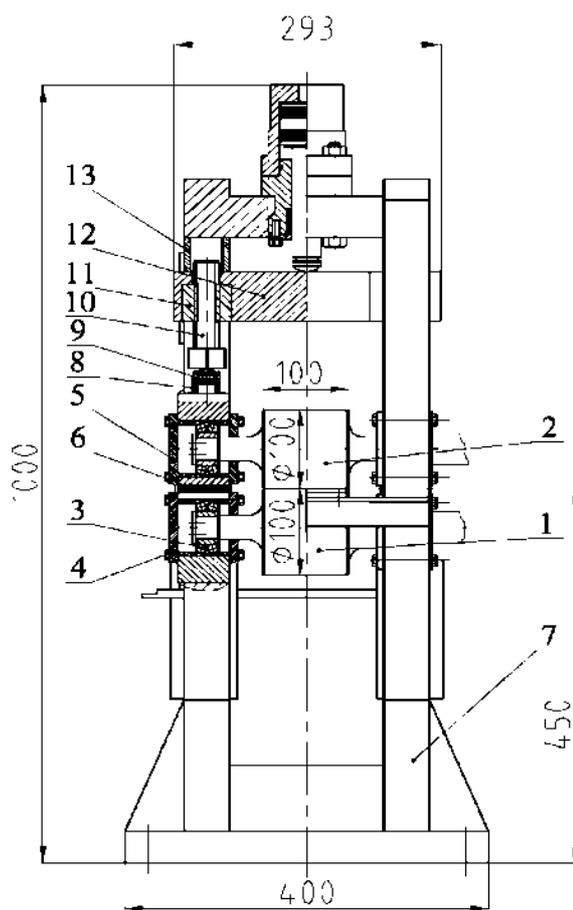


Рисунок 3.10 – Состав и план расположения оборудования главной линии рабочей клетки лабораторного мини-станa 100×100 Г ДГМА



а)



б)

Рисунок 3.11 – Общий вид (а) и конструкция (б) рабочей клетки лабораторного мини-станa 100×100 Г ДГМА

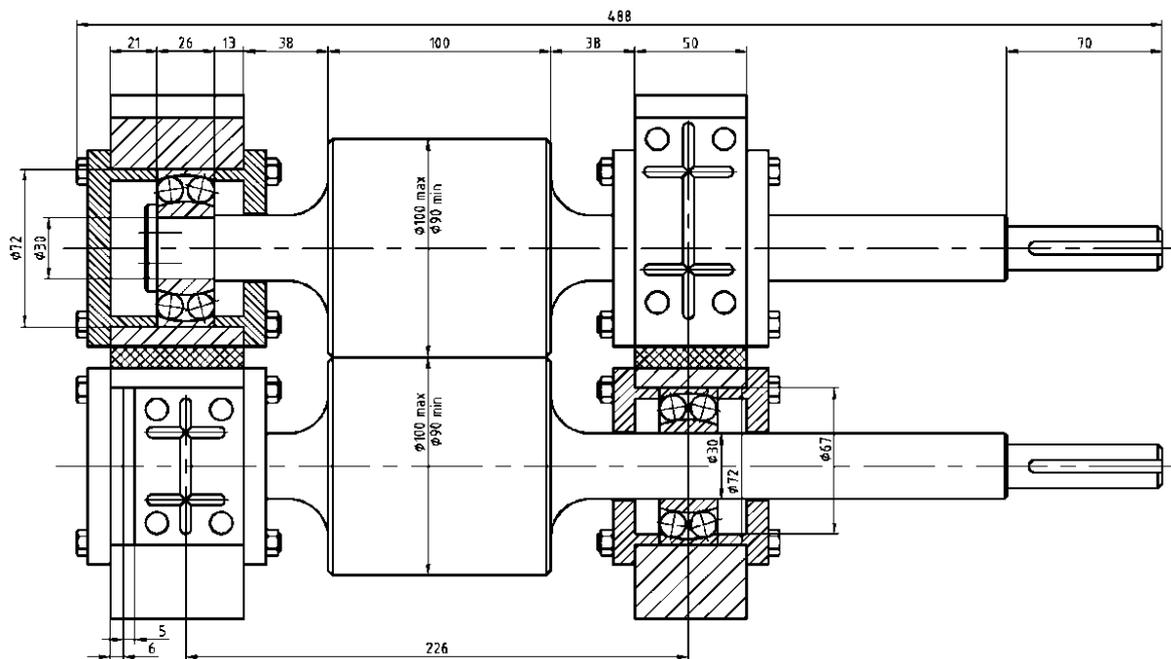


Рисунок 3.12 – Конструкция узла рабочих валков лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА

Подушки 4 нижнего 1 и подушки 5 верхнего 2 рабочих валков размещены в направляющих окнах узла станин 7 (см. рис. 3.11, б), при этом в вертикальной плоскости подушки 4 нижнего рабочего валка 1 зафиксированы нижними поперечинами данного узла, а подушки 5 верхнего рабочего валка 2 через кольцевые упругие элементы месдоз 8 и сферические тела качения 9 сопряжены с нажимными винтами 10 механической части нажимного механизма.

Бронзовые гайки 11 данного механизма, имеющие метрические резьбовые нарезки с шагом 3 мм, зафиксированы в расточках промежуточной подвижной траверсы 12, размещенной по аналогии с подушками 4, 5 рабочих валков 1, 2 в направляющих окнах узла станин 7. В случае регулирования величины предварительного межвалкового зазора с использованием только механической части нажимного механизма промежуточную подвижную траверсу 12 фиксировали в вертикальной плоскости при помощи дополнительных проставок 13, сопрягаемых с верхними поперечинами узла станин 7.

Помимо механической части конструкция нажимного механизма рабочей клетки лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (см. рис. 3.11, б) включала в себя гидравлическую часть, выполненную в виде гидроцилиндра поршневого типа, корпус которого размещен неподвижно в расточке верхней траверсы узла станин, а штоковый элемент сопряжен с верхней опорной поверхностью промежуточной подвижной траверсы 12. При этом, помимо непосредственного регулирования величины предварительного межвалкового зазора с достаточно высоким быстродействием, гидравлическая часть использована для силовой разгрузки дополнительных проставок 13, а также для тарировки месдоз 8 путем приложения имитационных

сил их сжатия известной величины. Учитывая возможность перемещения промежуточной траверсы 12 в вертикальной плоскости при подаче рабочей жидкости в поршневую или в штоковую полости гидроцилиндра она снабжена пружинным механизмом уравнивания, а также датчиком линейных перемещений реостатного типа.

С учетом технических характеристик оборудования главной линии рабочей клетки лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (см. рис. 3.10) окружная скорость вращения рабочих валков составила $\approx 50\text{мм/с}$. При этом для создания и экспериментального исследования асимметричных по кинематике условий реализации процесса прокатки относительно тонких листовых заготовок конструкция шестеренной клетки 5 главной линии предполагала возможность перехода на одноступенчатый цилиндрический редуктор со сменными ведомыми зубчатыми колесами (рис. 3.13). Ведущая зубчатая шестерня 1 в этом случае, имеющая 25 зубьев с модулем 4мм, посредством шпоночного соединения 2 размещена на ведущем приводном валу 3, зафиксированном при помощи подшипников качения 4 в подушках 5 и сопряженном через соответствующую шпindelную передачу с нижним рабочим валком.

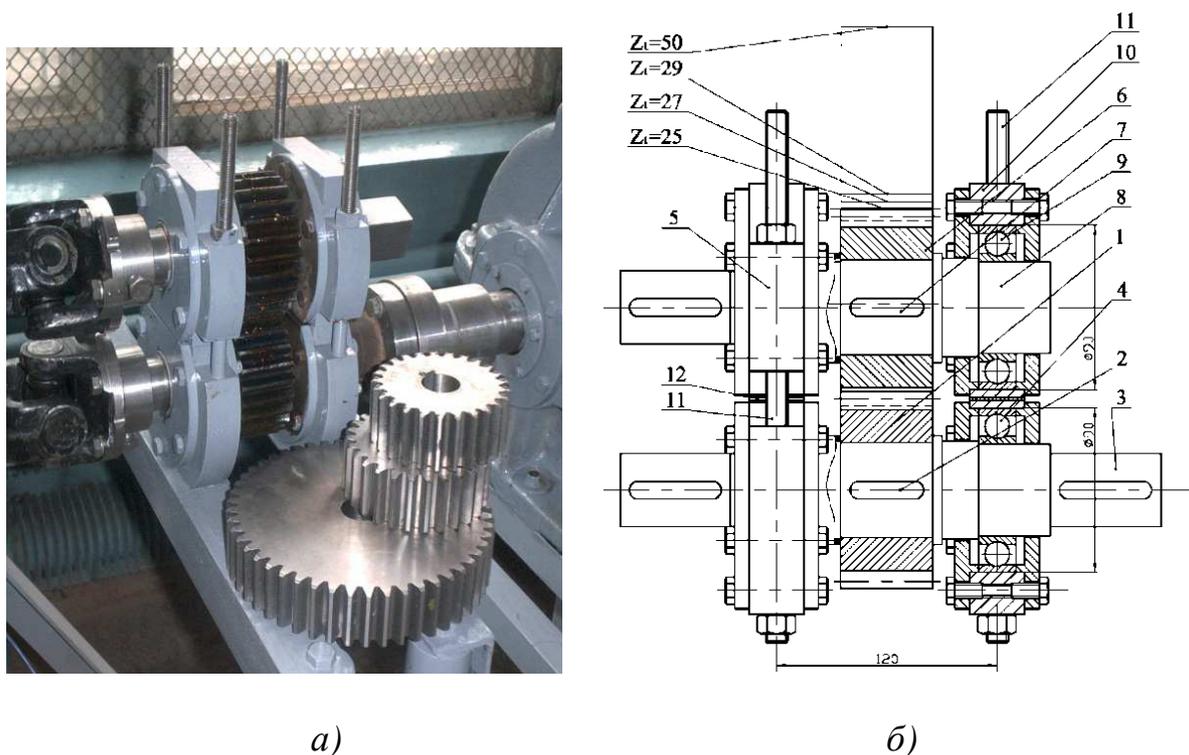


Рисунок 3.13 – Общий вид (а) и конструкция (б) шестеренной клетки-редуктора главной линии рабочей клетки лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (см. рис. 3.10)

Сменные ведомые зубчатые колеса б, имеющие число зубьев 25, 27, 29 и 50 в свою очередь посредством шпоночного соединения 7 размещены

на ведомом валу 8, зафиксированном подшипниками качения 9 в подушках 10 и сопряженном с верхним рабочим валком рассматриваемого лабораторного мини-стана. Подушки 5 нижнего ведущего вала 3 и подушки 10 верхнего ведомого вала 8 попарно сопряжены между собой резьбовыми стяжками 11, при этом требуемое значение межцентрового расстояния в случае перехода на новый типоразмер ведомого зубчатого колеса 6 обеспечивали за счет проставок 12 соответствующей толщины. Использование такого технического решения позволило с минимальными дополнительными затратами и с максимальными степенями унификации исследовать процессы и симметричной, и асимметричной прокатки. При этом степень кинематической асимметрии, определяемая как соотношение окружных скоростей нижнего и верхнего рабочих валков, может быть равной 1,08, 1,16 или 2.

По аналогии с рассмотренным выше (см. рис. 3.6...3.8) промышленно-лабораторным станом 105/260×250 ДГМА измерение силы прокатки на лабораторном мини-стане 100×100 Г ДГМА производили при помощи месдоз 8 (см. рис. 3.11, б), а измерение моментов прокатки на каждом из рабочих валков – при помощи тензометрических датчиков сопротивления, наклеенных в соответствии с рекомендациями методики работы [119] на тела соответствующих универсальных шпинделей 6 главной линии рабочей клетки (см. рис. 3.10). Съем электрического сигнала с вращающихся универсальных шпинделей производили при помощи струнных токосъемников скольжения, а тарировку измерителей моментов осуществляли путем их имитационного нагружения с использованием консольных рычагов и набора грузов.

Запись исследуемых параметров производили при помощи светолучевых осциллографов Н-145, помимо которых в состав соответствующих измерительных цепей входили источник питания постоянного тока АГАТ и тензометрический усилитель ТОПАЗ-3-01. Кроме того, запись регистрируемых параметров производили и при помощи ЭВМ со встроенным аналого-цифровым преобразователем АЦП-ADC16-32, обеспечивающим возможность измерения по шестнадцати дифференцированным каналам. Входной сигнал в этом случае оцифровывался преобразователем с частотой до 100 кГц и возможностью усиления в диапазоне 1...1000.

При выполнении лабораторных экспериментальных исследований процесса горячей прокатки подвергали заготовки из стали 10 исходной толщиной 3 мм и из стали 30ХГСА исходной толщиной 6 мм в рабочих валках радиусом $R = 130$ мм (см. рис. 3.8, а) и $R = 52,5$ мм (см. рис. 3.8, б). Ширина заготовок во всех случаях соответствовала 50 мм, а их нагрев до температур 700, 800 и 900 °С осуществляли в электропечи сопротивления ОКБ 333С. Тарировку месдоз для измерения силы прокатки в диапазоне $P = 0...1000$ кН выполняли на гидравлическом прессе, а измерителей моментов прокатки в диапазоне $M = 0...30$ кНм – при помощи рычага длиной 2000 мм и кран-балки с динамометром. Полученные в этом случае

и используемые при последующей расшифровке осциллограмм тарировочные графики, а также результаты их статистической обработки представлены на рис. 3.14.

Процесс прокатки осуществляли с различными относительными обжатиями в диапазоне $\varepsilon = 0,05 \dots 0,4$ на скорости $V_1 \approx 0,3$ м/с. Применительно к соответствующим технологическим режимам обжатий с целью дальнейшего сопоставления и оценки степени достоверности численной математической модели производили и расчет интегральных характеристик напряженного состояния прокатываемого металла.

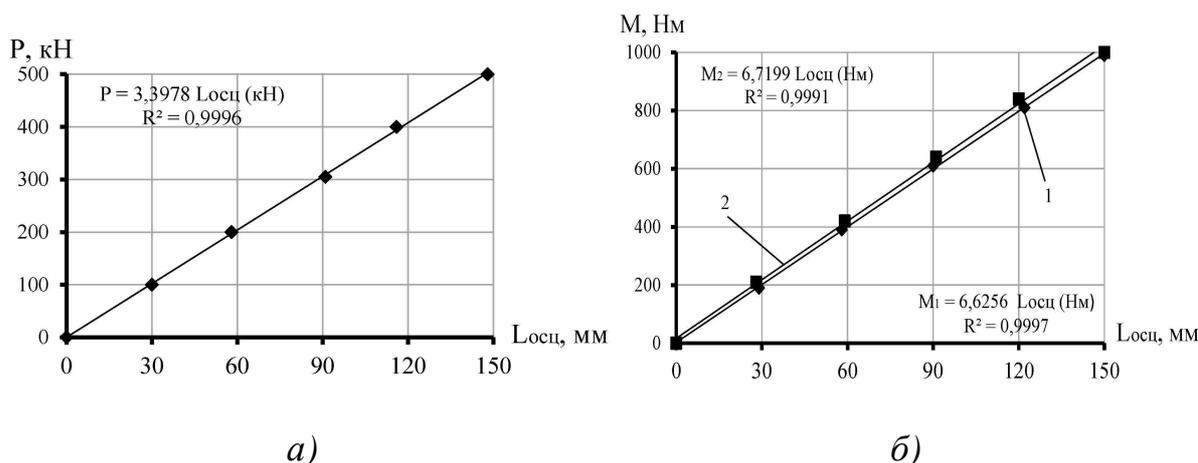
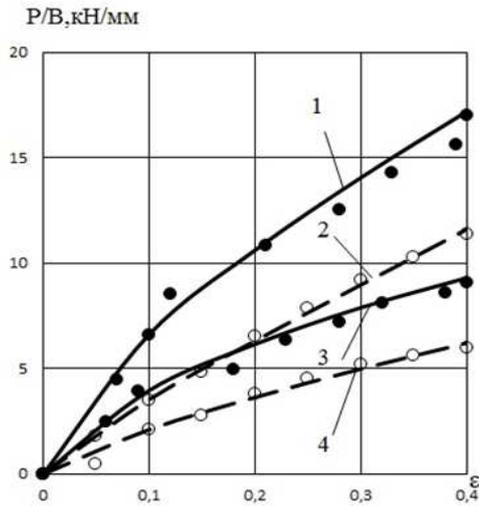


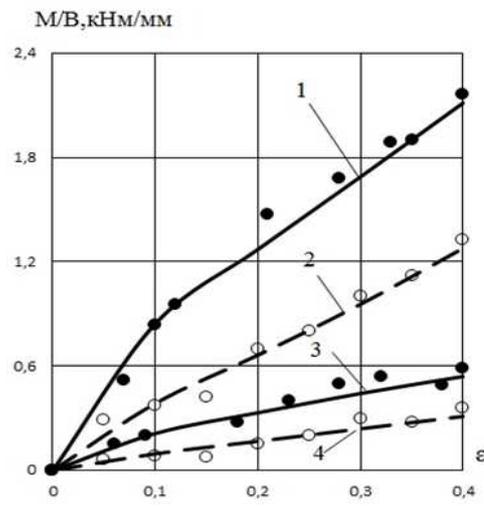
Рисунок 3.14 – Тарировочные графики измерителей силы (а) и моментов (б) прокатки, используемых при проведении экспериментальных исследований на промышленно-лабораторном стане 105/260×250 ДГМА (см. рис.3.6–3.8)

В качестве примера результатов выполненных экспериментальных исследований на рис. 3.15...3.17 представлены расчетные и эмпирические распределения приведенных к единице ширины значений силы P/V и суммарного момента M/V прокатки, полученные для различных материалов при варьируемых значениях радиусов рабочих валков R и температур нагрева исходных заготовок t , а также величины относительного обжатия ε . Сопоставление расчетных и эмпирических распределений приведенных к единице ширины значений силы P_p/V , P_3/V и суммарного момента M_p/V , M_3/V прокатки показало, что средние выборочные значения их соотношений P_p/P_3 , M_p/M_3 находились в диапазоне 0,97...1,04, а минимальные и максимальные значения доверительных интервалов, полученные с учетом доверительной вероятности 0,95 соответствовали 0,966; 1,038 для силы и 0,958; 1,041 для суммарного момента прокатки.

Отмеченное подтверждает достаточную степень достоверности разработанных численных и регрессионных математических моделей, а это в свою очередь свидетельствует о возможности их дальнейшего использования для решения широкого круга задач, связанных с анализом, автоматизированным проектированием и совершенствованием исследуемых технологий и оборудования.



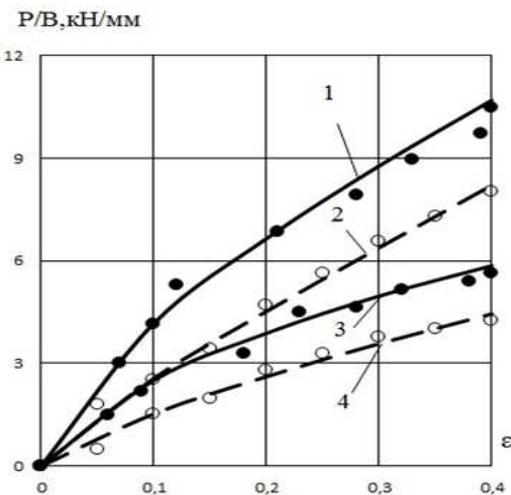
а)



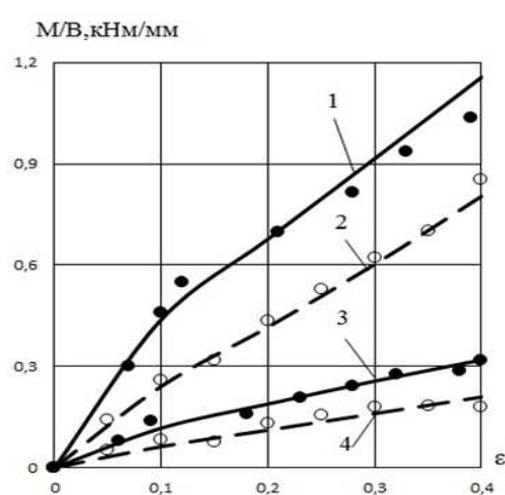
б)

1 – $h_0 = 6$ мм, сталь 30ХГСА; 2 – $h_0 = 3$ мм, сталь 10; 3 – $h_0 = 6$ мм, сталь 30ХГСА; 4 – $h_0 = 3$ мм, сталь 10

Рисунок 3.15 – Расчетные (—, ---) и экспериментальные (●, ○) распределения приведенных к единице ширины значений силы P/B (а) и суммарного момента M/B (б), полученные применительно к горячей прокатке $t = 700^\circ\text{C}$ полосовых профилей в рабочих валках $R = 130$ мм (1,2) и $R = 52,5$ мм (3,4) (см. рис. 3.8) для различных значений относительного обжатия ε



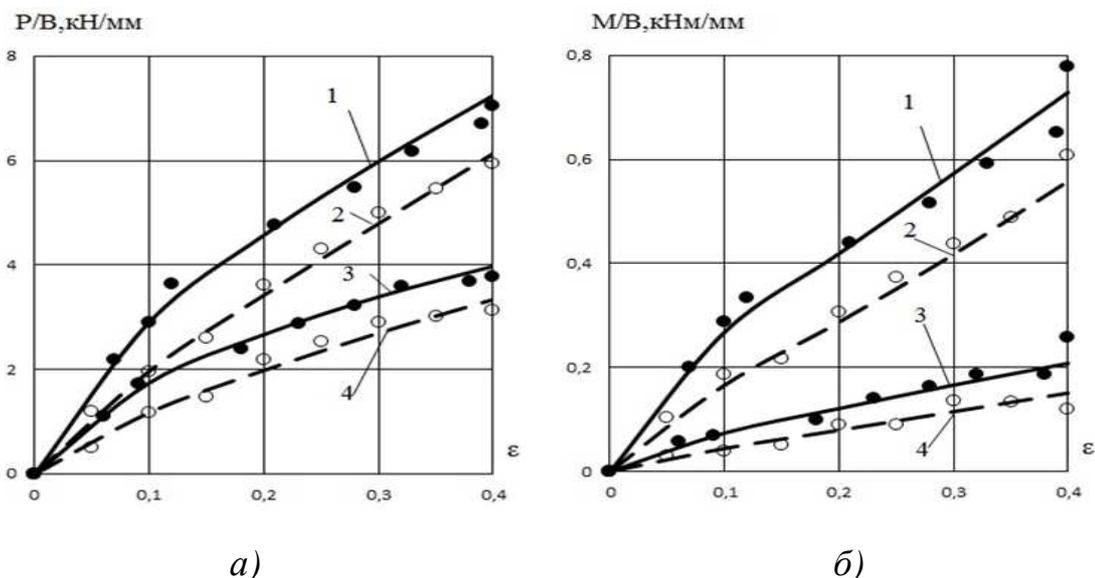
а)



б)

1 – $h_0 = 6$ мм, сталь 30ХГСА; 2 – $h_0 = 3$ мм, сталь 10; 3 – $h_0 = 6$ мм, сталь 30ХГСА; 4 – $h_0 = 3$ мм, сталь 10

Рисунок 3.16 – Расчетные (—, ---) и экспериментальные (●, ○) распределения приведенных к единице ширины значений силы P/B (а) и суммарного момента M/B (б), полученные применительно к горячей прокатке $t = 800^\circ\text{C}$ полосовых профилей в рабочих валках $R = 130$ мм (1, 2) и $R = 52,5$ мм (3, 4) (см. рис. 3.8) для различных значений относительного обжатия ε



1 – $h_0 = 6$ мм, сталь 30ХГСА; 2 – $h_0 = 3$ мм, Сталь 10; 3 – $h_0 = 6$ мм, Сталь 30ХГСА; 4 – $h_0 = 3$ мм, Сталь 10

Рисунок 3.17 – Расчетные (—, ---) и экспериментальные (●, ○) распределения приведенных к единице ширины значений силы P/B (а) и суммарного момента M/B (б), полученные применительно к горячей прокатке $t = 900^\circ\text{C}$ полосовых профилей в рабочих валках $R = 130$ мм (1, 2) и $R = 52,5$ мм (3, 4) (см. рис. 3.8) для различных значений относительного обжатия ε

С использованием оборудования промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА, имеющего диаметр рабочих валков 260 мм (см. рис. 3.8, а) и лабораторного мини-стана 100×100 Г ДГМА (см. рис. 3.10...3.12) с диаметрами рабочих валков 100 мм (см. рис. 3.11; 3.12) проведены также и экспериментальные исследования процесса плющения исходных круглых заготовок. Непосредственно плющению с различной величиной обжатия, характеризуемого соотношением h_1/d_0 , подвергали алюминиевую (А1) проволоку с исходными значениями диаметров $d_0 = 2,25$ мм и $d_0 = 3,05$ мм.

Анализ полученных эмпирических распределений продольной вытяжки заготовок λ_1 (рис. 3.18), определяемой как соотношение результирующих и исходных значений их длины, показал, что при реализации процесса плющения имеет место не только поперечное, а и продольное пластическое течение металла. С увеличением обжатия, характеризуемого снижением показателя h_1/d_0 , результирующее значение вытяжки возрастает, кроме того некоторое увеличение показателя λ_1 при прочих равных условиях имеет место и в случае уменьшения диаметра рабочих валков, то есть при уменьшении общей протяженности очага деформации. Отмеченное подтверждает целесообразность использования применительно к анализу напряженно-деформированного состояния металла плющенных полосовых профилей не инженерных [16], а численных, в том числе и конечно-элементных подходов (см. рис. 2.14) [144].

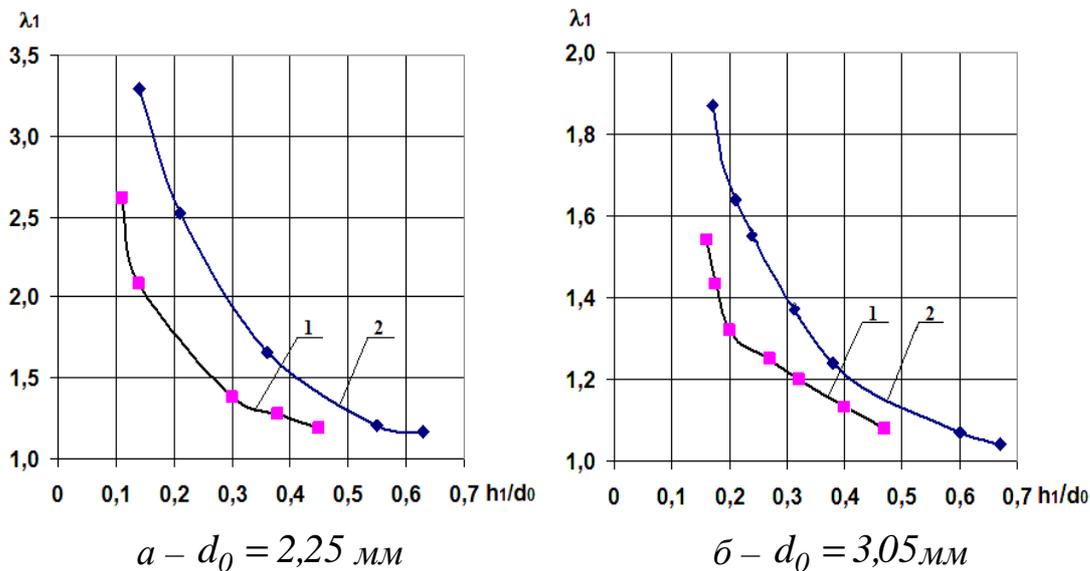


Рисунок 3.18 – Экспериментальные распределения коэффициента вытяжки λ_1 в зависимости от показателя относительной деформации h_1 / d_0 при плющении алюминиевой проволоки диаметрами $d_0 = 2,25 \text{ мм}$ и $d_0 = 3,05 \text{ мм}$ в рабочих валках радиусами $R = 50 \text{ мм}$ (1) и $R = 130 \text{ мм}$ (2)

Аналогичные результаты с точки зрения целесообразности прогнозирования соотношений интенсивности продольного и поперечного пластических течений металла на основе метода конечных элементов (см. рис. 2.15, 2.16) [144; 145] получены и на основе результатов экспериментальных исследований процесса прокатки сортовых полосовых профилей в разгонных калибрах, выполненных с использованием двухвалковой рабочей клетки лабораторного стана 130 Криворожского металлургического факультета Национальной металлургической академии Украины.

На основе результатов экспериментальных исследований процесса горячей прокатки на промышленно-лабораторном стане 150/260×250 ДГМА полосовых профилей различного типоразмера установлено, что с точки зрения сопоставления расчетных и эмпирических распределений приведенных к единице ширины значений силы P_p/V , P_s/V и суммарного момента M_p/V , M_s/V прокатки средние выборочные значения их соотношений P_p/P_s , M_p/M_s находились в диапазоне 0,97...1,04, а минимальные и максимальные значения доверительных интервалов, полученные с учетом доверительной вероятности 0,95 соответствовали 0,966; 1,038 для силы и 0,958; 1,041 для суммарного момента прокатки.

Отмеченное подтверждает достаточную степень достоверности полученных численных математических моделей процесса горячей прокатки полосовых профилей и свидетельствует о возможности их дальнейшего использования применительно к решению задач по совершенствованию технологических режимов работы, состава и конструктивных параметров оборудования сортопрокатных станов.

На основе результатов экспериментальных исследований процессов горячего плющения и прокатки в разгонных калибрах подтвержден трехмерный характер пластического течения металла, что в свою очередь свидетельствует о целесообразности использования рассмотренных в данной работе конечно-элементных подходов для оценки прогнозирования соотношений интенсивности продольного и поперечного течения металла

3.4 Методы и результаты экспериментальных исследований технологий и оборудования для горячей прокатки сортовых полосовых профилей

Одним из основных параметров, характеризующих конструкцию чистовых рабочих клеток станов горячей прокатки сортовых полосовых профилей является количественная оценка их модуля жесткости $G_{кл}$ [41; 65; 91–95], определяющая такой важнейший показатель качества готового проката, как отклонение его толщины от заданного значения. Экспериментальные исследования данного параметра проведены на примере рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 105/260×250 ДГМА в ее двухвалковом варианте (см. рис. 3.8, а), являющемся близким к конструктивному исполнению чистовых рабочих клеток средне- и мелкосортных станов горячей прокатки.

Непосредственно экспериментальную оценку модуля жесткости рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 260×200 осуществляли путем многократной прокатки медных (М1) полосовых заготовок с различной величиной абсолютных обжатий, при этом последующий расчет величины исследуемого параметра $G_{кл}$ производили на основе известных зависимостей, определяющих конечную толщину заготовки при двух смежных (i) и ($i+1$) технологических режимах обжатия:

$$h_{li} = S_{oi} + P_i / G_{кл} ; \quad (3.4)$$

$$h_{l(i+1)} = S_{o(i+1)} + P_{(i+1)} / G_{кл} , \quad (3.5)$$

где S_{oi} , $S_{o(i+1)}$ – величины предварительных межвалковых зазоров;

P_i , $P_{(i+1)}$ – экспериментально определяемые значения силы прокатки в каждом из соответствующих проходов.

Вычтя из левой и правой частей уравнения (3.4), соответственно, левую и правую части уравнения (3.5) и решив полученное выражение относительно модуля жесткости $G_{кл}$, эмпирическое значение последнего при данных технологических режимах можно определить как:

$$G_{кл} = [P_i - P_{(i+1)}] / \{ [h_{li} - h_{l(i+1)}] - [S_{oi} - S_{o(i+1)}] \} , \quad (3.6)$$

где разность конечных толщин полосы $[h_{ii} - h_{I(i+1)}]$ определяли при помощи инструментального микрометра путем соответствующих измерений, а разность предварительных величин межвалковых зазоров $[S_{0i} - S_{0(i+1)}]$ определяли на основе регистрируемого изменения показаний сельсин-датчиков нажимного механизма прокатного стана и дисковых прерывателей электрического сигнала (см. рис. 3.8).

Анализ результатов проведенных экспериментальных исследований показал, что с увеличением силы прокатки величина модуля жесткости рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 260×200 ДГМА возрастает. В частности, при силе прокатки $P = 200$ кН количественная оценка модуля жесткости составила $G_{кл} = 400$ кН/мм, а при силе $P = 800$ кН – $G_{кл} = 640$ кН/мм, что обусловлено нелинейным характером развития упругих деформаций на контактах сопряжения таких узлов и деталей силовой линии рабочей клетки, как подшипники качения рабочих валков, цилиндрические опоры подушек нижнего рабочего валка, передачи винт – гайка нажимного механизма и так далее.

Установлено, что даже при максимальной силе прокатки расчетные значения модуля жесткости рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 260×200 ДГМА, полученные в соответствии с методиками работ [41; 91], на 10...20 % превышают аналогичные им экспериментальные значения, что необходимо учитывать при количественной проектировочной оценке данного показателя применительно к оборудованию чистовых рабочих клеток конкретных промышленных прокатных станков.

Аналогичные исследования проведены также и применительно к предварительно напряженному состоянию рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 260×200 ДГМА. Непосредственно эффект предварительного напряжения в этом случае создавали при помощи шлифованных проставок, устанавливаемых между подушками верхнего и нижнего рабочих валков. Анализ полученных в этом случае результатов показал, что использование механизма предварительного напряжения по подушкам позволяет при прочих равных условиях повысить модуль жесткости рабочей клетки на 25...40 %, где большие значения указанного диапазона соответствуют меньшим значениям силы прокатки.

Следует отметить, что при известном значении модуля жесткости рабочей клетки $G_{кл}$ структура зависимости (3.6) позволяет определить и величину изменения предварительного межвалкового зазора $\Delta S_0 = S_{0max} - S_{0min}$, обусловленную радиальными биениями рабочих валков. В частности, определив максимальные P_{max} и минимальные P_{min} значения силы, действующие на рабочие валки при их предварительном поджатии и отсутствии прокатываемой заготовки, искомая величина ΔS_0 соответствует выражению вида:

$$\Delta S_0 = (P_{\max} - P_{\min}) / G_{\text{кл}}, \quad (3.7)$$

где для рабочей клетки промышленно-лабораторного стана 260×200 ДГМА количественная оценка ΔS_0 , как показали результаты расшифровки соответствующих осциллограмм, была равна 0,035 мм.

Рассмотренные выше подходы могут быть использованы применительно к расчету модуля жесткости и показателей радиальных биений рабочих валков конкретного промышленного оборудования, а их количественные оценки являются необходимыми в качестве исходных данных при математическом моделировании показателей точности прокатки горячекатаных сортовых полосовых профилей.

На примере промышленно-лабораторного стана 260/250 ДГМА уточнена методика и количественные оценки по экспериментальному определению модуля жесткости чистовых рабочих клеток сортопрокатных станов и влияние его на точность горячей прокатки сортовых полосовых профилей. Установлено, что создание предварительного напряжения по подушкам рабочих валков позволяет повысить модуль жесткости рабочей клетки на 25...40 %.

РАЗДЕЛ 4

ПРАКТИЧЕСКИЕ РЕКОМЕНДАЦИИ ПО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ ТЕХНОЛОГИЙ И ОБОРУДОВАНИЯ И РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНЫХ СРЕДСТВ ПО АВТОМАТИЗИРОВАННОМУ ПРОЕКТИРОВАНИЮ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

4.1 Влияние исходных технологических параметров на энергосиловые параметры условий процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

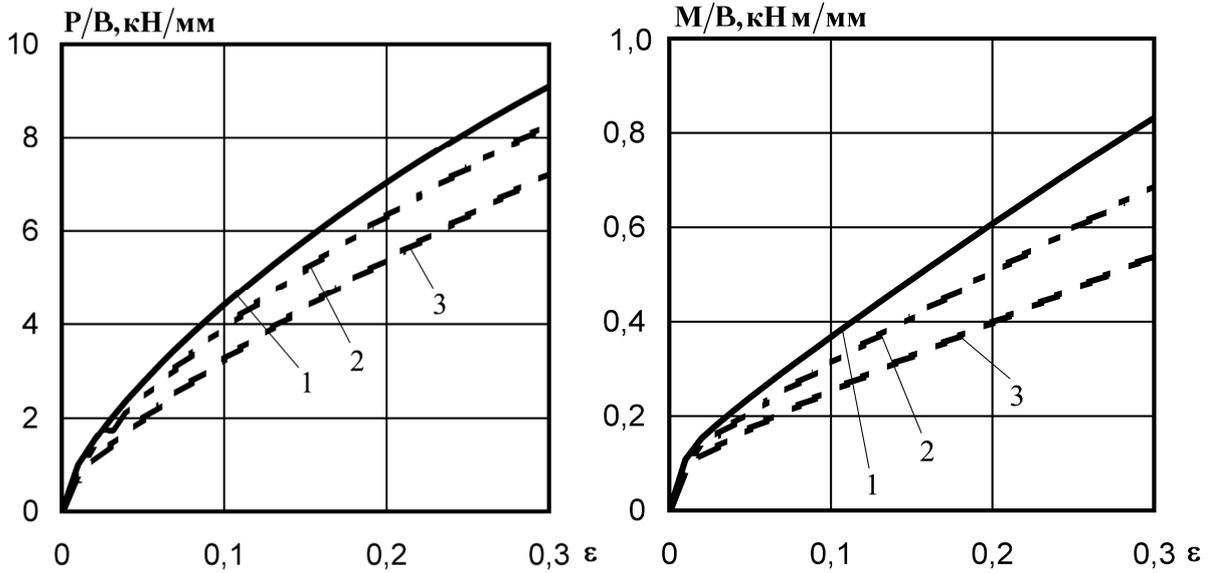
В качестве объекта анализа рассмотрен процесс горячей прокатки на мелкосортных станах, поскольку большинство эксплуатируемых в Украине сортовых станов горячей прокатки морально и физически устарело, то целесообразным является выполнить анализ влияния исходных технологических и конструктивных параметров на точность прокатки, силовые и энергетические параметры на базе соответствующих, в том числе и численных математических моделей (см. разд. 2). При этом в качестве объекта анализа использованы технологические режимы работы и конструктивные особенности рабочих клетей чистовой группы мелкосортного прокатного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (см. рис. 1.3–1.5).

Следуя логике условий реализации процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей и, учитывая результаты предварительного анализа (см. разд. 2, 3), в качестве исследуемых исходных технологических и конструктивных параметров рассмотрены начальная толщина заготовки и величина ее относительного обжатия, химический состав и температура деформируемого металла, условия внешнего контактного трения, скорость прокатки, а также радиусы рабочих валков, величина их радиальных биений и обобщенное значение модуля жесткости рабочей клетки.

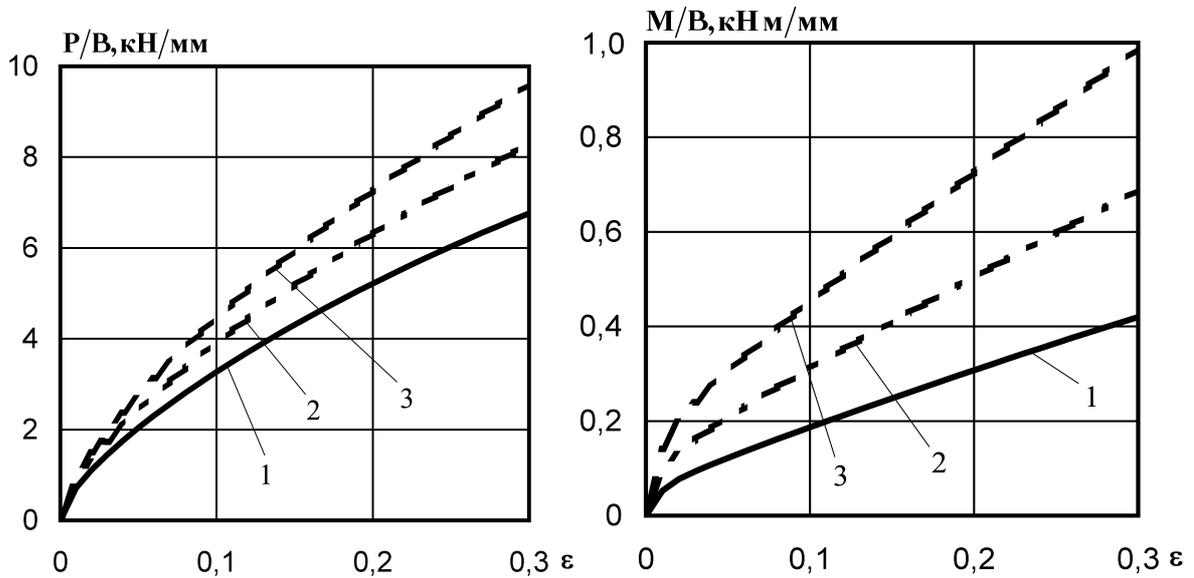
Исходя из результатов анализа полученных расчетных распределений (рис. 4.1–4.3) по отношению к градиентной оценке влияния указанных выше факторов на энергосиловые параметры исследуемого процесса, необходимо отметить следующее:

- с увеличением относительного обжатия ε приведенные к единице ширины B значения силы P/B и суммарного момента прокатки M/B интенсивно возрастают во всем диапазоне и независимо от влияния других факторов (см. рис. 4.1–4.3), что обусловлено увеличением общей протяженности очага деформации, подпирającego воздействия сил внешнего трения и сопротивления деформации прокатываемого металла;

- увеличение общей протяженности очага деформации и подпирającego воздействия сил внешнего трения обуславливает повышение энергосиловых параметров и с увеличением радиусов рабочих валков (см. рис. 4.1, ν ; z);

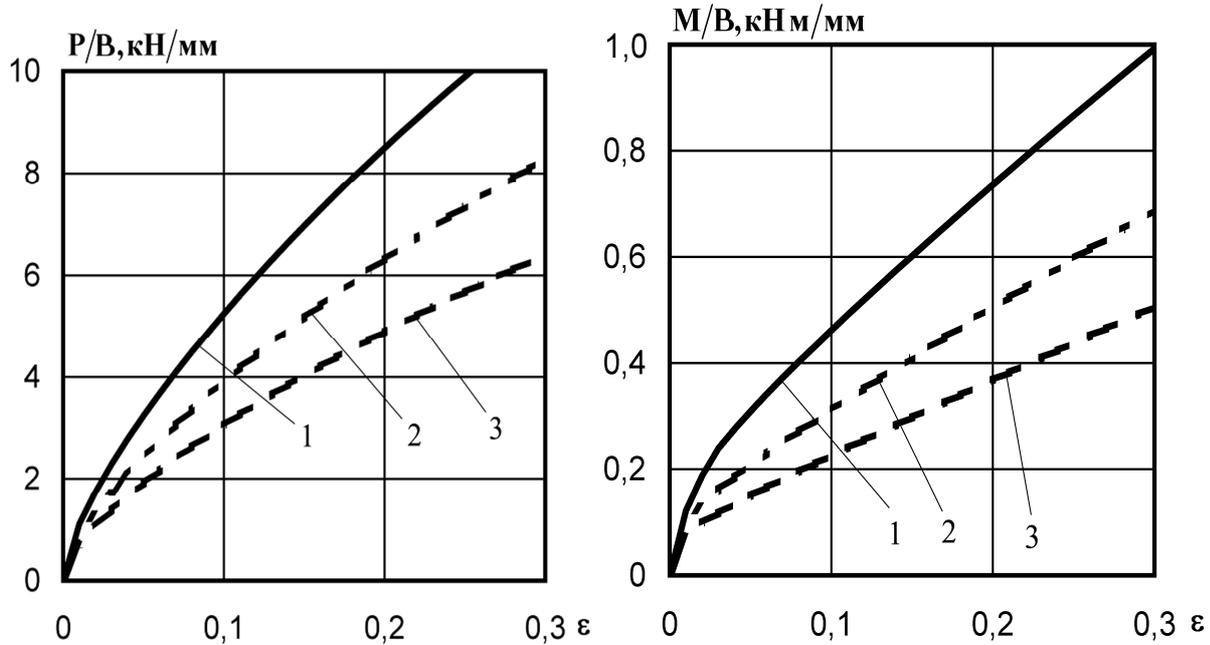


a) б)
 1 – $h_0 = 6 \text{ мм}$; 2 – $h_0 = 4 \text{ мм}$; 3 – $h_0 = 2 \text{ мм}$

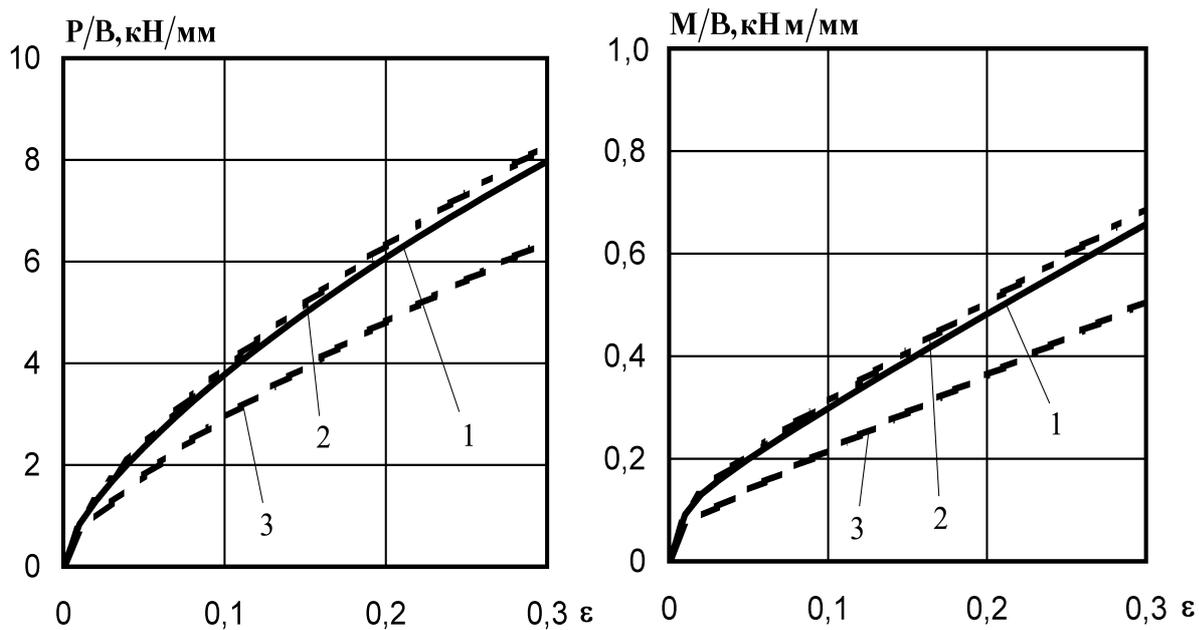


в) з)
 1 – $R = 100 \text{ мм}$; 2 – $R = 150 \text{ мм}$; 3 – $R = 200 \text{ мм}$

Рисунок 4.1 – Расчетные распределения приведенных к единице ширины B значений силы P/B (а, в) и суммарного момента M/B (б, г) процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей из стали 10 в зависимости от величины относительного обжатия ε при различных значениях исходной толщины h_0 (а, б) и радиусов рабочих валков R (в, г)



а) $1 - t = 800^\circ\text{C}; 2 - t = 900^\circ\text{C}; 3 - t = 1000^\circ\text{C}$



в) $1 - \text{сталь } 40\text{XH}; 2 - \text{сталь } 10; 3 - \text{сталь } 65\Gamma$

Рисунок 4.2 – Расчетные распределения приведенных к единице ширины B значений силы P/B (а, в) и суммарного момента M/B (б, г) процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в зависимости от величины относительного обжатия ε , температур t (а, б) и их материалов (в, г)

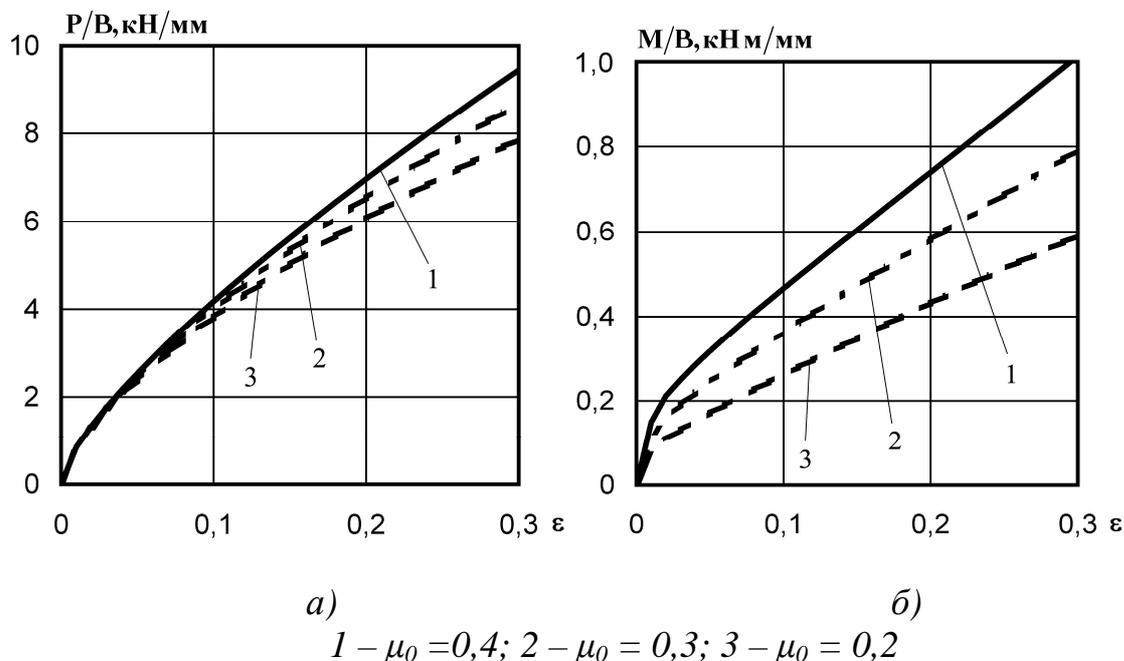


Рисунок 4.3 – Расчетные распределения приведенных к единице ширины B значений силы P/B (а, в) и суммарного момента M/B (б, г) процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей в зависимости от показателей коэффициента трения μ_0 , (а, б)

- повышение уровней механических свойств приводит к увеличению приведенных значений P/B и M/B с уменьшением температуры прокатки t (см. рис. 4.2, а, б), а также при деформировании заготовок из более прочных материалов (см. рис. 4.2, в, г);

- с увеличением подпирającego воздействия сил внешнего трения связано повышение приведенных значений силы P/B и особенно момента M/B при увеличении соответствующего коэффициента μ_0 (см. рис. 4.3, а; б);

На основе результатов анализа влияния исходных технологических параметров, выполненного применительно к чистовым рабочим клетям сортовых полосовых и мелкосортных станов горячей прокатки с использованием разработанного комплекса численных математических моделей, получены количественные и качественные описания механизмов влияния геометрических параметров и материалов исходных заготовок, радиусов рабочих валков, температуры прокатки и условий внешнего контактного трения.

На основе результатов анализа влияния исходных технологических параметров, выполненного применительно к чистовым рабочим клетям полосовых и мелкосортных станов горячей прокатки с использованием разработанного комплекса численных математических моделей и соответствующих им программных средств, получены количественные и качественные описания механизмов влияния геометрических параметров и материалов исходных заготовок, радиусов рабочих валков, температуры прокатки и условий внешнего контактного трения. Установлено, что при выполнении условий:

- равенства силы прокатки в каждой из рабочих клеток имеет место снижение момента и увеличение мощности в каждом последующем проходе;
- равенства мощности прокатки в каждой из последующих клеток интенсивность снижения силы и момента прокатки существенно возрастает.

Полученные результаты могут быть использованы для интенсификации режимов обжаты в чистовой группе клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

4.2 Автоматизированное проектирование и совершенствование технологии процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей

Представленные ранее материалы (см. подразд. 4.1) свидетельствуют о целесообразности разработки программных средств по автоматизированному проектированию и практических рекомендаций по совершенствованию технологических режимов работы чистовых групп рабочих клеток сортовых станов горячей прокатки.

Учитывая тенденцию по интенсификации технологических режимов обжаты, обуславливающую повышение уровней энергосиловых параметров исследуемого процесса горячей прокатки (см. подразд. 4.1), разработка программного обеспечения по автоматизированному проектированию технологических режимов обжаты в чистовой группе рабочих клеток сортовых станов проведена на основе полученных ранее (см. разд. 2) численных математических моделей и с учетом возможностей конкретного механического оборудования. Последнее, в частности, нашло свое отражение в системе принятых ограничений по допустимым значениям величины силы $[P_j]$, момента $[M_j]$ и мощности $[N_j]$ процесса горячей прокатки, а также величины угла захвата $[\alpha_{3j}]$:

$$P_j \leq [P_j]; \quad M_j \leq [M_j]; \quad N_j \leq [N_j]; \quad \alpha_{3j} \leq [\alpha_{3j}], \quad (4.1)$$

где j – порядковый номер прохода, соответствующий порядковому номеру рабочей клетки чистовой группы.

В качестве критерия оптимальности проектируемого технологического режима обжаты, в зависимости от особенностей конкретной технологии, было использовано условие полной загрузки механического оборудования всех чистовых рабочих клеток, соответствующее достижению максимума

общей вытяжки $\lambda_{\Sigma} = \prod_{j=1}^n h_{0j}/h_{1j}$ при известной конечной толщине $[h_{1n}]$:

$$\lambda_{\Sigma \max} = \lambda_{\Sigma} \left(\vec{h}_{01}, b, R_j, f_{cj}, \vec{T}_{0j}, \vec{T}_{1j}, t_j, 2\vec{K}_{cj}, \vec{V}_{1j}, \vec{h}_{1j}, [h_{1n}], n \right), \quad (4.2)$$

где n – общее число чистовых рабочих клетей.

В качестве критериальных рассматривали также условие равномерной загрузки рабочих клетей либо по силе $P_j = [P_j]$, либо по мощности процесса горячей прокатки $N_j = [N_j]$

$$P_j = [P_j] = P \left(h_{01}, b, R_j, f_{cj}, \vec{T}_{0j}, \vec{T}_{1j}, t_j, 2\vec{K}_{cj}, \vec{V}_{1j}, h_{1j}, [h_{1n}], n \right); \quad (4.3)$$

$$N_j = [N_j] = N \left(h_{01}, b, R_j, f_{cj}, \vec{T}_{0j}, \vec{T}_{1j}, t_j, 2\vec{K}_{cj}, \vec{V}_{1j}, h_{1j}, [h_{1n}], n \right). \quad (4.4)$$

Программное обеспечение решения поставленных задач, согласно рекомендациям работ [28; 39–41] было осуществлено на основе метода целенаправленного перебора вариантов с переменным шагом, аналитическое описание которого можно представить в виде

$$\Delta h_{j(t+1)} = \Delta h_{jt} + A_h \text{sign} \{ [x_j] - x_{jt} \}, \quad (4.5)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения;

A_h – шаг изменения величины абсолютного обжатия Δh_j , величина которого принята переменной в зависимости от степени приближения к искомому результату;

$[x_j]$ – заданная предварительно величина параметра, непосредственно связанного с одним из принятых согласно (4.1), (4.2) критериев;

$\text{sign} \{ [x_j] - x_{jt} \}$ – функция знака, соответствующая количественно

$$\text{sign} \{ [x_j] - x_{jt} \} = \begin{cases} 1 & \text{при } [x_j] > x_{jt}; \\ 0 & \text{при } [x_j] \approx x_{jt}; \\ -1 & \text{при } [x_j] < x_{jt}. \end{cases}$$

Учитывая изложенное, а также логику функциональных связей между величиной абсолютного обжатия и энергосиловыми параметрами процесса горячей прокатки (см. подразд. 2.1 и 4.1), решение оптимизационной задачи по условию равномерной загрузки механического оборудования можно представить в виде последовательных шаговых приращений вида

$$\Delta h_{j(t+1)} = \Delta h_{jt} + 0,1, (\text{мм}) \quad (4.6)$$

в случае одновременного выполнения всех условий (4.1).

В случае же не выполнения хотя бы одного из ограничений векторную направленность приращения величины абсолютного обжатия принимали противоположной, изменяя одновременно и саму количественную оценку данного приращения

$$\Delta h_{j(t+1)} = \Delta h_{jt} - 0,01, (\text{мм}). \quad (4.7)$$

С учетом известного заданного значения конечной толщины $[h_{1n}]$ решения (4.6) и (4.7) использовали в качестве подпрограммы к дополнительному аналогичному (4.5) внешнему k -му циклу итерационной процедуры решения по определению исходной толщины подката h_{01} , то есть толщины полосы на входе в чистовую группу рабочих клетей сортовых прокатных станов

$$h_{0(k+1)} = h_{01k} + A_{h_0} \text{sign}\{ [h_{1n}] - h_{1nk} \}, \quad (4.8)$$

где k – порядковый номер очередного цикла внешней итерационной процедуры решения для первого ($k = 1$), начального цикла которой принято $h_{01k}|_{k=1} = [h_{1n}] \times 1,2^n$.

Согласно общей стратегии (4.5) и по аналогии с (4.8) была решена задача автоматизированного проектирования технологических режимов обжатий по условиям обеспечения заданного значения силы $[P_j]$ или мощности $[N_j]$ прокатки в каждом из проходов

$$\Delta h_{j(t+1)} = \Delta h_{jt} + A_h \text{sign}\{ [P_j] - P_{jt} \} \quad (4.9)$$

или

$$\Delta h_{j(t+1)} = \Delta h_{jt} + A_h \text{sign}\{ [N_j] - N_{jt} \}. \quad (4.10)$$

Решения (4.9) и (4.10), будучи дополненными внешним контуром k -ой итерационной процедуры

$$\begin{aligned} [P_j]_{(k+1)} &= [P_j]_k + \Delta P_j \text{ при } h_{1n} > [h_{1n}]; \\ [P_j]_{(k+1)} &= [P_j]_k - \Delta P_j / 10 \text{ при } h_{1n} < [h_{1n}] \end{aligned} \quad (4.11)$$

или

$$[N_j]_{(k+1)} = [N_j]_k + \Delta N_j \text{ при } h_{1n} > [h_{1n}];$$

$$[N_j]_{(k+1)} = [N_j]_k - \Delta N_j / 10 \text{ при } h_{1n} < [h_{1n}] \quad (4.12)$$

положены в основу автоматизированного проектирования в соответствии с условиями равномерной загрузки чистовых рабочих клеток сортовых прокатных станов по силе (4.11) и по мощности (4.12) при заданных значениях и исходной $[h_0]$, и конечной $[h_1]$ толщины прокатываемой заготовки. При этом с целью снижения трудоемкости численной реализации и повышения её быстродействия в качестве опорной использовали расчетную схему, соответствующую равенству вытяжек $\lambda_j = h_{0j} / h_{1j} = \sqrt[n]{[h_{01}] / [h_{1n}]}$ в каждом из проходов.

Полученная с учетом изложенного и рассматриваемая в качестве примера укрупненная блок-схема алгоритма автоматизированного проектирования технологических режимов обжати при прокатке сортовых полосовых профилей по условию равномерной загрузки оборудования мелкосортных станов, представлена на рис. 4.4. При этом в качестве целевой функции при расчете энергосиловых параметров P_{jt}, M_{jt}, N_{jt} использовали, на что уже было указано ранее, численную математическую модель напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке сортовых полосовых профилей (см. подразд. 2.1).

В качестве же условий связи при переходе от j -й к $(j+1)$ рабочей клетки чистовой группы рассматривали соотношения вида:

$$h_{0(j+1)} = h_{1j}; V_{0(j+1)} = V_{1j}; T_{0(j+1)} = T_{1j}, \quad (4.13)$$

а учет интенсивности междеформационного разупрочнения и расчет температур с последующим определением текущих показателей сопротивления сдвигу прокатываемого металла осуществляли в соответствии с зависимостями (1.4)–(1.17) и результатами работ [24; 28; 36–38; 42; 43].

В качестве лингвистического обеспечения программных средств по автоматизированному проектированию технологических режимов обжати использовали алгоритмический язык программирования C++, а примеры полученных в этом случае результатов численной реализации разработанных программных средств иллюстрированы рис. 4.5–4.8. Данные расчеты были выполнены применительно к чистовой группе рабочих клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (см. рис. 1.3–1.5), при этом на рис. 4.5 и 4.6 представлены результаты автоматизированного проектирования, выполненного по критерию постоянства силы прокатки $P_j = \text{const}$ с использованием алгоритмической процедуры (4.11), а на рис. 4.7 и 4.8 – по критерию постоянства мощности прокатки $N_j = \text{const}$ с использованием алгоритмической процедуры (4.12).

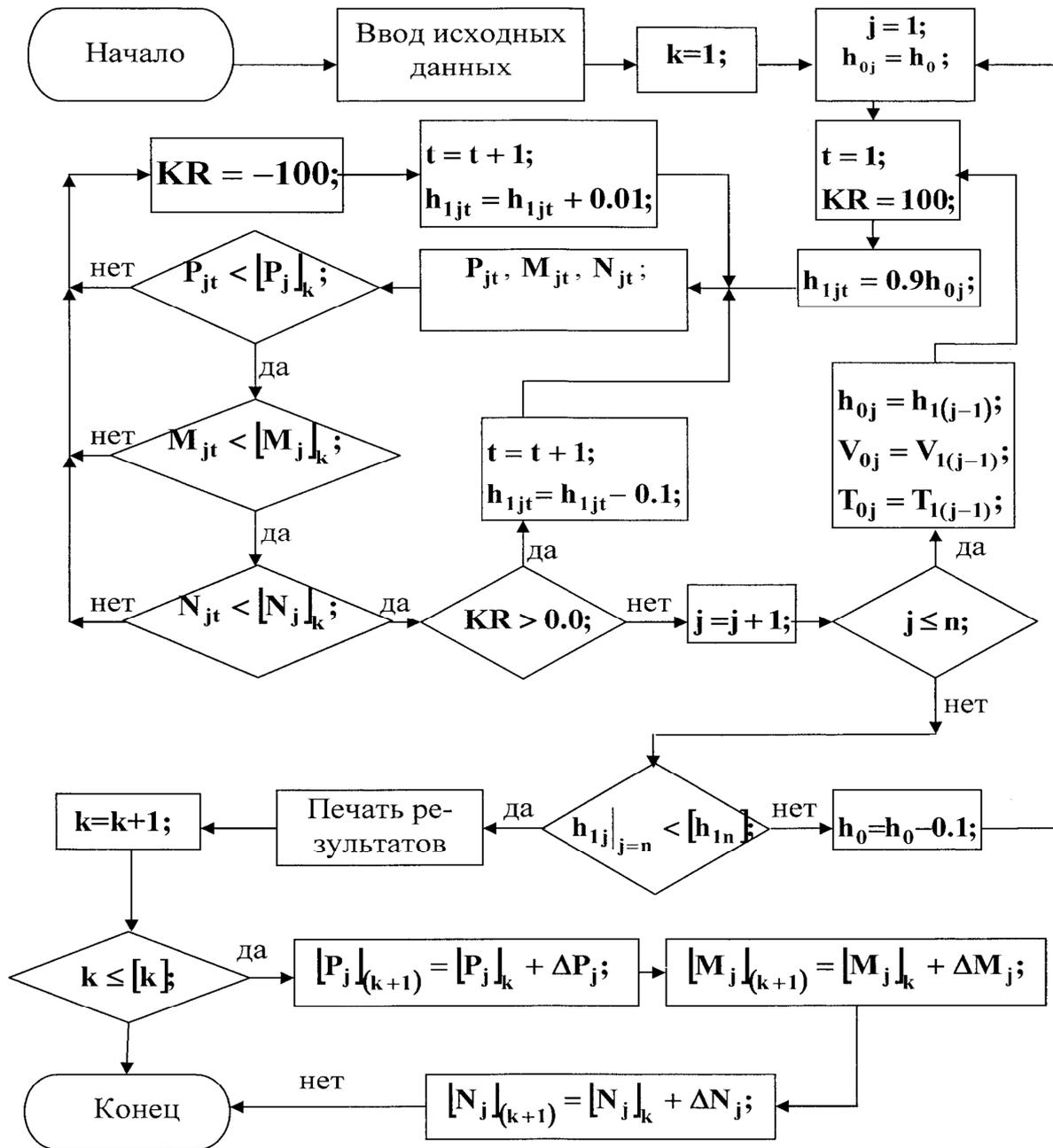


Рисунок 4.4 – Укрупненная блок-схема алгоритма автоматизированного проектирования технологических режимов обжатий при горячей прокатке сортовых полосовых профилей в чистой группе рабочих клеток сортопрокатных станов

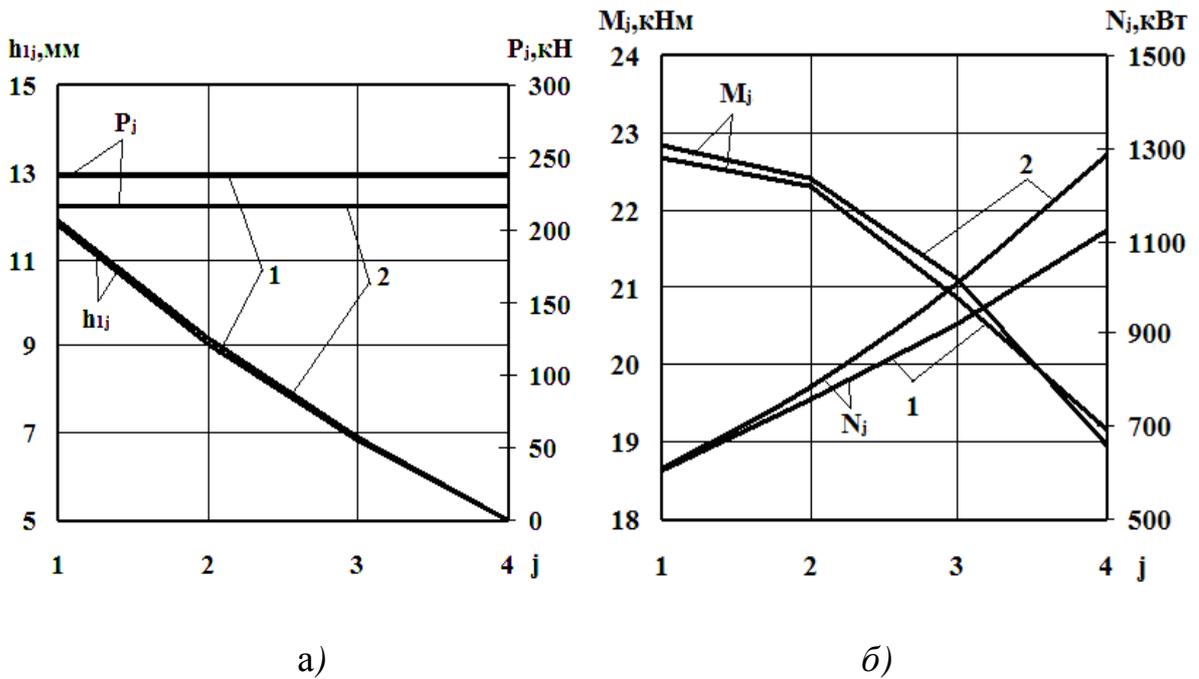


Рисунок 4.5 – Результаты автоматизированного проектирования технологических режимов обжатия по условию $P_j = const$, полученных применительно к горячей прокатке полос сечением 5×40 (мм) из стали 65Г (1) и стали 10 (2) в непрерывной группе чистовых рабочих клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

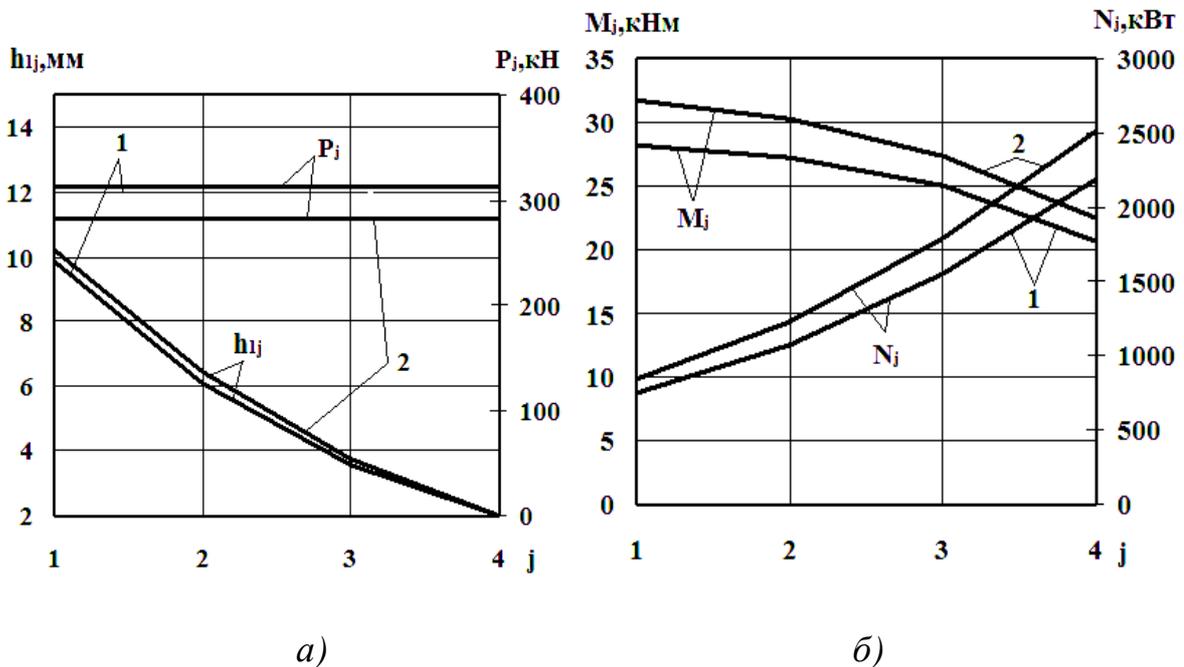


Рисунок 4.6 – Результаты автоматизированного проектирования технологических режимов обжатия по условию $P_j = const$, полученных применительно к горячей прокатке полос сечением 2×40 (мм) из стали 65Г (1) и стали 10 (2) в непрерывной группе чистовых рабочих клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

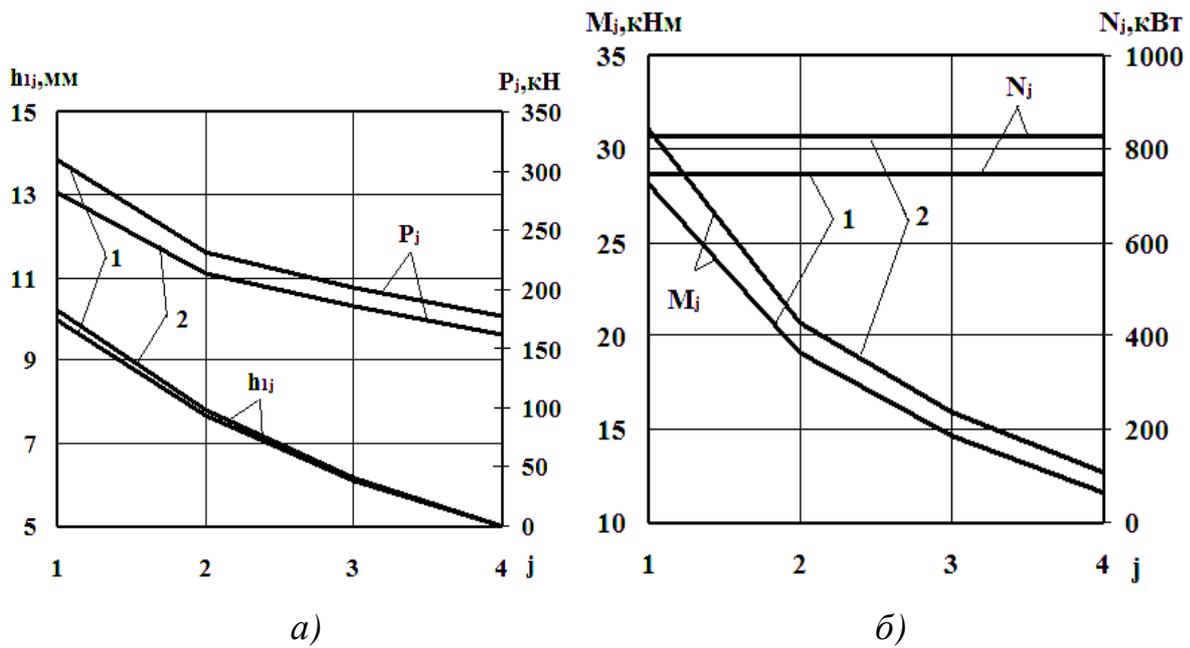


Рисунок 4.7 – Результаты автоматизированного проектирования технологических режимов обжатия по условию $N_j = const$, полученных применительно к горячей прокатке полос сечением 5×40 (мм) из стали 65Г (1) и стали 10 (2) в непрерывной группе чистовых рабочих клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

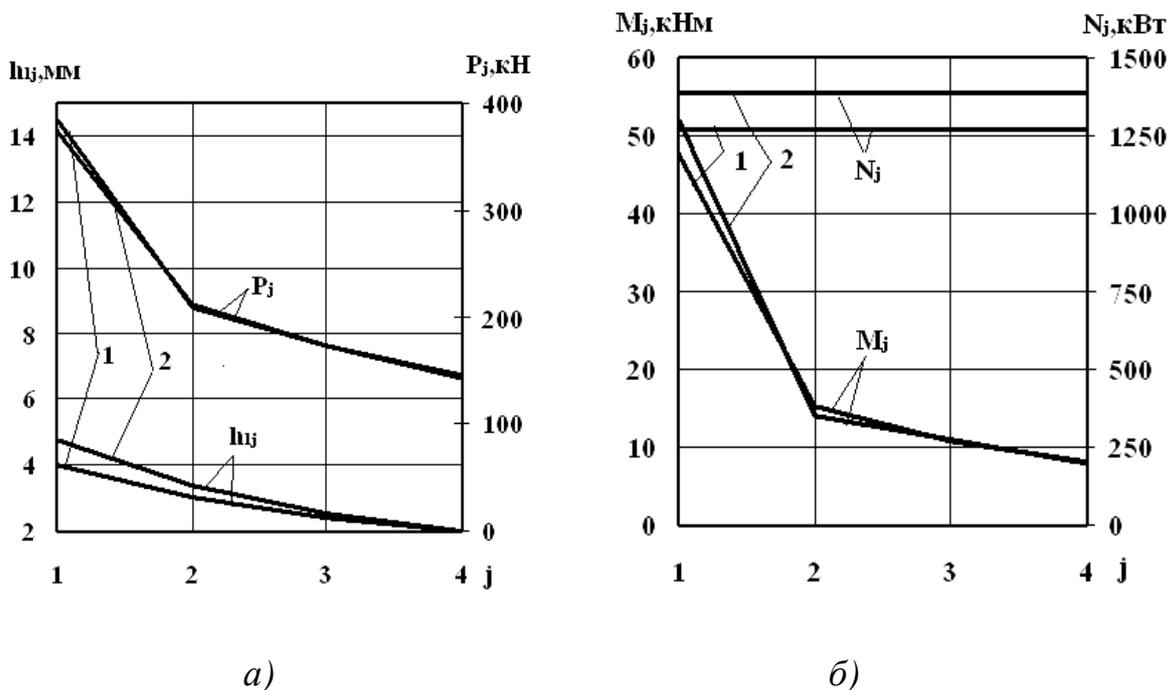


Рисунок 4.8 – Результаты автоматизированного проектирования технологических режимов обжатия по условию $N_j = const$, полученных применительно к горячей прокатке полос сечением 2×40 (мм) из стали 65Г (1) и стали 10 (2) в непрерывной группе чистовых рабочих клеток мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Обобщая представленные (см. рис. 4.5–4.8) и аналогичные им результаты необходимо отметить следующее:

- при выполнении условия равенства силы прокатки в каждой из рабочих клеток $P_j = \text{const}$ имеет место снижение момента и увеличение мощности прокатки в каждом последующем проходе (см. рис. 4.5, б; 4.6, б), при этом распределение конечных толщин h_{1j} при различных материалах (марках стали) деформируемых заготовок изменяется весьма незначительно (см. рис. 4.5, а; 4.6, а);

- в случае выполнения условия равенства мощностей прокатки в каждой из рабочих клеток $N_j = \text{const}$ интенсивность снижения силы P_j и моментов M_j прокатки в каждой последующей рабочей клетки существенно возрастают, несколько видоизменяется в этом случае и характер распределения конечной толщины h_{1j} (см. рис. 4.7; 4.8);

- расчетное значение конечной толщины горячекатаных полосовых профилей h_{1j} , полученное исходя из условия $N_j = \text{const}$ (см. рис. 4.7, а) практически полностью соответствуют аналогичным значениям, используемым при промышленном производстве полос сечением 5×40 мм на непрерывном мелкосортном стане 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог» (см. табл. 1.2);

- полученные расчетные значения силы P_j и момента M_j и мощности N_j процесса горячей прокатки полосовых профилей при их сопоставлении с аналогичными показателями, характеризующими технологические характеристики оборудования непрерывного мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог», свидетельствуют о значительных возможностях по интенсификации технологических режимов обжатия в чистовой группе рабочих клеток этого стана как с точки зрения увеличения толщины $h_{0j}|_{j=1}$ и ширины $b_{0j}|_{j=1}$ исходной заготовки, так и с точки зрения снижения конечной толщины $h_{1j}|_{j=n}$ готовой металлопродукции;

- снижение конечной толщины $h_{1j}|_{j=n}$ с точки зрения перераспределения обжатий по рабочим клетям с учетом условий захвата делает приоритетным использование критерия $P_j = \text{const}$ (см. рис. 4.6; 4.8), что в свою очередь свидетельствует о целесообразности разработки обобщенного критерия в виде, например:

$$Y_j = \mu_{P_j} P_j / [P_j] + \mu_{N_j} N_j / [N_j], \quad (4.14)$$

где μ_{P_j} , μ_{N_j} – весовые коэффициенты, учитывающие влияние соотношений расчетных и заданных предельно допустимых значений силы и мощности процесса прокатки.

По той же схеме метода целенаправленного перебора вариантов с использованием конечно-элементного подхода (см. подразд. 2.3) решены задачи по автоматизированному проектированию калибровок рабочих валков

и технологических режимов обжатий при горячей прокатке полосовых профилей в разгонных калибрах (см. рис. 1.8; 2.15–2.17), при прокатке в вертикальных рабочих валках сортопрокатных станов (см. рис. 2.18), а также при совмещении различных технологических схем, используемых при производстве горячекатаных сортовых полосовых профилей.

С точки зрения практических рекомендаций по совершенствованию технологических режимов производства горячекатаных сортовых полосовых профилей следует указать на ряд технических решений, основанных на повышении эффективности подготовки исходных заготовок к последующей горячей прокатке [76; 77; 150–153] и на совмещении процессов прокатки в разгонных калибрах и последующего плющения получаемых заготовок [18; 19; 137–139; 146]. Реализация предложенных технических решений способствует расширению сортамента, повышению качества и снижению себестоимости и, как следствие, повышению эффективности конкретных промышленных производств.

Сформулированы и решены программно задачи по автоматизированному проектированию технологических параметров процесса горячей прокатки относительно тонких сортовых полосовых профилей, включающих в себя режимы обжатий исходя из условия равномерной загрузки оборудования чистовых рабочих клетей.

С использованием конечно-элементного подхода на основе метода целенаправленного перебора вариантов решены задачи по автоматизированному проектированию калибровок валков и режимов обжатий в разгонных калибрах и прокатки в вертикальных валках. В качестве варьируемого параметр при этом рассматривали исходный диаметр, величину обжатия исходной заготовки, форму и размеры разгонных калибров.

4.3 Совершенствование технологических режимов горячей прокатки сортовых полосовых профилей на мелкосортном стане 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

С точки зрения практических рекомендаций по совершенствованию технологических режимов производства горячекатаных сортовых полосовых профилей следует указать на ряд технических решений, основанных на повышении эффективности подготовки исходных заготовок к последующей горячей прокатке, а также на совмещении процессов прокатки в разгонных калибрах и плющения получаемых заготовок [138; 139].

Разгонные калибры применяются для получения требуемой ширины полосы, когда диаметр валков не достаточно большой или нет возможности применения заготовок большого размера. При этом форма таких калибров способствует развитию при прокатке вынужденного уширения, в результате чего становится возможным расширение сортамента сортопрокатного стана без существенных капитальных затрат. Кроме того, преимуществами применения разгонных калибров при сортовой прокатке являются [11]:

- сокращение удельной энергоемкости процесса, достигающее в отдельных случаях 40...50 %, а также значительное сокращение расхода валков и увеличение продолжительности их службы, что объясняется отсутствием трения о боковые стенки калибров и уменьшением удельных контактных напряжений, действующих со стороны деформируемого металла на рабочие валки;

- сокращение расхода и парка рабочих валков, обусловленное более рациональным использованием бочки каждого из них, при этом увеличение службы калибров и более рациональное размещение их по длине бочки валка позволяет сократить число перевалок, что, в конечном счете, ведет к увеличению производительности прокатного стана;

- устранение опасности образования заусенцев, а следовательно, и закатов;

- более широкая возможность использования одних и тех же калибров для получения прокатываемого профиля нескольких смежных типоразмеров за счет перемещения верхнего рабочего валка, что также обуславливает повышение производительности и снижение себестоимости готовой металлопродукции.

Следует указать на то, что в работе [138] вынужденное уширение рассматривается как источник возникновения поверхностных дефектов на прокатываемой полосе, что обуславливает необходимость в повышении степени научной обосновании принимаемых в каждом конкретном случае технических решений на основе использования современных методов математического моделирования напряженно-деформированного состояния металла сортовых заготовок при их горячей прокатке в разгонных калибрах и плющении.

При использовании одномерных подходов в основу математического обеспечения по автоматизированному расчету и проектированию технологических режимов процессов горячей прокатки сортовых заготовок были положены результаты работ [129; 145], при этом расчетная схема интегрального очага деформации включала в себя зону пластического и упругого формоизменения, а также зоны опережения на рабочих валках. Непосредственно математическое моделирование заключалось в численном разбиении зоны пластического формоизменения на i -е и зоны упругого формоизменения на j -е элементарные объемы с последующим рекуррентным решением конечно-разностных форм баланса энергетических затрат. Основной отличительной особенностью данных решений является максимально полный учет геометрической формы очага деформации, касательных компонент девиатора напряжений в условии пластичности, использование закона пластического трения, а также учет реального характера распределений во времени степени, скорости, температуры деформации и междеформационного разупрочнения. Кроме того, структура данных математических моделей включала в себя организацию итерационных процедур по расчету протяженности зон опережения исходя из условия равенства расчетных и заданных значений напряжений переднего натяжения,

а также по учету упругого сплющивания рабочих валков, организацию численного интегрирования с целью определения энергосиловых параметров процесса и расчет степени использования запаса пластичности прокатываемого металла [129; 145].

Решение задач по расчету процесса горячей прокатки в разгонных калибрах, требующее трехмерного подхода, было осуществлено на основе метода конечных элементов, а полученные в этом случае результаты показали, что в этом случае имеет место не только продольное, а и поперечное течение металла, прогнозируемое количественно на основе полученных математических моделей [144]. Следует указать на то, что использование численных подходов характеризуется высокой трудоемкостью и значительными затратами машинного времени, что не позволяет использовать их в рамках современных систем автоматического регулирования. В соответствии с этим в сочетании с элементами теории планируемого эксперимента, был разработан комплекс регрессионных математических моделей, при этом относительная погрешность не превысила 1 %.

Помимо напряженно-деформированного состояния в рамках данного исследования были разработаны математические модели точности результирующих характеристик, заключающихся в разбиении всей длины прокатываемой заготовки на конечное множество j -ых поперечных сечений, аналитическом описании изменения исходной толщины, температуры, механических свойств и величины предварительного межвалкового зазора при последующем численном итерационном решении упруго-пластической системы «рабочая клеть – деформируемая заготовка».

В результате экспериментальных исследований, проведенных на промышленно-лабораторном стане 105/260×250 ДГМА, а также на лабораторном мини-стане 100×100 ДГМА подтверждена достаточная степень достоверности полученных численных математических моделей процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей. В частности, установлено, что с точки зрения сопоставления расчетных и эмпирических распределений приведенных к единице ширины значений силы и суммарного момента прокатки, средние выборочные значения их соотношений находились в диапазоне 0,97...1,04, а минимальные и максимальные значения доверительных интервалов, полученные с учетом доверительной вероятности 0,95 соответствовали $\pm 0,036$ для силы и $\pm 0,041$ для суммарного момента прокатки.

В соответствии с изложенным выше на основе полученных теоретических решений разработаны схемы реализации процесса прокатки сортовых полосовых профилей в разгонных калибрах на мелкосортных непрерывных станах. При этом в связи с развитием вынужденного уширения в отдельных калибрах предусмотрен периодический контроль ширины раската в специальных вертикальных клетях. На основе полученных результатов исследований предложены усовершенствованные и принципиально новые технологические схемы по совмещению процесса плющения и прокатки в разгонных калибрах для получения проката по ГОСТ 103-2006 и ГОСТ 7419-90.

Опыт промышленной реализации предложенных технологических и конструктивных решений подтвердил достаточную степень их эффективности. В частности, использование разгонных калибров и процесса горячего плющения позволило расширить сортамент готовой металлопродукции до трех, четырех, а в ряде случаев и более типоразмеров, получаемых из одной и той же исходной заготовки. Удельная производительность стана в этом случае за счет снижения количества перевалок была повышена на 6...9 %, а величина продольной разнотолщинности получаемых сортовых полосовых заготовок снижена на 5...10 %. Отмеченное свидетельствует о целесообразности достаточно широкого использования рассмотренных технических решений применительно к проектированию технологических режимов работы и калибровок рабочих валков на ряде других мелкосортных станов. Примерный расчет калибровки полосы 40×4 из заготовки квадрат 80×80 мм в условиях МС 250-2 ПАО «АМКР» представлен в приложении А.

4.4 Рекомендации по совершенствованию оборудования мелкосортных станов

Основными конструктивными параметрами рабочих клеток станов для горячей прокатки сортовых полосовых профилей, определяющими эффективность условий реализации данного процесса, являются радиусы рабочих валков R , показатели их радиального биения δR , а также обобщенное значение модуля жесткости рабочей клетки $G_{кл}$.

В общем случае увеличение радиусов рабочих валков R приводит к увеличению и силы P , и момента M прокатки (см. рис. 4.1, *в, з*). Наряду с повышением уровня силы прокатки имеет место и увеличение модуля жесткости заготовки при ее пластическом формоизменении, определяемом как $G_{пл} = \partial P / \partial h_1 \approx \Delta P / \Delta h_1$. В частности, как показали результаты численной реализации полученной математической модели (см. подразд. 2.1), при увеличении радиуса рабочих валков на 50 мм и прочих равных условиях величина модуля жесткости $G_{пл}$ возрастает на 15...30 %.

Одновременно с этим увеличение радиусов рабочих валков R обуславливает повышение работоспособности и жесткости валкового узла, а следовательно, и модуля жесткости всей рабочей клетки $G_{кл}$.

В связи с этим предложена новая конструкция рабочих валков чистой клетки мелкосортного стана 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог», предполагающая увеличение диаметра бочки с 270 мм до рекомендуемых 325 мм (рис. 4.9). Как показали результаты расчетов (рис. 4.10), выполненные с использованием конечно-элементного пакета COSMOSWorks [154], можно повысить несущую способность валкового узла по напряжениям в 1,6...1,8 раза при одновременном увеличении его модуля жесткости в 2...2,2 раза.

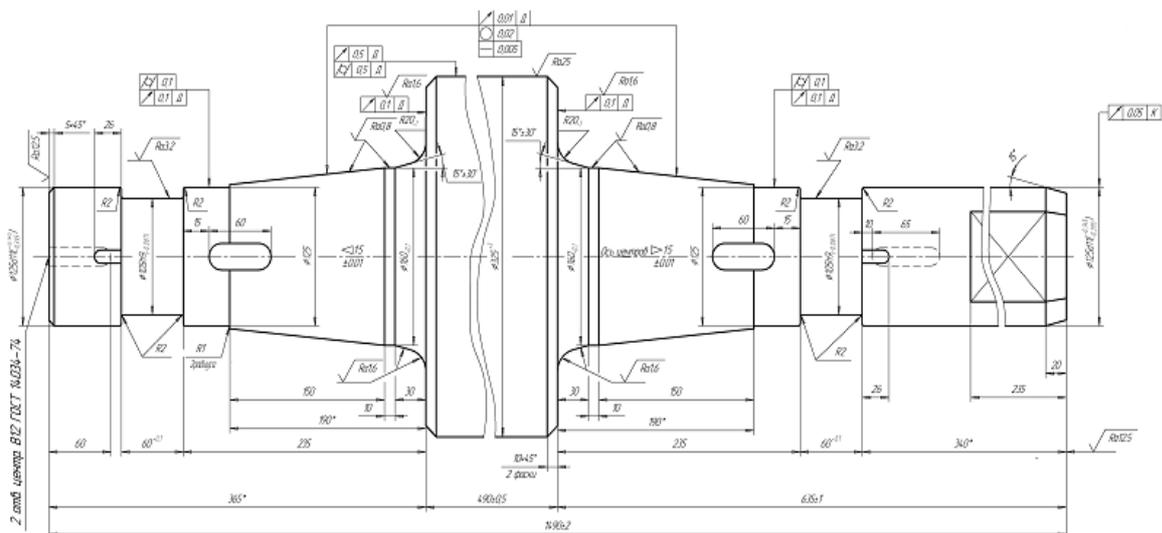


Рисунок 4.9 – Предложенная новая конструкция рабочих валков последних горизонтальных чистовых клетей мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог»

При сохранении конструкции узла станин, а также других узлов и механизмов силовой линии рабочей клетки повышение модуля жесткости валкового узла будет способствовать повышению модуля жесткости всей рабочей клетки на 30...40 %, что полностью компенсирует повышение модуля жесткости заготовки $G_{пл}$, и улучшению условий захвата, а также повышению несущей способности и возможности существенной интенсификации режимов обжатий.

По сравнению с широкополосными станами горячей прокатки, на которых приведенное к единице ширины B значение модуля жесткости чистовых рабочих клетей составляет 3...6 кН/мм², аналогичный показатель для мелкосортных станов при горячей прокатке сортовых полосовых профилей соответствует 10...25 кН/мм², то есть существенно выше. Отмеченное положительно сказывается на точности результирующих геометрических характеристик с точки зрения наследственной продольной разнотолщинности, обусловленной влиянием стохастического изменения исходной толщины и ширины, температуры, механических свойств, коэффициента внешнего трения, а также величины переднего и заднего натяжения. В то же время влияние радиальных биений рабочих валков, обуславливающих стохастическое изменение величины предварительного межвалкового зазора в этом случае возрастает.

Результаты анализа влияния модуля жесткости рабочей клетки $G_{кл}$ и радиальных биений рабочих валков δR чистовых клетей сортовых прокатных станов, выполненного с использованием численной математической модели основных показателей качества (см. подразд. 2.5), иллюстрированы рис. 4.11–4.15. В частности, на рис. 4.11 представлены распределения исходной толщины h_{0j} и температуры t_{0j} , используемые в качестве исходных данных при последующих расчетах, результаты которых

рассмотрены на рис. 4.12 и 4.13, соответственно. На рис. 4.14 представлены обобщенные распределения показателей точности результирующих геометрических характеристик, а на рис. 4.15 – показатели степени стабильности силы и суммарного момента прокатки в зависимости от приведенного значения модуля жесткости $G_{\text{кл}}/B$ и показателя полуразмаха радиальных биений рабочих валков δR .

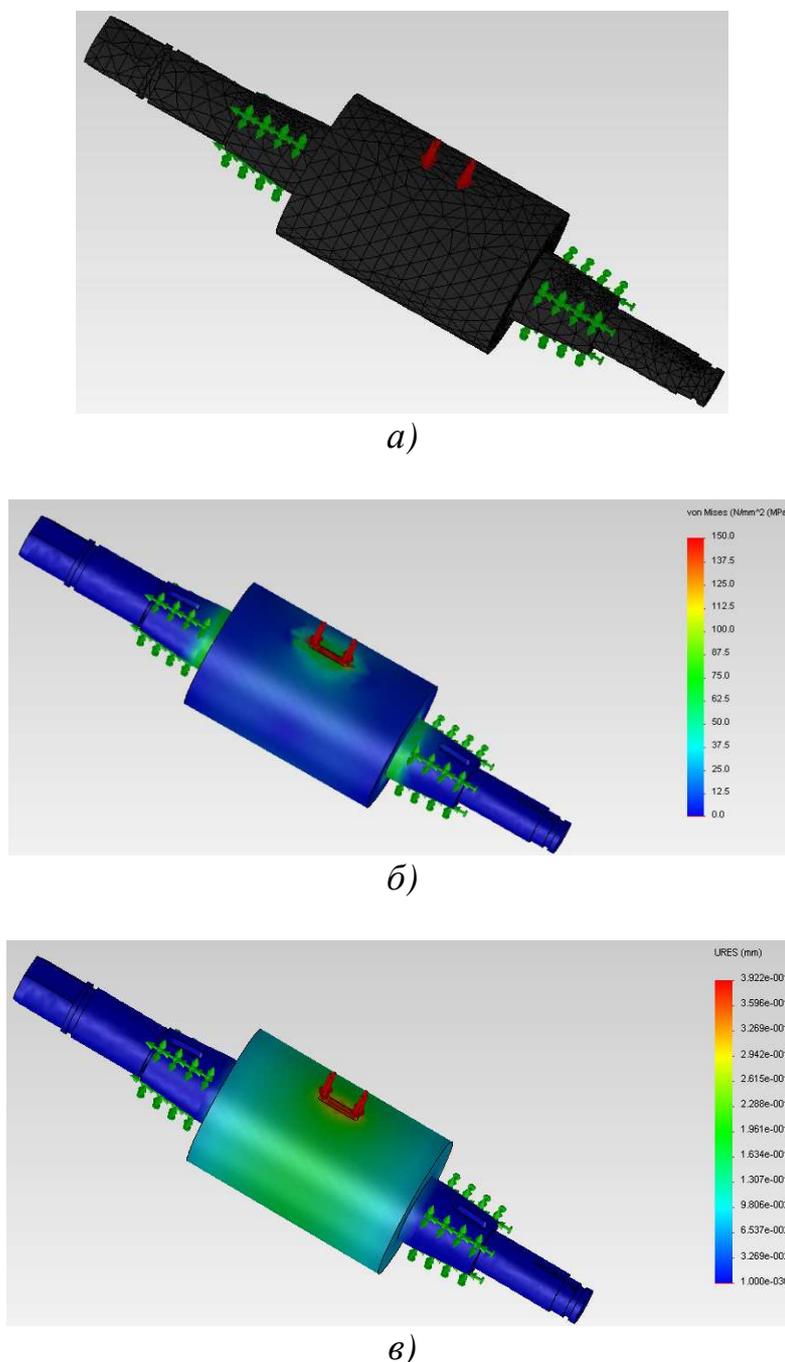
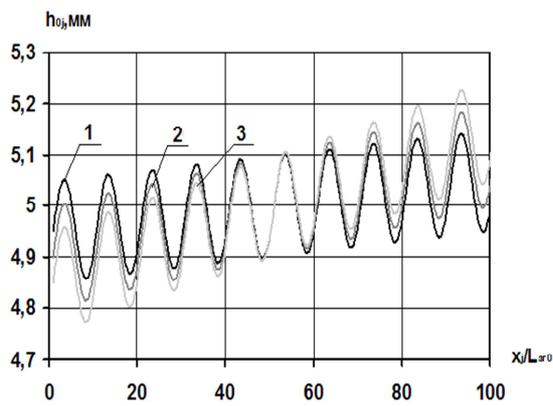
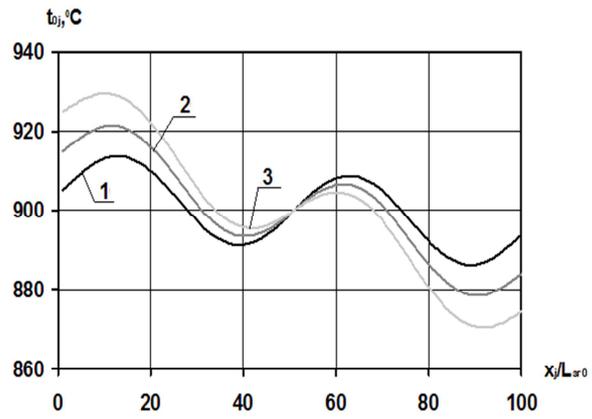


Рисунок 4.10 – Расчетная схема (а) распределения напряжений (б) и упругих деформаций (в) рабочих валков последних горизонтальных чистовых клеток мелкосортного стана горячей прокатки 250-2 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (см. рис. 4.9)

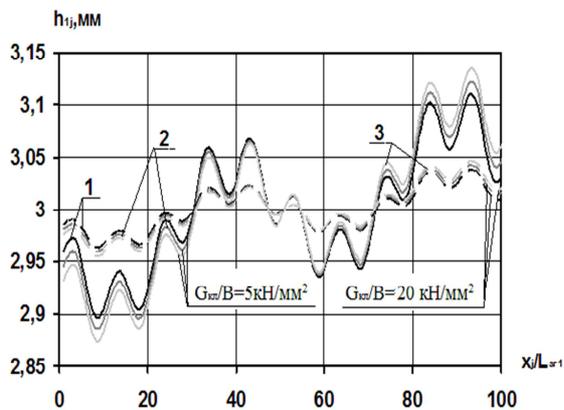


a)

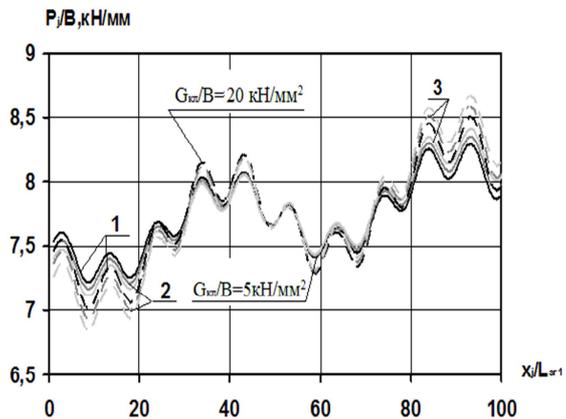


б)

Рисунок 4.11 – Расчетные распределения начальной толщины h_{0j} (а) и температуры t_{0j} (б) по относительной длине прокатываемой заготовки $x_j / L_{z=0}$, используемые в качестве исходных данных при развернутом численном математическом моделировании процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей



a)



б)

Рисунок 4.12 – Расчетные распределения конечной толщины h_{1j} (а) и приведенного значения силы прокатки P_j / B (б) по длине горячекатаных сортовых полосовых профилей в зависимости от распределения исходной толщины h_{0j} (см. рис. 4.11, а) и приведенного значения модуля жесткости чистой рабочей клетки $G_{кв}/B$

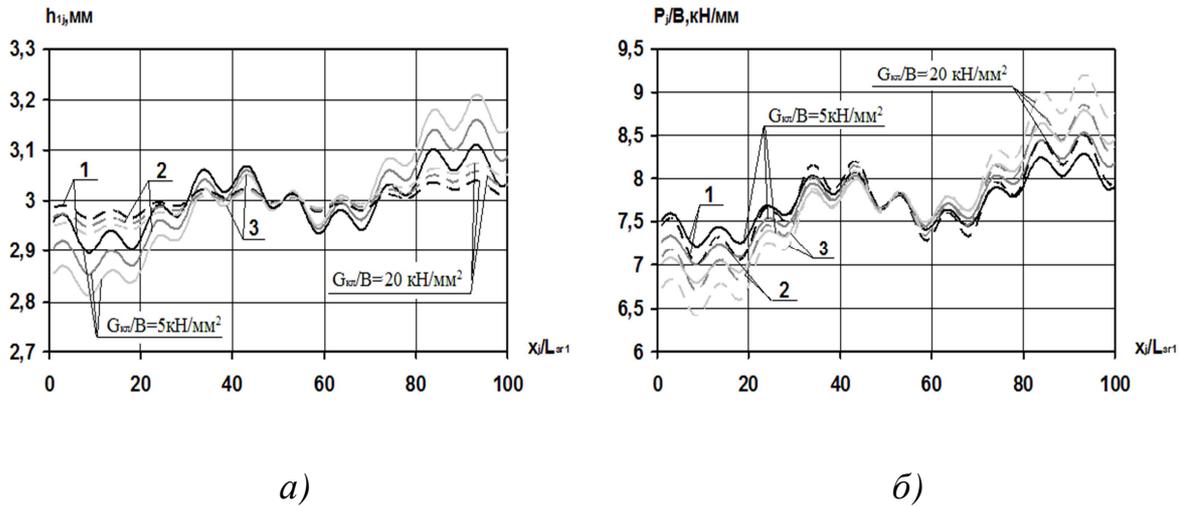


Рисунок 4.13 – Расчетные распределения конечной толщины h_{1j} (а) и приведенного значения силы прокатки P_j / B (б) по длине горячекатаных сортовых полосовых профилей в зависимости от распределения исходной температуры t_{0j} (см. рис. 4.11, б) и приведенного значения модуля жесткости чистой рабочей клетки $G_{кл}/B$

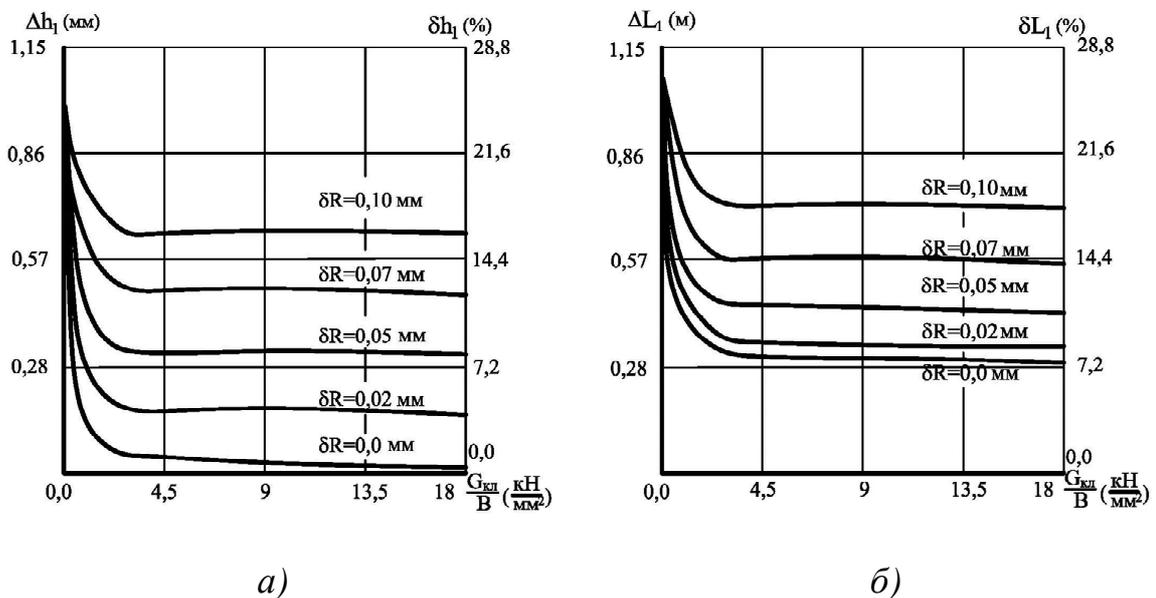


Рисунок 4.14 – Расчетные распределения абсолютных и относительных показателей размахов изменения конечной толщины Δh_1 , δh_1 (а) и результирующей длины ΔL_1 , δL_1 (б) горячекатаных сортовых полосовых профилей 4×70 из стали 10 в зависимости от приведенного значения модуля жесткости $G_{кл}/B$ чистой рабочей клетки мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог» при различных показателях радиальных биений рабочих валков δR

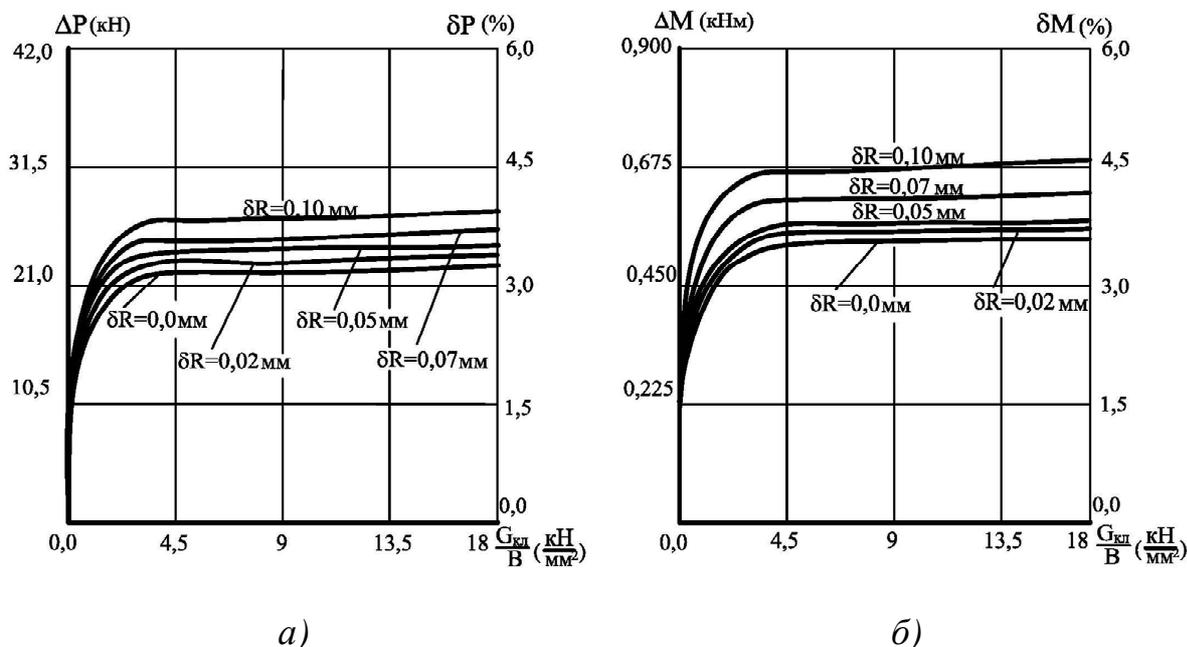


Рисунок 4.15 – Расчетные распределения абсолютных и относительных показателей размахов изменения силы ΔP , δP (а) и момента ΔM , δM (б) при горячей прокатке сортовых полосовых профилей 4×70 из стали 10 в зависимости от приведенного значения модуля жесткости $G_{кл}/B$ чистой рабочей клетки мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог» при различных показателях радиальных биений рабочих валков δR

Обобщая результаты анализа представленных расчетных распределений, необходимо отметить следующее:

- увеличение размаха стохастического изменения исходной толщины h_{0j} (см. рис. 4.11, а) и температуры t_{0j} (см. рис. 4.11, б) однозначно приводит к увеличению результирующей продольной разнотолщинности, при этом интенсивность данного увеличения при более высоких значениях модуля жесткости рабочей клетки $G_{кл}$ существенно снижается (см. рис. 4.12, а; 4.13, а);

- увеличение размаха изменения исходной толщины h_{0j} и температуры t_{0j} (см. рис. 4.11), а также увеличение модуля жесткости рабочей клетки $G_{кл}$ обуславливают повышение размаха изменения энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей (см. рис. 4.12, б; 4.13, б; 4.15);

- увеличение показателя радиальных биений рабочих валков δR однозначно приводит к снижению точности результирующих геометрических характеристик готового металлопроката (см. рис. 4.14) при одновременном повышении степени нестабильности энергосиловых параметров исследуемого процесса (см. рис. 4.12), при этом наиболее существенным влияние данного фактора является в случае высоких значений модуля жесткости $G_{кл}$;

● с точки зрения повышения точности результирующих геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей наиболее существенно влияние приведенного к единице ширины B значения модуля жесткости $G_{\text{кл}}$ является в диапазоне $G_{\text{кл}}/B = 0 \dots 4 \text{ кН/мм}^2$, дальнейшее же повышение данного показателя является малоэффективным (см. рис. 4.14).

С учетом полученных градиентных оценок влияния модуля жесткости чистовых рабочих клеток $G_{\text{кл}}$ на основные показатели точности результирующих геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей, а также исходя из того что увеличение $G_{\text{кл}}$ связано с увеличением удельной металлоемкости механического оборудования и повышением ее ценовых показателей сформулирована и решена программно задача по автоматизированному выбору эффективного значения данного параметра.

Программное решение данной задачи, как и в случае автоматизированного проектирования технологических параметров исследуемого процесса (см. подразд. 4.2), осуществлено на основе метода целенаправленного перебора вариантов по следующей схеме:

$$(G_{\text{кл}}/B)_{(t+1)} = (G_{\text{кл}}/B)_t + A_{G_{\text{кл}}} \text{sign}(\Delta h_{1t} - [\Delta h_1]), \quad (4.15)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения;

$A_{G_{\text{кл}}}$ – шаг приращения приведенного значения модуля жесткости рабочей клетки $G_{\text{кл}}/B$, количественная оценка которого была принята переменной в зависимости от степени приближения к искомому результату и на последнем этапе соответствовала $0,01 \text{ кН/мм}^2$;

Δh_{1t} – расчетные в рамках данного t -го шага итерационной процедуры значения абсолютной продольной разнотолщинности;

$[\Delta h_1]$ – требуемое соответствующими нормативными документами максимально возможное значение абсолютного размаха колебаний конечной толщины;

$\text{sign}(\Delta h_{1t} - [\Delta h_1])$ – функция знака, соответствующая количественно:

$$\text{sign}(\Delta h_{1t} - [\Delta h_1]) = \begin{cases} +1 & \text{при } \Delta h_{1t} > [\Delta h_1]; \\ 0 & \text{при } \Delta h_{1t} \approx [\Delta h_1]; \\ -1 & \text{при } \Delta h_{1t} < [\Delta h_1]. \end{cases}$$

Решение (4.15) является приемлемым при создании нового механического оборудования чистовых рабочих клеток или при наличии возможности снижения ширины сортовых полосовых профилей, подвергаемых горячей прокатке. В противном случае, выполнение условия $\Delta h_{1t} \leq [\Delta h_1]$

может быть обеспечено за счет соответствующего изменения показателя радиальных биений рабочих валков δR , а также за счет уменьшения размаха стохастического изменения исходных технологических параметров процесса, в качестве которых следует рассматривать исходную продольную разнотолщинность Δh_0 , их разноширинность ΔB , а также приращение температур Δt и механических свойств $\Delta \sigma_T$ по длине раската. С учетом условного обозначения данных параметров через ΔX аналитическая форма записи используемого в этом случае дополнительного цикла решения обобщенно может быть представлена как

$$\Delta X_{(t+1)} = \Delta X_t - A_x \text{sign}(\Delta h_{1t} - [\Delta h_1]), \quad (4.16)$$

где A_x – шаг приращения показателя биения рабочих валков или размаха изменения соответствующего исходного технологического параметра.

Целесообразным с точки зрения повышения модуля жесткости $G_{кл}$ и, как следствие, повышения точности результирующих геометрических характеристик горячекатаных сортовых полосовых профилей является и создание предварительно напряженных конструкций чистовых рабочих клеток, обеспечивающих достижение требуемого эффекта без существенного увеличения их удельной металлоемкости [93; 155].

Используя наиболее общие признаки, все возможные технологические и конструктивные схемы по созданию предварительно напряженных рабочих клеток прокатных станков можно условно подразделить их на две основные, а именно: на схемы создания предварительного напряжения по подушкам (рис. 4.16, *а*) и на схемы создания предварительного напряжения по буртам бочек рабочих валков (рис. 4.16, *б*). С точки зрения более детального анализа конструкции механизмов по созданию предварительного напряжения могут иметь самые различные исполнения. В частности, создание предварительного напряжения по подушкам рабочих валков является возможным за счет использования гидроприводов, клиновых пар, передач винт – гайка и так далее, а основным преимуществом в этом случае является отсутствие дополнительных нагрузок непосредственно на рабочие валки и их подшипниковые опоры.

Возможности создания предварительного напряжения по буртам рабочих валков конструктивно более ограничены, кроме того, к недостаткам такого технического решения следует отнести наличие дополнительных нагрузок на рабочие валки, а также наличие дополнительных ограничений на сортамент готового металлопроката по его толщине и ширине. Вместе с тем, точность результирующих геометрических характеристик в этом случае в силу ряда причин является более высокой. Отмеченное выше свидетельствует о целесообразности проведения сопоставительного анализа рассмотренных (см. рис. 4.16) и традиционных схем процесса горячей прокатки сортовых полосовых профилей, направленного на повышение степени научной обоснованности принимаемых в каждом конкретном случае технических решений.

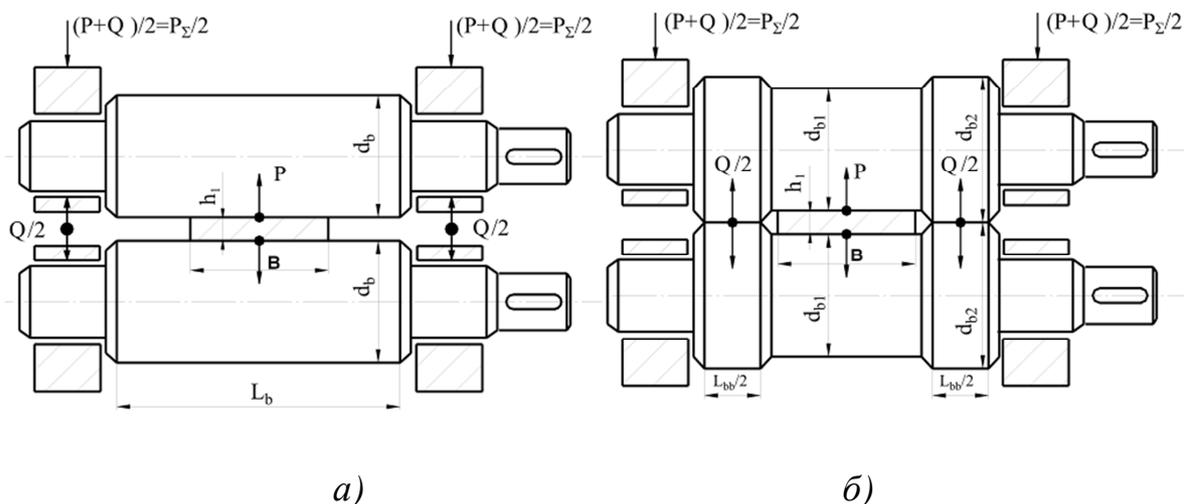


Рисунок 4.16 – Расчетные схемы чистовых рабочих клеток сортовых станов горячей прокатки, являющихся предварительно напряженными по подушкам (а) и по буртам (б) рабочих валков

С учетом аналитических форм записи поставленных задач и их последующих решений, основанных на использовании общей концепции метода предельных оценок [28; 39], величина результирующей продольной разнотолщинности δh_1 горячекатаных полос, полученных при создании предварительного напряжения по подушкам рабочих валков (см. рис. 4.16, а), может быть определена как

$$\delta h_1 = \frac{\delta h_0 G_{пл} (G_{ву} G_{ст} + G_{пн} G_{кл}) + \delta S_0 G_{кл} G_{ву} (G_{ст} + G_{пн})}{(G_{пл} + G_{кл}) G_{ву} G_{ст} + (G_{пл} + G_{ву}) G_{пн} G_{кл}}, \quad (4.17)$$

где δh_0 , δS_0 – количественная оценка продольной разнотолщинности исходной заготовки и размах изменения величины предварительного межвалкового зазора, обусловленного радиальными биениями рабочих валков;

$G_{пл}$ – модуль жесткости прокатываемых сортовых полосовых профилей при их пластическом формоизменении, определяемый как отношение приращения силы прокатки к величине приращения абсолютного обжатия [28];

$G_{ву}$ – модуль жесткости валкового узла, характеризуемый величиной упругих деформаций по отношению к осям нажимных механизмов при соответствующем значении силы прокатки;

$G_{ст}$ – обобщенное значение модуля жесткости подушек рабочих валков, нажимного механизма и узла станин;

$G_{пн}$ – модуль жесткости механизма предварительного напряжения рабочей клетки по подушкам рабочих валков (см. рис. 4.16, а).

В случае создания предварительного напряжения чистой рабочей клетки по буртам калиброванных рабочих валков (см. рис. 4.16, б)

аналогичный показатель результирующей продольной разнотолщинности количественно соответствует:

$$\delta h_1 = \frac{\delta h_0 G_{\text{пл}} (G_{\text{вуб}} G_{\text{стб}} + G_{\text{пн}} G_{\text{кл}}) + \delta S_0 G_{\text{кл}} G_{\text{вуб}} (G_{\text{стб}} + G_{\text{пн}})}{(G_{\text{пл}} + G_{\text{кл}}) G_{\text{вуб}} G_{\text{стб}} + (G_{\text{пл}} + G_{\text{вуб}}) G_{\text{пн}} G_{\text{кл}}}, \quad (4.18)$$

где $G_{\text{стб}}$ – обобщенное значение модуля жесткости узла станин, учитывающее дополнительно упругую деформацию на участке от буртов рабочих валков до оси их подшипниковых опор;

$G_{\text{вуб}}$ – модуль жесткости валкового узла, определяемый через разность упругих перемещений посередине бочки и буртов механизма предварительного напряжения.

В качестве примера результатов численной реализации полученных теоретических решений на рис. 4.17 представлены расчетные распределения отдельных составляющих δh_{lh0} , δh_{ISO} , определяемых влиянием, соответственно, исходной разнотолщинности δh_0 и величины размаха изменения предварительного межвалкового зазора δS_0 , а также результирующей разнотолщинности δh_1 горячекатаных полосовых профилей, имеющих место при прокатке в предварительно напряженных по различным конструктивным схемам чистовых рабочих клетях (см. рис. 4.16).

Из анализа представленных результатов следует, что с увеличением модуля жесткости прокатываемых полос при их пластическом формоизменении $G_{\text{пл}}$ наследственная составляющая δh_{lh0} возрастает, а вносимая δh_{ISO} – снижается. Аналогичный эффект в обоих рассматриваемых случаях имеет место при уменьшении модуля жесткости $G_{\text{кл}}$ чистовых рабочих клетей. Использование предварительного напряжения рабочих валков по их подушкам (см. рис. 4.16, а) приводит к снижению наследственной δh_{lh0} и увеличению вносимой δh_{ISO} составляющих (см. рис. 4.17, а), при этом интенсивность указанных изменений с увеличением модуля жесткости механизма предварительного напряжения $G_{\text{пн}}$ возрастает. Создание же предварительного напряжения по буртам рабочих валков (см. рис. 4.16, б) обуславливает снижение и наследственной δh_{lh0} , и вносимой δh_{ISO} составляющих, а это в свою очередь приводит и к довольно существенному уменьшению результирующей разнотолщинности δh_1 готового металлопроката (см. рис. 4.17, б).

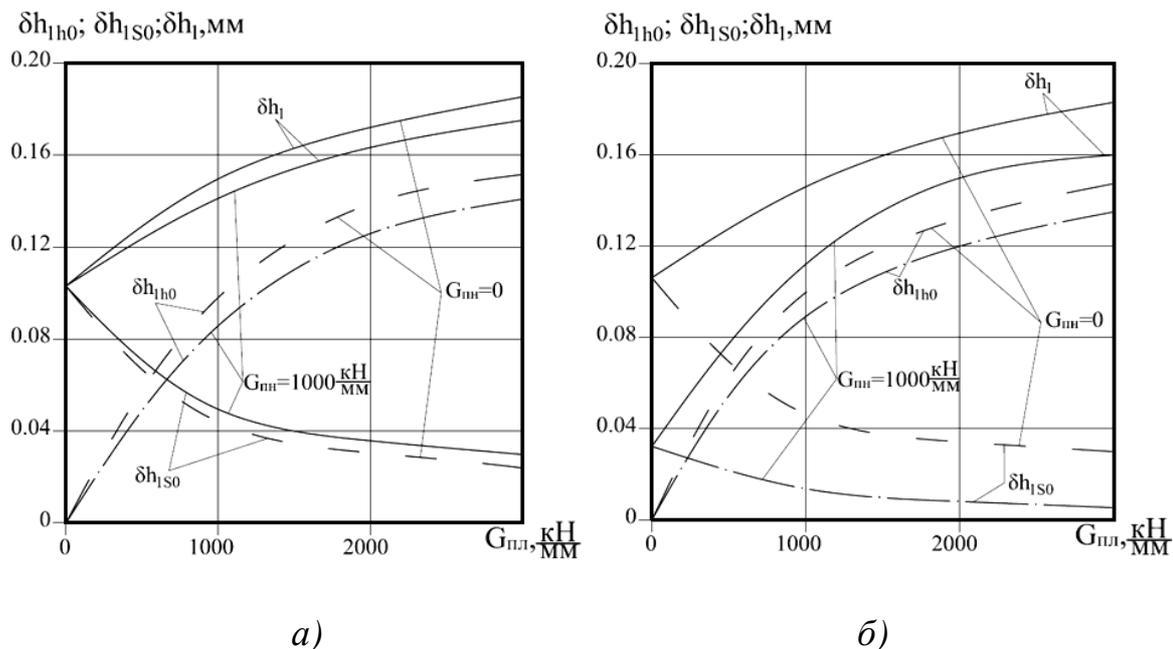


Рисунок 4.17 – Расчетные распределения составляющих δh_{1h0} , δh_{1s0} и результирующей разнотолщинности δh_1 горячекатаных полос, полученных при прокатке в чистовых рабочих клетях, являющихся предварительно напряженными (а) – по подушкам (см. рис. 4.16, а) и (б) – по буртам (см. рис. 4.16, б) рабочих валков

С точки зрения практической реализации рассмотренных выше решений представляет интерес конструктивная схема предварительно-напряженной чистовой рабочей клетки, представленная на рис. 4.18. Данная клетка включает в себя рабочие валки 1, подушки которых 2 и 3 размещены в окнах станин открытого типа 4, а также механизм предварительного напряжения рабочих валков по подушкам 5 и нажимной механизм гидравлического типа 6. Привод данной рабочей клетки выполнен индивидуальным, что позволит использовать процесс асимметричной прокатки, обеспечивающий повышение качества готовой металлопродукции (см. подразд. 4.1 и 4.2).

Механизм предварительного напряжения 5 (см. рис. 4.18) рабочей клетки состоит из червячных передач 7, передающих крутящие моменты на валы 8 посредством шпонок. Данные валы, в свою очередь, посредством шлицевой передачи сопряжены с нажимными винтами 9, имеющими в своей нижней части резьбовые нарезки, сопряженные с гайками 10, размещенными неподвижно в подушке 2 верхнего рабочего валка. Непосредственно предварительное напряжение рабочих клетей в этом случае создается при отсутствии металла в рабочих валках 1 путем соответствующей настройки механизма 5 с ручным или маломощным электромеханическим приводом. Необходимая величина межвалкового зазора, а следовательно, и требуемое значение конечной толщины прокатываемой заготовки h_1 обеспечивается гидравлическим нажимным механизмом 6, преодолевающим и силу прокатки P и силу предварительного напряжения Q . Как показали

результаты расчетов, реализация этого технического решения позволит по сравнению с традиционными конструктивными исполнениями повысить модуль жесткости рабочей клетки на 30...50 %, а это в свою очередь будет способствовать снижению продольной разнотолщинности готового металлопроката на 15...25 %.

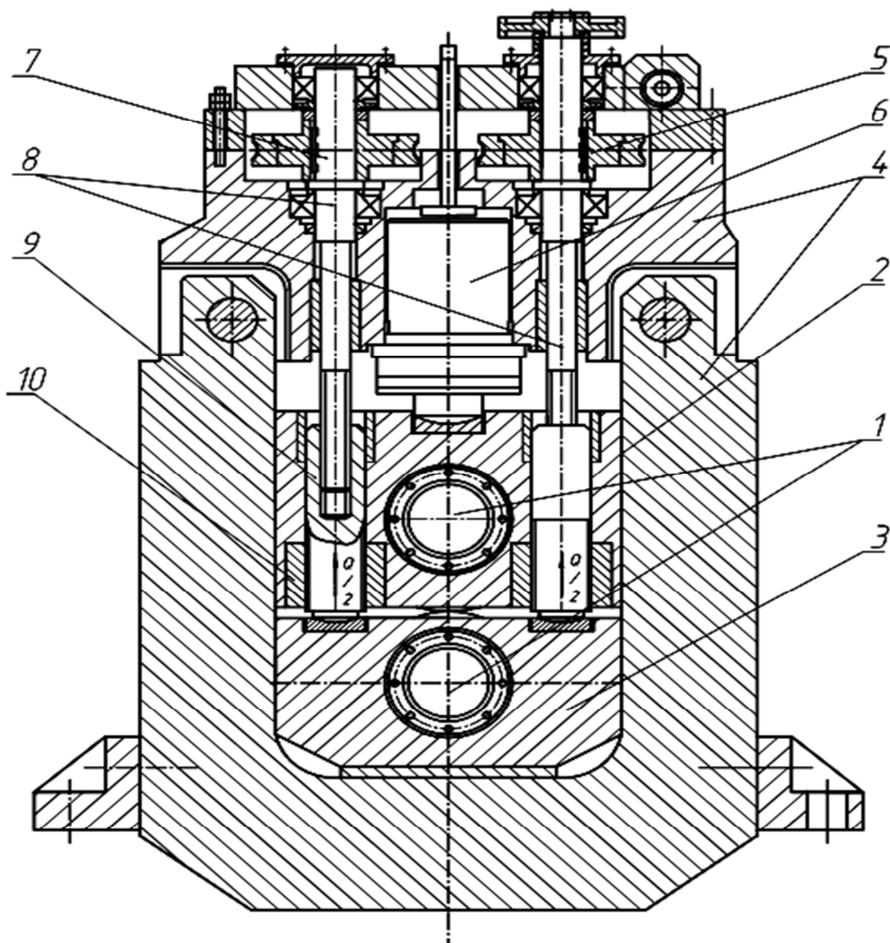


Рисунок 4.18 – Предлагаемая конструктивная схема предварительно напряженных чистовых рабочих клеток мелкосортных станов

По отношению к действующему оборудованию чистовых рабочих клеток, оснащенных либо механическими нажимными механизмами с ручным приводом, либо маломощными электромеханическими нажимными механизмами, создание предварительного напряжения требуемой величины является невозможным. В данном случае перспективной представляется конструкция чистовой рабочей клетки (рис. 4.19), включающая в себя рабочие валки 1, шейки которых посредством подшипниковых опор 2 размещены в подушках 3, фиксируемых в вертикальном положении нажимными винтами 4, которые в свою очередь сопряжены с гайками 5, размещенными неподвижно в верхних поперечинах узла станин 6. Кроме того, рассматриваемая конструкция содержит клиновую пару 7, регулирующую по высоте $h_{пр}$ при помощи, например, винтовой передачи 8. Непосредственно сила предварительного напряжения требуемой величины $Q_{п}$

создается в этом случае гидровставкой 9, корпус которой размещен на подушке 3 верхнего рабочего валка 1, а плунжера 10 данной гидровставки сопряжены с опорными поверхностями верхней поперечины узла станин 6.

С учетом этого технического решения (см. рис. 4.19) технология создания предварительного напряжения в чистой рабочей клетке заключается в следующем:

- перед прокаткой нового размера сортовых полосовых профилей клиновья пара 7 при помощи болтового соединения 8 настраивается на требуемую толщину $h_{пр}$;

- после этого подают давление рабочей жидкости в плунжерные полости гидровставки 9, создавая тем самым при помощи плунжеров 10 количеством n требуемую упругую деформацию клиновья пары 7 и, как следствие, требуемую величину силы предварительного напряжения;

- по мере требуемого позиционирования подушек верхнего рабочего валка при помощи гидровставок 9 их фиксируют винтами механического нажимного механизма, после чего давление рабочей жидкости из рабочих полостей плунжеров 10 убирают и осуществляют непосредственно процесс горячей прокатки сортовых полосовых профилей.

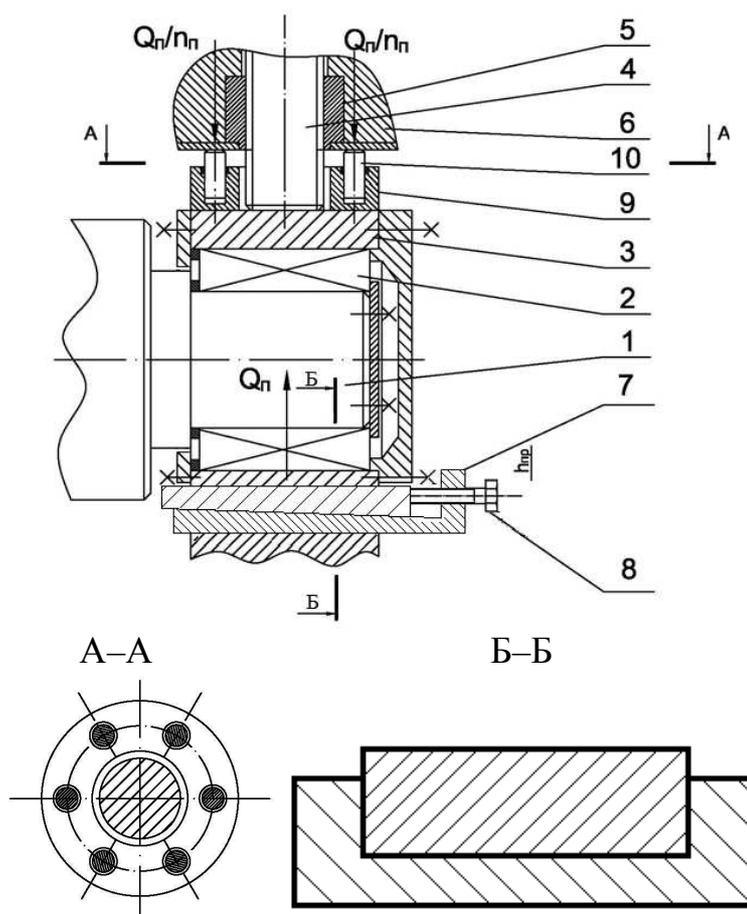


Рисунок 4.19 – Предлагаемая конструкция комбинированного гидромеханического нажимного механизма чистовых рабочих клеток мелкосортных станов

Здесь следует указать и на возможность более широкого использования рассмотренной (см. рис. 4.19) конструкции комбинированного гидромеханического нажимного механизма. В частности, если непосредственно в процессе горячей прокатки гидравлическая часть данного механизма в виде корпуса 9 с плунжерами 10 будет развивать суммарную силу, составляющую 80...90 % от силы прокатки, то сила, действующая на нажимные винты, будет соответствовать всего лишь 10...20 %. Отмеченное позволит даже маломощным электромеханическим нажимным механизмом чистовых рабочих клетей работать в системе автоматического регулирования толщины, обрабатывая, в частности, низкочастотные составляющие стохастического изменения исходной толщины и температуры прокатываемых сортовых полосовых профилей.

На основе результатов численной реализации разработанных математических моделей показана целесообразность увеличения диаметров рабочих валков чистовых рабочих клетей. Для мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог» предложена новая конструкция рабочих валков увеличенного с 270 до 325 мм диаметра что, как показали расчеты, позволит повысить несущую способность валкового узла по напряжениям в 1,6...1,8 раза при одновременном увеличении его модуля жесткости в 2...2,2 раза.

Уточнена классификация напряженных рабочих клетей сортовых прокатных станов и выполнена оценка влияния конструкций клетей такого типа на продольную разнотолщинность горячекатаных полосовых профилей.

Установлено, что с увеличением модуля жесткости прокатываемых полосовых профилей при их пластическом формоизменении наследственная составляющая возрастает, а биение валков снижается. Аналогичный эффект имеет место при уменьшении модуля жесткости клетки. Представлены численные оценки этих явлений.

Предложены технические решения по созданию новой предварительно напряженной рабочей клетки, позволяющей целенаправленно изменять ее модуль жесткости на 30...50 % по сравнению с традиционными конструктивными исполнениями.

Для действующих в Украине мелкосортных станов устаревшей конструкции предложена конструкция комбинированного гидромеханического нажимного механизма чистовых рабочих клетей, позволяющего разгрузить низкоскоростные и маломощные электромеханические нажимные механизмы, оставив за ними функции настройки клетей, а в ряде случаев и регулирования низкочастотной составляющей стохастического изменения исходной толщины и температуры прокатываемых сортовых полосовых профилей. Для предложенной конструкции комбинированного гидравлического нажимного механизма разработана технология создания предварительного напряжения клетки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Коновалов, Ю. В.** Справочник прокатчика. Справочное издание в 2-х книгах. Книга 1 : Производство горячекатаных листов и полос / Ю. В. Коновалов. – М. : Теплотехник, 2008. – 640 с.
2. Word Steel in Figures. Review. – Brussels : International Iron and Steel Institute, 2006.
3. Процесс прокатки / М. А. Зайков, В. П. Полухин, А. М. Зайков, Л. Н. Смирнов. – М. : МИСИС, 2004. – 640 с.
4. **Мазур, В. Л.** Теория и технология тонколистовой прокатки (Численный анализ и технические приложения) / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын. – Днепропетровск : РВА Дніпро-VAL, 2010. – 500 с.
5. **Минаев, А. А.** Совмещенные металлургические процессы : монография / А. А. Минаев. – Донецк : Технопарк ДонГТУ УНИТЕХ, 2008. – 552 с.
6. **Франценюк, И. В.** Современное металлургическое производство / И. В. Франценюк, Л. И. Франценюк. – М. : Металлургия, 1995. – 528 с.
7. Прокатные станы : справочник. В 3 т. Т. 2 : Средне-, мелкосортные и специальные станы / В. Г. Антилин [и др.]. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Металлургия, 1992. – 429 с.
8. Технология прокатного производства. В 2-кн. Кн. 2 : справочник / М. А. Беняковский [и др.]. – М. : Металлургия, 1991. – 423 с.
9. **Николаев, В. О.** Технологія виробництва сортового та листового прокату : підручник / В. О. Николаев, В. Л. Мазур. – Запоріжжя : ЗДІА, 2000. – 257 с.
10. Технология процессов прокатки и волочения. Листопрокатное производство / М. М. Сафьян, В. Л. Мазур, А. М. Сафьян, А. И. Молчанов. – К. : Вища школа, 1988. – 351 с.
11. **Илюкович, Б. М.** Прокатка и калибровка. В 6 т. Т. 1 : Основы теории калибровки. Калибровка блюмов и заготовки, кругов и шестигранников, квадратной стали, проволоки и арматуры : справочник / Б. М. Илюкович, Н. Е. Нехаев, С. Е. Меркурьев ; под. ред. Б. М. Илюковича. – Дніпропетровськ : РВА ДніпроВАЛ, 2002. – 506 с.
12. Прокатка и калибровка фасонных профилей : справочник / Б. М. Илюкович, И. П. Шулаев, В. Д. Есипов, С. Е. Меркурьев. – М. : Металлургия, 1989. – 312 с.
13. Бескалибровая прокатка сортовых профилей / Л. Е. Кандауров [и др.]. – Магнитогорск : Магнитогорский дом печати, 1998. – 128 с.
14. **Токарев, В. А.** Прокатка в валках без калибров / В. А. Токарев, А. Н. Марков // Черная металлургия : бюллетень. – 1983. – № 18. – С. 11–15.
15. **Кандауров, Л. Е.** Рациональные режимы бескалибровой прокатки / Л. Е. Кандауров, Б. А. Никифоров, А. К. Белан // Известия вузов. Черная металлургия. – 1996. – № 11. – С. 35–37.

16. **Владимиров, Ю. В.** Производство плющенной стальной ленты / Ю. В. Владимирова, П. П. Нижник, Ю. А. Пуртов. – М. : Металлургия, 1985. – 119 с.
17. **Кривошеков, В. Л.** Формоизменение и силовые параметры при прокатке плющенных лент / В. Л. Кривошеков // Сталь. – 2001. – № 5. – С. 47–50.
18. **Капланов, В. И.** Производство плющенных лент: состояние, проблемы, перспективы / В. И. Капланов, В. П. Чумаков, М. Г. Коренко // Metallургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – Вып. 2. – С. 108–110.
19. **Капланов, В. И.** Пути развития производства плющенной ленты / В. И. Капланов, В. П. Чумаков, М. Г. Коренко // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 1(20). – С. 205–208.
20. **Полухин, П. И.** Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник / П. И. Полухин, Г. Я. Гунн, А. М. Галкин. – М. : Металлургия, 1983. – 352 с.
21. **Зюзин, В. Н.** Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке / В. Н. Зюзин, М. Я. Бровман, А. Ф. Мельников. – М. : Металлургия, 1964. – 270 с.
22. **Третьяков, А. В.** Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. Н. Зюзин. – М. : Металлургия, 1973. – 224 с.
23. **Клименко, П. Л.** Упрочнение стали при горячей деформации : монография / П. Л. Клименко. – Днепропетровск : Пороги, 2009. – 103 с.
24. **Ефимов, В. Н.** Сопротивление деформации в процессах прокатки / В. Н. Ефимов, М. Я. Бровман. – М. : Металлургия, 1996. – 253 с.
25. **Андреюк, Л. В.** Определение давлений металла на валки при горячей прокатке сталей и сплавов широкого сортамента / Л. В. Андреюк // Теория прокатки : материалы всесоюзн. научн.-техн. конф. Теоретические проблемы прокатного производства. – М. : Металлургия, 1975. – С. 383–385.
26. **Андреюк, Л. В.** Аналитические зависимости сопротивления деформации металла от температуры и степени деформации / Л. В. Андреюк, Г. Г. Тюленев // Сталь. – 1972. – № 9. – С. 545–547.
27. **Коновалов, Ю. В.** Расчет параметров листовой прокатки : справочник / Ю. В. Коновалов, А. Д. Остапенко, В. Н. Пономарев. – М. : Металлургия, 1986. – 430 с.
28. **Федоринов, В. А.** Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полос : монография / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Э. П. Грибков. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 243 с.
29. **Целиков, А. И.** Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М. : Металлургия, 1980. – 320 с.

30. **Василев, Я. Д.** Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М. : Metallurgiya, 1995. – 368 с.
31. **Капланов, В. И.** Высокоскоростная холодная прокатка тонких полос / В. И. Капланов. – К. : Вища шк., 1993. – 254 с.
32. **Грудев, А. П.** Теория прокатки / А. П. Грудев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Интермет Инжиниринг, 2001. – 280 с.
33. **Василев, Я. Д.** Теорія поздовжньої прокатки : підручник / Я. Д. Василев, О. А. Мінаєв. – Донецьк : УНІТЕХ, 2009. – 488 с.
34. **Бровман, М. Я.** Применение теории пластичности в прокатке / М. Я. Бровман. – М. : Metallurgiya, 1991. – 265 с.
35. **Бровман, М. Я.** Энергосиловые параметры и усовершенствование технологии прокатки / М. Я. Бровман. – М. : Metallurgiya, 1995. – 256 с.
36. Прокатка толстых листов / П. И. Полухин [и др.]. – М. : Metallurgiya, 1984. – 288 с.
37. **Рябичева, Л. А.** К вопросу разупрочнения при горячей деформации / Л. А. Рябичева // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2002. – С. 173–177.
38. **Воробей, С. О.** Розвиток методів розрахунку технологічних параметрів гарячої прокатки високоякісних штаб на станах, які проектуються та реконструюються : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05 / Воробей Сергій Олександрович. – Дніпропетровськ, 2010. – 35 с.
39. **Полухин, В. П.** Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов / В. П. Полухин. – М. : Metallurgiya, 1972. – 512 с.
40. **Беленький, А. А.** Математическое моделирование и оптимизация процессов литья и прокатки цветных металлов / А. А. Беленький. – М. : Metallurgiya, 1983. – 160 с.
41. Алгоритмы расчетов основных параметров прокатных станов / В. П. Полухин [и др.]. – М. : Metallurgiya, 1975. – 232 с.
42. **Сатонин, А. В.** К расчету сопротивления деформации металлов и сплавов при их горячей прокатке / А. В. Сатонин // Известия вузов. Черная металлургия. – 1999. – № 4. – С. 74–75.
43. Определение интегральных показателей напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке / Л. Н. Соколов и [др.] // Metallurgiya и коксохимия. – 1987. – Вып. 94. – С. 7–10.
44. **Мазур, В. Л.** Рациональный метод расчета на ЭВМ параметров тонколистовой прокатки / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын, А. Н. Добронравов // Известия вузов. Черная металлургия. – 1977. – № 2. – С. 54–59.
45. **Сатонин, А. В.** Численное конечно-разностное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при реализации различных технологических схем обработки давлением /

А. В. Сатонин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2001. – С. 559–564.

46. **Сатонин, А. В.** Численная одномерная математическая модель процесса прокатки относительно тонких композиционных листов и полос, основанная на энергетическом подходе / А. В. Сатонин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 1998. – С. 36–41.

47. **Потапкин, В. Ф.** Метод полей линий скольжения в теории прокатки широких полос : монография / В. Ф. Потапкин. – Краматорск : ДГМА, 2005. – 316 с.

48. **Потапкин, В. Ф.** Особенности деформации металла при асимметричной прокатке тонких полос / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков // Известия АН СССР. Металлы. – 1987. – № 4. – С. 62–66.

49. **Сторожев, М. В.** Теория обработки металлов давлением : учебник для вузов / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.

50. **Колмогоров, В. Л.** Напряжение. Деформация. Разрушение / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1970. – 229 с.

51. **Колмогоров, В. Л.** Пластичность и разрушение / В. Л. Колмогоров, А. А. Богатов, Б. А. Мигачев. – М. : Металлургия, 1977. – 336 с.

52. **Выдрин, В. Н.** Исследование деформаций при прокатке вариационным методом / В. Н. Выдрин, М. Я. Бровман, Г. Х. Римен // Известия вузов. Черная металлургия. – 1966. – № 12. – С. 67–74.

53. **Колмогоров, В. Л.** Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1986. – 688 с.

54. **Кузьменко, В. И.** Решение на ЭВМ задач пластического деформирования / В. И. Кузьменко, В. Ф. Балакин. – К. : Техніка, 1990. – 136 с.

55. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением / В. Н. Данченко, А. А. Миленин, В. И. Кузьменко, В. А. Гриневич. – Днепропетровск : Системные технологии, 2005. – 448 с.

56. **Теллес, Д. К. Ф.** Применение методов граничных элементов для решения неупругих задач / Д. К. Ф. Теллес. – М. : Стройиздат, 1987. – 160 с.

57. **Миленин, А. А.** Современные методы моделирования пространственных процессов обработки металлов давлением / А. А. Миленин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2000. – № 8–9. – С. 22–26.

58. **Анил К. Дж.** Введение в искусственные нейронные сети / К. Дж. Анил, М. Жиангчанг, К. М. Моиуддин // Открытые системы. – 1997. – № 4. – С. 16–24.

59. **Миленин, А. А.** Анализ процессов прокатки специальных рессорных профилей с помощью метода конечных элементов / А. А. Миленин, Х. Дыя, Л. Н. Лесик // Nowe technologie i osiagniecia. – 2000. – Р. 243–248.

60. **Потапкин, В. Ф.** Напруги та деформації при плющенні / В. Ф. Потапкин, О. В. Сатонин, С. М. Шаркова // Новые конструкционные

стали и сплавы и методы их обработки для повышения надежности и долговечности изделий : сб. науч. тр. – Запорожье, 1998. – С. 278–279.

61. **Потапкин, В. Ф.** Одномерное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при реализации процесса плющения / В. Ф. Потапкин, С. Н. Шаркова // Наука, производство, предпринимательство – развитию металлургии : сб. науч. тр. – Донецк : ЛИК, 1998. – С. 141–145.

62. **Потапкин, В.Ф.** Расчет энергосиловых параметров и деформированного состояния металла при реализации процесса плющения заготовок с асимметричным профилем поперечного сечения / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, А. И. Дворжак // Металлургическая и горнорудная промышленность. – Днепропетровск : ОАО НИИ УКРМЕТАЛЛУРГИНФОРМ, НМетАУ, 2002. – № 8–9. – С. 199–204.

63. **Тарновский, И. Я.** Элементы теории прокатки сложных профилей / И. Я. Тарновский, А. Н. Скороходов, Б. М. Илюкович. – М. : Металлургия, 1972. – 352 с.

64. **Медведев, В. С.** Проектирование технологии и оборудования прокатных станов с использованием САПР ТП «Сортовая прокатка» / В. С. Медведев // Обработка материалов давлением : сб. научн. тр. – Краматорск : ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 242–247.

65. Повышение точности листового проката / И. М. Меерович, А. Н. Герцев, В. С. Горелик, Э. Я. Классен. – М. : Металлургия, 1969. – 264 с.

66. **Сатонин, А. В.** Прогнозирование основных показателей качества листового металлопроката и разработка рекомендаций по их повышению / А. В. Сатонин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2002. – С. 187–194.

67. **Коновалов, Ю. В.** Повышение точности прокатки листов и полос / Ю. В. Коновалов, Е. А. Руденко, П. С. Гринчук – К. : Техніка, 1987. – 144 с.

68. **Дубина, О. В.** Производство сверхтонких горячекатаных, в том числе и оцинкованных полос и листов с целью частичной замены холоднокатаного листа на внутреннем рынке Украины / О. В. Дубина, Ю. В. Коновалов // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – Том 5. – Пластична деформація металів. Дніпропетровськ : Системні технології. – 2005. – С. 78–86.

69. **Беняковский, М. А.** Автоматизированные широкополосные станы, управляемые ЭВМ / М. А. Беняковский [и др.]. – М. : Металлургия, 1984. – 240 с.

70. Прогнозирование показателей качества готового проката на основе методов статического моделирования / А. В. Сатонин, Л. М. Белкин, В. Н. Демин, С. В. Лучанинов // Разработки и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением. – Киев : УМК ВО, 1990. – С. 82–90.

71. **Сатонин, А. В.** Методики и программные средства по имитационному математическому моделированию рабочих нагрузок при реализа-

ции различных технологических схем листопрокатного производства / А. В. Сатонин // Защита металлургических машин от поломок : сб. науч. тр. – Мариуполь : ПГТУ, 1999. – № 4. – С. 54–59.

72. Технологические основы автоматизации листовых станов / Ю. В. Коновалов [и др.]. – К. : Техніка, 1981. – 128 с.

73. **Скороходов, А. Н.** Оптимизация прокатного производства / А. Н. Скороходов, П. И. Полухин, Б. М. Илюкович. – М. : Металлургия. – 1982. – 432 с.

74. Высокоэффективные технологические схемы и интеграция – основа повышения качества проката ответственного назначения / А. А. Минаев [и др.]. // Металл и литьё Украины. – 2002. – № 7–8. – С. 35–37.

75. **Воскобойников, В. Г.** Общая металлургия : учебник для вузов / В. Г. Воскобойников, В. А. Кудрин, А. М. Якушев. – М. : Металлургия, 1998. – 768 с.

76. **Чумаков, В. П.** К вопросу снижения расхода металла при прокатке на блюминге / В. П. Чумаков, М. Г. Коренко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – Вып. 2. – С. 39–42.

77. **Чумаков, В. П.** Исследование формоизменения торцов блюмов при прокатке на заготовочных станах / В. П. Чумаков, М. Г. Коренко, Н. В. Староста // Вестник Национального технического университета. – Харьков : ХПИ, 2009. – № 33 – С. 69–71.

78. **Цкитишвили, Э. О.** Освоение производства высококачественной продукции на самом новом в Украине среднесортно-мелкосортном стане 390 / Э.О. Цкитишвили, А. Н. Чудновец, В. Н. Бруханский и др. // Черная металлургия : бюл. : ОАО «Черметинформация», 2011. – № 7. – С. 56–65.

79. **Медведев, В. С.** Сортопрокатные станы / В. С. Медведев, Ю. Б. Крюков, В. В. Осипенко // Перспективы развития горно-металлургического комплекса : материалы междунар. научн.-практ. конф. – Краматорск : НКМЗ, 2004. – С. 52–56.

80. **Медведев, В. С.** Рациональные технологические схемы и состав оборудования малотоннажных станов для производства горячекатаных профилей широкого сортамента / В. С. Медведев // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2008. – № 1(10). – С. 323–328.

81. Металлургические мини-заводы : монография / А. Н. Смирнов, В. М. Сафонов, Л. В. Дорохова, А. Ю. Цупрун. – Донецк : Норд-Пресс, 2005. – 496 с.

82. Производство новых экономичных профилей на полунепрерывном стане 250 / В. С. Медведев [и др.]. // Сталь. – 1992. – № 4. – С. 30–36.

83. **Бочков, Н. Г.** Производство качественного металла на современных сортовых станах / Н. Г. Бочков. – М. : Металлургия, 1988. – 312 с.

84. **Штеффес, Б.** Обеспечение качества при производстве длинномерной продукции из специальных сталей / Б. Штеффес, Ф. Треппшу // Чёрные металлы. – 1999. – Октябрь. – С. 26–30.

85. **Шульгин, Г. М.** Теория и практика процесса многоручьевого прокатки-разделения / Г. М. Шульгин [и др.]. ; под научн. ред. Ю. В. Коновалова. – Севастополь : Вебер, 2003. – 622 с.

86. **Дукмасов, В. Г.** Состояние и развитие технологии и оборудования в мировой черной металлургии / В. Г. Дукмасов, Л. М. Агеев. – Челябинск : ЮУрГУ, 2002. – 187 с.

87. **Никитина, Л. А.** Состояние и перспективы развития производства проката в России и за рубежом / Л. А. Никитина // Производство проката, 2000. – № 11. – С. 2–10.

88. Теоретические и технологические основы высокоскоростной прокатки / А. А. Горбанев [и др.]. – Минск : Высшая школа, 2003. – 287 с.

89. Металловедение и термическая обработка стали : справочник. В 3 т. Т. 1 : Методы испытаний и исследований. – 1991. – 462 с. ; под. ред. Бернштейна М. Л., Рахштадта А. Г. – М. : Металлургия, 1991.

90. **Данько, В. М.** Температурный режим при непрерывной прокатке крупного сорта / В. М. Данько, А. В. Данько // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 167–172.

91. Машины и агрегаты металлургических заводов : учебник для вузов. В 3 т. Т. 3 : Машины и агрегаты для производства и отделки проката / А. И. Целиков [и др.]. – М. : Металлургия, 1988. – 680 с.

92. **Королев, А. А.** Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1987. – 480 с.

93. **Дукмасов, В. Г.** Производство точного проката / В. Г. Дукмасов, В. Н. Выдрин, О. И. Тищенко. – М. : Металлургия, 1990. – 168 с.

94. Управление качеством тонколистового проката / В. Л. Мазур, А. М. Сафьян, И. Ю. Приходько, А. И. Яценко. – К. : Техника, 1997. – 384 с.

95. **Поляков, Б. Н.** Повышение качества технологий, несущей способности конструкций, долговечности оборудования и эффективности автоматических систем прокатных станков : монография / Б. Н. Поляков. – Санкт-Петербург : Реноме, 2006. – 528 с.

96. Средства контроля и управления точностью сортового проката / В. М. Клименко [и др.]. – К. : Техніка, 1983. – 147 с.

97. Человеко-машинные системы автоматизации / В. И. Архангельский, И. Н. Богаенко, Г. Г. Грабовский, Н. А. Рюмшин. – Киев : НВК «КИА», 2000. – 296 с.

98. **Данько, В. М.** Механическое оборудование заводов / В. М. Данько // Алчевск : ДонГТУ, 2007. – 167 с.

99. Совершенствование методов расчета и проектирования винтовых пар нажимных механизмов рабочих клетей прокатных станков / Поталкин В.Ф., Королев В.И., Сатонин А.В., Левкин А.Н. ; НИПКТИ СКМЗ. – Краматорск, 1989. – 12с. – Библиогр. 3 назв. – Рус. – Деп. в ЦНИИТЭИ-ТЯЖМАШ 28.06.89, № 147тм89.

100. Автоматизированный расчет и проектирование узла станин рабочих клетей прокатно-отделочных агрегатов / Потапкин В.Ф., Сатонин А.В., Левкин А.Н., Самойлов В.А., Лучанинов С.В., Брахнов В.И.; Крамат. индустр. ин-т. – Краматорск, 1990. – 24с. – Библиогр. 9 назв. – Рус. – Деп. в УкрНИИТИ 10.09.90, № 1584-Ук90.

101. **Бейгул, О. А.** Особенности проектировочного расчета закрытой станины прокатного стана / О. А. Бейгул, А. Л. Лепетова, Н. Н. Корнийчук // *Металлургические процессы и оборудование : межд. науч.-техн. и производ. журнал.* – Донецк : ООО Технопарк ДонГТУ «УНИТЕХ», 2011. – № 1 (23). – С. 6–9.

102. **Ширяев, В. И.** Оптимальное соотношение между элементами станин прокатной клетки с точки зрения жесткости и прочности / В. И. Ширяев, С. С. Чепуркин // *Изв. вузов. Черная металлургия.* – 1967. – № 2. – С. 199–203.

103. **Комаров, А. Н.** Расчет шаровых шпинделей и муфт с шарнирами УШШ и УРШ / А. Н. Комаров // *Металлургия и коксохимия.* – К. : Техніка, 1983. – Вып. 80. – С. 71–74.

104. **Бобух, В. И.** Повышение эксплуатационной надежности роликовых шпинделей прокатных станов внедрением совершенствованных методов расчета / В. И. Бобух, Л. Н. Федоренко // *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении : тематич. сб. научн. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2004. – С. 626–632.

105. **Алиев, И. С.** Математическое моделирование напряжений, деформаций и степени использования запаса пластичности при горячей прокатке относительно тонких листов и полос / И. С. Алиев, И. В. Александров, А. В. Сатонин // *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. – Пластична деформація металів.* – Дніпропетровськ : Системні технології, 2005. – С. 53–57.

106. **Штаерман, И. Я.** Контактная задача теории упругости / И. Я. Штаерман. – М. – Л. : Гостеориздат, 1949. – 270 с.

107. **Сатонин, А. В.** Математическое моделирование геометрических и кинематических параметров очага деформации процесса прокатки относительно тонких листов и полос // *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні.* – Краматорськ : ДДМА, 2000. – С. 298–302.

108. **Лаптев, А. М.** Построение диаграммы для определения коэффициента трения в формуле Леванова по методу осадки кольца / А. М. Лаптев, Я. Ю. Ткаченко, В. И. Жабин // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 3(28). – С. 129–133.

109. **Писаренко, Г. С.** Справочник по сопротивлению материалов / Г. С. Писаренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев. – К. : Наукова думка, 1975. – 705 с.

110. **Огородников, В. А.** Оценка деформируемости металла при обработке давлением / В. А. Огородников. – К. : Вища школа, 1983. – 175с.

111. **Огородников, В. А.** Энергия. Деформации. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы) : монография / В. А. Огородников, В. Б. Киселев, И. О. Сивак // УНІВЕРСУМ. – Вінниця, 2005. – 204 с.

112. **Сатонин, А. В.** Численное математическое моделирование степени использования запаса пластичности при прокатке относительно тонких листов и полос / А. В. Сатонин // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ : Системні технології, 2002. – Т. 5. – С. 182–186.

113. **Адлер, Ю. П.** Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю. П. Адлер, Е. В. Маркова, Ю. В. Грановский. – М. : Наука, 1976. – 280 с.

114. **Новик, Ф. С.** Оптимизация процессов технологии металлов методами планируемого эксперимента / Ф. С. Новик, Е. Б. Арсов. – М. : Машиностроение. – София : Техника, 1980. – 165 с.

115. **Ковшов, В. Н.** Постановка инженерного эксперимента / В. Н. Ковшов. – Киев – Донецк : Вища школа, 1982. – 120 с.

116. **А. с. 1129796 СССР, МКИ В21В 13/00.** Устройство для пластической деформации металла / В. Ф. Потапкин, В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, В. П. Орел (СССР). – № 3658505 / 22-02 ; заявл. 02.11.1983.

117. Развитие методов и оборудования по экспериментальному исследованию различных технологических схем процессов прокатки / В. Ф. Потапкин, В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2005. – С. 45–50.

118. **Тарновский, И. Я.** Контактные напряжения при пластической деформации / И. Я. Тарновский, А. Н. Леванов, М. И. Поксеваткин. – М. : Металлургия, 1968. – 279 с.

119. **Чекмарев, А. П.** Методы исследования процессов прокатки / А. П. Чекмарев, С. А. Ольдзиевский. – М. : Металлургия, 1969. – 274 с.

120. Повышение качества полос из цветных металлов и сплавов / П. И. Полухин [и др.]. – Алма-Ата : Наука, 1982. – 328 с.

121. Реконструкция и исследование механического оборудования промышленно-лабораторного стана 55/260×200 / В. Ф. Потапкин [и др.]. // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ – Слов'янськ : ДДМА, 2000. – С. 5–10.

122. Совершенствование оборудования и технологических режимов работы реверсивных станов холодной прокатки / В. Ф. Потапкин [и др.]. // Металлург. Спецвыпуск. – 2004. – № 1. – С. 15–17.

123. **А. с. 1339947 СССР, МКИ В 21 В 13/14.** Рабочая клеть прокатного стана / В. Ф. Потапкин, В. Г. Пашков, А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков, В. В. Рубановский (СССР). – № 4031721 / 22-02 ; заявл. 28.02.1986.

124. **Гмурман, В. Е.** Теория вероятностей и математическая статистика : учеб. пособие для вузов / В. Е. Гмурман. – 8-е изд., стер. – М. : Высш. шк., 2002. – 479 с.

125. **Яблочкин, А. Л.** Общая теория статистики / А. Л. Яблочкин. – М. : Статистика, 1976. – 344 с.

126. **Орлов, А. И.** Прикладная статистика / А. И. Орлов. – М. : Экзамен, 2004. – 656 с.

127. **Р 50.1.037-2002** Прикладная статистика. Правила проверки согласия опытного распределения с теоретическим. Часть II. – Введ. 01.07.2002. – М. : Изд-во стандартов, 2002. – 64 с.

128. Статистический анализ данных, моделирование и исследование вероятностных закономерностей. Компьютерный подход / Б. Ю. Лемешко, С. Б. Лемешко, С. Н. Постовалов, Е. В. Чимитова. – Новосибирск : НГТУ, 2011. – 888 с.

129. Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке относительно тонких лент и полос / А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, С. С. Настоящая, В. Г. Переходченко // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 31–36.

130. Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке тонких полос / В. И. Капланов, А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, С. С. Настоящая // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2011. – Вып. 4. – С. 45–48.

131. **Калиткин, Н. Н.** Численные методы / Н. Н. Калиткин. – М. : Наука. – 1978. – 512 с.

132. **Бронштейн, И. Н.** Справочник по математике (для инженеров и учащихся вузов) / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – М. : Наука, 1981. – 720 с.

133. **Капланов, В. И.** Математическая модель поперечной деформации при горячей прокатке сортовых профилей / В. И. Капланов, В. П. Чумаков, М. Г. Коренко // Стратегия качества в промышленности и образовании : сб. VI Международной конференции, ТУ, Болгария, Варна, 2010 г. – Варна, 2010. – Т 1(2). – С. 175–177.

134. **Капланов, В. И.** Анализ математической модели поперечной деформации при горячей прокатке сортовых профилей / В. И. Капланов, В. П. Чумаков, М. Г. Коренко // Университетская наука. – 2010. – Мариуполь : ПГТУ, 2010. – С. 162–164.

135. **Сатонин, А. В.** Расчет напряжений и деформаций по кромкам прокатываемых лент и полос / А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, И. С. Сухорук // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2011. – Вып. 5/7. – С. 63–66.

136. Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния по боковым кромкам прокатываемых заготовок / А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, А. С. Чуруканов, К. Ю. Юрков // Теоретичні і прикладні задачі обробки металів тиском та автотехнічних

- експертиз : збірник тез доповідей міжнародної науково-технічної конференції. – Вінниця : ВНТ, 2011. – С. 114–116.
137. **Капланов, В. И.** Энергоэффективный процесс получения плющенных лент в условиях мелкосортных станов / В. И. Капланов, М. Г. Коренко, Н. В. Староста // Вестник Национального технического университета ХПИ, 2010. – № 42. – С. 28–32.
138. **Пат. 53391 UA, МПК B21B 1/02.** Спосіб виготовлення стрічки плющенням / В. І. Капланов, В. П. Чумаков, М. Г. Коренко, Н. В. Староста; заявитель и патентообладатель М. Г. Коренко. – № u 201002663 ; заявл. 10.03.2010 ; опубл. 11.10.2010; Бюл. № 19. – 2 с.
139. **Пат. 59136 UA, МПК B21B 1/02.** Калібр для виготовлення стрічки плющенням / В. І. Капланов, В.П. Чумаков, М. Г. Коренко; заявитель и патентообладатель М. Г. Коренко. – № u 2010 10795; заявл. 07.09.2010 ; опубл. 10.05.2011; Бюл. № 9. – 6 с.
140. **Манилык, Т. А.** Практическое применение программного комплекса ABAQUS в инженерных задачах / Т. А. Манилык, К. А. Ильин. – М. : МФТИ, Тесис, 2006. – 67 с.
141. **Белокуров, О. А.** Применение программы моделирования процессов ОМД QForm для обучения и исследовательской работы в университетах / О. А. Белокуров, Н. В. Биба, Ю. А. Гладков // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении : темат. сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2008. – С. 9–14.
142. N. Viba 3D Finite Element Simulation of Material Flow / N. Viba, S. Stiebunov. – Metallurgia, 2002, – No. 2. – V. 69pp. FT8-FT10.
143. Контактное трение в процессах ОМД / А. Н. Леванов [и др.]. – Москва, 1976.
144. Конечно-элементное математическое моделирование напряженнодеформированного состояния металла ленточных заготовок при их горячем плющении и прокатке в разгонных калибрах / В. И. Капланов, М. Г. Коренко, А. А. Иванов, А. С. Картавенко // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 57–62.
145. **Коренко, М. Г.** Математическое моделирование напряженнодеформированного состояния метала при горячей прокатке в разгонных калибрах / М. Г. Коренко // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2011. – Вып. 4. – С. 54–65.
146. **Капланов, В. И.** Некоторые технологические основы горячей прокатки ленточных заготовок повышенной точности / В. И. Капланов, М. Г. Коренко // Университетская наука. – 2011. – Мариуполь : ПГТУ, 2011. – С. 143–144.
147. **Капланов, В. И.** Численное математическое моделирование точности геометрических характеристик при горячей прокатке лент и полос / В. И. Капланов, М. Г. Коренко, С. С. Настоящая // Стратегия качества в промышленности и образовании : сб. VII Международной конференции, ТУ, Болгария, Варна, 2011 г. – Варна, 2011. –С. 110–113.

148. Экспериментальное исследование контактных напряжений при прокатке относительно тонких полос / А. В. Сатонин, С. С. Настоящая, В. Г. Переходченко, М. Г. Коренко // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 2 (27). – С. 139–143.

149. **Сатонин, А. В.** Экспериментальные исследования процессов горячей прокатки лент и полос / А. В. Сатонин, М. Г. Коренко, С. С. Настоящая // Вестник Национального технического университета. – Харьков : ХПИ, 2011. – № 47. – С. 40–46.

150. **Чумаков, В. П.** К вопросу снижения расхода металла при прокатке на блюминге / В. П. Чумаков, М. Г. Коренко, Н. В. Староста // Стратегия качества в промышленности и образовании : сб. V Международной конференции, ТУ, Болгария, Варна, 2009 г. – Варна, 2009. – С. 494–496.

151. **Пат. 50741 Україна, МПК В21В 45/04.** Пристрій для очистки сталевої прокатної заготовки від окалини / Рябота М. Г., Вітітньов Ю. І., Коренко М. Г.; заявитель и патентообладатель Рябота М. Г. – № и 2009-12591 ; заявл. 04.12.2009 ; опубл. 25.06.2010, Бюл. № 12. – 4 с.

152. **Пат. 38619 Україна, МПК В21В 1/00 В22D 7/00 ДДІВ** (Україна). Сортовий зливоч для прокатного стану / Чумаков В. П., Коренко М. Г. ; заявитель и патентообладатель Коренко М. Г. – № 200809193 ; заявл. 14.07.2008 ; опубл. 12.01.2009, Бюл. № 1. – 6 с.

153. **Пат. 43974 Україна, МПК В21В 1/02 ДДІВ** (Україна). Спосіб підготовки блюма до прокатки / Чумаков В. П., Коренко М. Г., Староста Н. В. ; заявитель и патентообладатель Коренко М. Г. – № 200903715 ; заявл. 16.04.2009 ; опубл. 10.09.2009, Бюл. №17. – 10 с.

154. **Алямовский, А. А.** SolidWorks/COSMOSWorks. Инженерный анализ методом конечных элементов / А. А. Алямовский. – М. : ДМК Пресс, 2004. – 432 с.

155. Развитие методов расчета механизмов предварительного напряжения рабочих клеток листовых и сортовых прокатных станов / А. В. Сатонин, М. В. Федоринов, З. А. Александрова, В. В. Смолякова // Захист металургійних машин від поломок : міжвуз. темат. зб. наук. пр. – Маріуполь, 2008. – Вип. № 10. – С. 95–98.

156. **Чекмарев, А. П.** Калибровка прокатных станов / А. П. Чекмарев, М. С. Мутъев, Р. А. Машковцев. – М. : Металлургия, 1971. – 512 с.

157. Справочник калибровщика / В. В. Гетманец, С. С. Тельга, А. Г. Кузьменко, В. Л. Романченко. – Кривой Рог : Минерал. – 1995. – 342 с.

Приложение А
Примерный расчет калибровки полосы 40×4 из заготовки «Квадрат»
80×80 мм в условиях МС 250-2 ПАО «АМКР»
Расчет черновой группы клетей ведем против хода прокатки

9 клеть

Площадь поперечного сечения подката для чистовой группы 314 мм².

Диаметр подката d₉ = 18,7 мм.

F₉ = 274,6 мм².

Коэффициент вытяжки в круглом калибре определяют по графику рис. 74 [156].

$$\mu = 1,23.$$

Уширение в калибре

$$\Delta b_9 = 3,7 \text{ мм.}$$

8 клеть (овал)

Площадь овала

$$F_8 = F_9 \mu_9 = 274,6 \times 1,23 = 337,8 \text{ мм}^2.$$

Высота овала

$$h_8 = d_9 - \Delta b_9 = 18,7 - 3,7 = 15 \text{ мм.}$$

Ширина овала при зазоре S₈ = 7 мм

$$b_8 = \frac{3F_8}{2h_8 + S_8} = \frac{3 \times 337,8}{2 \times 15 + 7} = 27 \text{ мм.}$$

Коэффициент вытяжки

$$\mu_8 = 1 + 1,25(\mu_9 - 1) = 1 + 1,25 \times (1,23 - 1) = 1,288.$$

7 клеть (ребровой овал)

Площадь ребрового овала

$$F_7 = F_8 \mu_8 = 337,8 \times 1,288 = 434,9 \text{ мм}^2.$$

Ширина ребрового овала

$$b_7 = \sqrt{1,06F_7} = \sqrt{1,06 \times 434,9} = 21,5 \text{ мм.}$$

Высота ребрового овала

$$h_7 = 1,25b_7 = 1,25 \cdot 21,5 = 26,8 \text{ мм.}$$

Заполнение овала 8 клетки

$$H_{cp} = 0,75b_7 = 0,75 \times 21,5 = 16,1 \text{ мм;}$$

$$R_{kcp} = \frac{400 - h_{cp}}{2} = \frac{400 - 12,33}{2} = 193,83 \text{ мм;}$$

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h_{cp} = 16,1 - 12,33 = 3,8 \text{ мм;}$$

$$\Delta b_8 = 0,45 \sqrt{R_{kcp} \Delta h_{cp}} \frac{\Delta h_{cp}}{H_{cp}} = 0,45 \times \sqrt{193,83 \times 3,8} \times \frac{3,8}{16,1} = 2,8 \text{ мм}$$

заполнение калибра

$$b_{m8} = h_7 + \Delta b_8 = 26,8 + 2,8 = 29,7 \text{ мм,}$$

т. е. калибр переполняется

Определим угол захвата в 7 клетки

Скорость готового проката

$$V_{15} = 9 \text{ м/с; } F_{15} = 160 \text{ мм}$$

$$V_7 = \frac{F_{15} V_{15}}{F_7} = \frac{160 \times 9}{434,9} = 3,3 \text{ м/с}$$

$$t = 1020^\circ \text{ C.}$$

По таблице 12 [157] определяют угол захвата

$$\alpha = 43 - 0,015t - 2,4V_7 = 43 - 0,015 \times 1020 - 2,4 \times 3,3 = 19,8^\circ,$$

по граф. 75, 76 [156] определяют возможный коэффициент вытяжки.

$$D = 250 \text{ мм; } \alpha = 19,8; \quad b_7 = 21,5 \text{ мм; } \mu = 1,22$$

$$D = 350 \text{ мм; } \mu = 1,35$$

$$D = 400 \text{ мм}$$

$$\mu_7 = 1,35 + \frac{1,35 - 1,22}{350 - 250} \times (400 - 350) = 1,42,$$

по граф. 77, 78 [156] определяем уширение

$D = 250$ мм; $\mu_7 = 1,42$; $b_7 = 21,5$ мм; $\Delta b = 4,2$ мм;

$D = 350$ мм; $\Delta b = 5,8$ мм;

$D = 400$ мм.

$$\Delta b_7 = 5,8 + \frac{5,8 - 4,2}{350 - 250} \times (400 - 350) = 6,6 \text{ мм.}$$

6 клеть (овал)

Площадь – $F_6 = F_7$; $\mu_7 = 434,9 \times 1,42 = 615 \text{ мм}^2$.

Высота овала – $h_6 = b_7 - \Delta b_7 = 21,5 - 6,6 = 14,9$ мм.

Ширина овала при $S_6 = 4,9$ мм.

$$b_6 = \frac{3F_6}{2h_6 + S_6} = \frac{3 \times 615}{2 \times 14,9 + 4,9} = 53 \text{ мм};$$

коэффициент вытяжки в овальном калибре

$$\mu_6 = 1 + 1,25(\mu_7 - 1) = 1 + 1,25 \times (1,42 - 1) = 1,52.$$

5 клеть (ребровой овал)

Площадь – $F_5 = F_6 \mu_6 = 615 \times 1,42 = 934,5 \text{ мм}^2$.

Ширина ребрового овала – $b_5 = \sqrt{1,06F_5} = \sqrt{1,06 \times 934,5} = 31,5$ мм.

Высота ребрового овала – $h_5 = 1,25b_5 = 1,25 \times 31,5 = 39,3$ мм.

проверим заполнение овала в 6 клетки

$$H_{cp} = 0,75b_5 = 0,75 \times 31,5 = 23,6 \text{ мм};$$

$$R_{kcp} = \frac{400 - h_{cp}}{2} = \frac{400 - 11,5}{2} = 194,23 \text{ мм};$$

$$h_{cp} = \frac{F_6}{b_6} = \frac{615}{53} = 11,5 \text{ мм};$$

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h_{cp} = 23,6 - 11,5 = 12,1 \text{ мм};$$

$$\Delta b_6 = 0,45 \sqrt{R_{kcp} \Delta h_{cp}} \frac{\Delta h_{cp}}{H_{cp}} = 0,45 \times \sqrt{194,23 \times 12,1} \times \frac{12,1}{23,6} = 11,1 \text{ мм}$$

заполнение калибра: $b_{m6} = h_5 + \Delta b_6 = 39,3 + 11,1 = 50,5$ мм, т. е. калибр не переполняется. Скорость прокатки определяется как

$$V_5 = \frac{F_{15} V_{15}}{F_5} = \frac{934,5 \times 9}{934,5} = 1,5 \text{ м/с},$$

$$t = 1150.$$

По формуле из табл. 12 [157] определим угол захвата

$$\alpha = 42 - 0,0165t - 1,2V_5 = 42 - 0,0165 \times 1050 - 1,2 \times 1,5 = 21,2^\circ.$$

Возможный коэффициент вытяжки определяем по граф. рис. 75; 76 [156].

$$D = 250 \text{ мм}; \alpha = 21,2; b_5 = 31,5 \text{ мм}; \mu = 1,23;$$

$$D = 350 \text{ мм}; \mu = 1,36;$$

$$D = 400 \text{ мм}$$

$$\mu_5 = 1,36 + \frac{1,36 - 1,23}{350 - 250} \times (400 - 350) = 1,43.$$

По граф. 77, 78 [156] определяем уширение

$$D = 250 \text{ мм}; \mu_5 = 1,43; b_5 = 31,5 \text{ мм}; \Delta b = 5,2 \text{ мм};$$

$$D = 350 \text{ мм}; \Delta b = 6,9 \text{ мм};$$

$$D = 400 \text{ мм}$$

$$\Delta b_5 = 6,9 + \frac{6,9 - 5,2}{350 - 250} \times (400 - 350) = 7,8 \text{ мм}.$$

4 клеть (шестигранник)

$$\text{Площадь шестигранника} - F_4 = F_5 \mu_5 = 934,5 \times 1,43 = 1332 \text{ мм}^2.$$

$$\text{Ширина шестигранника} - h_4 = b_5 - \Delta b_5 = 31,5 - 7,8 = 23,7 \text{ мм}.$$

$$\text{Ширина шестигранника при } S_4 = 5,9 \text{ мм}$$

$$b_4 = \frac{3F_4}{2h_4 + S_4} = \frac{3 \times 1332}{2 \times 23,7 + 7,7} = 72 \text{ мм}.$$

Коэффициент вытяжки в калибре

$$\mu_4 = 1 + 1,25(\mu_5 - 1) = 1 + 1,25 \times (1,43 - 1) = 1,531.$$

3 клеть (квадрат)

$$\text{Площадь квадрата} - F_3 = F_4 \mu_4 = 1332 \times 1,531 = 2039 \text{ мм}^2.$$

$$\text{Сторона квадрата} - c_3 = \sqrt{1,03F_3} = \sqrt{1,03 \times 2039} = 45,8 \text{ мм}.$$

Проверим заполнение овала 4 клетки

$$\Delta h_{cp} = c_3 - \frac{F_4}{b_4} = 45,8 - \frac{1332}{72} = 27,4 \text{ мм};$$

$$\Delta h_{cp} = c_3 - \frac{F_4}{b_4} = 45,8 - \frac{1332}{72} = 27,4 \text{ мм};$$

$$R_{kcp} = \frac{400 - \frac{F_4}{b_4}}{2} = \frac{400 - \frac{1332}{72}}{2} = 190,8 \text{ мм};$$

$$\Delta b_4 = 0,45 \sqrt{R_{kcp} \Delta h_{cp}} \frac{\Delta h_{cp}}{c_3} = 0,45 \times \sqrt{190,8 \times 27,4} \times \frac{27,4}{45,8} = 19,5 \text{ мм}$$

заполнение калибра

$$b_{m4} = c_3 + \Delta b_4 = 45,8 + 19,5 = 65,3 \text{ мм}$$

калибр не переполняется.

заготовка поступает в 1 клеть в горячем виде, имеет размеры:

$$h_0 b_0 = 1,013 \times 80 = 81 \text{ мм},$$

$$h_0 = b_0; F_0 = 6400 \text{ мм}^2;$$

Распределим обжатие в 1 клети

$$\Delta h_1 = 23 \text{ мм}$$

Высота раската

$$h_1 = h_0 - \Delta h_1 = 81 - 23 = 58 \text{ мм}.$$

Уширение рассчитаем по формуле Чекмарева А. П.

$$S_1 = 18 \text{ мм}; b_{cp} = b_0$$

$$R = \frac{400 - h_1 + S_1}{2} = \frac{400 - 58 + 18}{2} = 180 \text{ мм}.$$

Угол захвата

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_1}{2R}\right) = \arccos\left(1 - \frac{23}{2 \times 180}\right) = 0,359;$$

$$R\alpha = 180 \times 0,359 = 64,7 < b_{cp}; \quad n = 2; \quad k_0 = 0,8;$$

$$\Delta b_1 = \frac{2b_{cp}\Delta h_1 k_0}{(h_0 + h_1) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{cp}}{R\alpha} \right)^n \right]} = \frac{2 \times 81 \times 23 \times 0,8}{(81 + 58) \times \left[1 + (1 + 0,359) \times \left(\frac{81}{180 \times 0,359} \right)^2 \right]} = 6,8 \text{ мм.}$$

Ширина раската

$$b_1 = b_0 + \Delta b_1 = 81 + 6,8 = 87,9 \text{ мм.}$$

Обжатие во 2 клетки – $\Delta h_2 = 20,7$ мм.

Высота раската – $h_2 = h_1 - \Delta h_2 = 58 - 20,7 = 37,3$ мм.

Уширение рассчитаем по формуле Чекмарева А.П.

$$S_1 = 7,3 \text{ мм}$$

радиус по дну калибра

$$R = \frac{400 - h_2 + S_2}{2} = \frac{400 - 37,3 + 7,3}{2} = 184,98 \text{ мм};$$

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h_2}{2R} \right) = \arccos \left(1 - \frac{20,7}{2 \times 184,98} \right) = 0,336;$$

$$R\alpha = 184,98 \times 0,336 = 62,2 < b_{cp}; n = 2;$$

$$\Delta b_1 = \frac{2b_1\Delta h_2 k_0}{(h_2 + h_1) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{cp}}{R\alpha} \right)^n \right]} = \frac{2 \times 87,9 \times 20,7 \times 0,9}{(37,3 + 58) \times \left[1 + (1 + 0,336) \times \left(\frac{81}{184,98 \times 0,336} \right)^2 \right]} = 9,4 \text{ мм.}$$

Ширина раската

$$b_2 = b_1 + \Delta b_2 = 87,9 + 9,4 = 97 \text{ мм.}$$

раскат после второй клетки кантуется на 90 градусов.

Расчет калибров для построения

1-я клеть

Размеры полосы: $H = 81$ мм; $B = 81$ мм; $h_1 = 58$ мм; $b_1 = 87,9$ мм.

Ширина дна калибра равна или несколько меньше, чем ширина задаваемого раската:

$$B_k = 0,99B = 0,99 \times 81 = 80,19 \text{ мм.}$$

Принимаем $b_k = 80$ мм. Зазор $S_1 = 18$ мм. Глубина ручья

$$h_p = \frac{h_1 - S_1}{2} = \frac{58 - 18}{2} = 20 \text{ мм};$$

$$\Delta b_1 = 6,8 \text{ мм}.$$

Ширина по разъему

$$B_k = B + 1,7 \cdot \Delta b_1 = 81 + 1,7 \cdot 6,8 = 93 \text{ мм}.$$

Величина выпуска

$$\delta = \left(\frac{B_k - b_k}{2h_p} \right) 100 = \left(\frac{93 - 80,19}{2 \times 20} \right) \times 100 = 31,6 \%;$$

$$\psi = \arctg(0,01\delta) = \arctg(0,01 \times 31,6) = 0,306 \text{ рад}$$

или

$$\psi \frac{180}{\pi} = 0,306 \times \frac{180}{3,14} = 17,51$$

Радиус по дну и у буртов

$$R_1 = 0,15; b_k = 0,15 \times 80 = 12 \text{ мм}; R_2 = 0,1b_k = 0,1 \times 80 = 8 \text{ мм}$$

Расчет площади калибра и полосы

$$F_{kl} = [S_1 B_k + (B_k + b_k) h_p] - R_1^2 \left[\operatorname{tg} \left[0,5 \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) \right] - 0,5 \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) \right] 4 =$$

$$= [18 \times 93 + (93 + 80) \times 20] - 12^2 \times \left[\operatorname{tg} \left[0,5 \times \left(\frac{3,14}{2} - 0,306 \right) \right] - 0,5 \times \left(\frac{3,14}{2} - 0,306 \right) \right] \times 4 =$$

$$= 5066 \text{ мм}^2$$

Величина лыски боковой поверхности раската

$$h'_p = \frac{b_1 - b_k}{2} \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) = \frac{87,9 - 80}{2} \times \operatorname{tg} \times \left(\frac{3,14}{2} - 0,306 \right) = 12,49 \text{ мм}$$

$$s' = h_1 - 2h'_p = 58 - 2 \times 12,49 = 33,055 \text{ мм}$$

$$F_{m1} = [s'b_1 + (b_1 + b_k)h'_p] - R_1^2 \left[\operatorname{tg} \left[0,5 \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) \right] - 0,5 \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right) \right] 4 =$$

$$= [33055 \times 87,9 + (87,9 + 80) \times 12,49] - 12^2 \times \left[\operatorname{tg} \left[0,5 \times \left(\frac{3,14}{2} - 0,306 \right) \right] - 0,5 \times \left(\frac{3,14}{2} - 0,306 \right) \right] \times 4 =$$

$$= 4944 \text{ мм}^2.$$

Расчет для 2 клетки аналогичен.

3-я клетка

Сторона квадрата $c_3 = 45,8$ мм.

Высота по точкам скелета

$$H = \sqrt{2c_3} = \sqrt{2 \times 45,8} = 65 \text{ мм.}$$

Ширина по точкам скелета

$$B = HB = 65 \text{ мм.}$$

Радиус у вершины калибра

$$r_1 = 0,15c_3 = 0,15 \times 45,8 = 7 \text{ мм.}$$

Радиус у бурта калибра

$$r_2 = r_1 \text{ мм.}$$

Высота калибра

$$h = H - 0,83r_1 = 65 - 0,83 \times 7 = 59,1 \text{ мм.}$$

Зазор $S_3 = 9,1$ мм. Глубина ручья

$$h_p = \frac{h_3 - S_3}{2} = \frac{59,1 - 9,1}{2} = 25 \text{ мм.}$$

Ширина калибра

$$b = B - S_3 = 65 - 9,1 = 56 \text{ мм.}$$

Площадь калибра

$$F_3 = \left[S_3 b + (H - S_3) \frac{b}{2} \right] - 2 \times 0,2146 r_1 = \left[9,1 \times 56 + (65 - 9,1) \times \frac{56}{2} \right] - 2 \times 0,2146 \times 7 =$$

$$= 2056 \text{ мм}^2.$$

4-я клеть

Размеры полосы: $h_4 = 23,7$ мм; $b_4 = 72$ мм; Зазор $S_4 = 7,7$ мм.

Ширина полосы по заполнению $b_{m4} = 65,3$ мм.

Глубина ручья

$$h_p = \frac{h_4 - S_4}{2} = \frac{23,7 - 7,7}{2} = 8 \text{ мм.}$$

Радиус по дну и у буртов

$$R_1 = \frac{b_4^2 + (2h_p)^2}{8h_p} = \frac{72^2 + (2 \times 8)^2}{8 \times 8} = 85,9 \text{ мм;}$$

$$R_2 = 0,25h_4 = 0,25 \times 23,7 = 6 \text{ мм.}$$

Расчет площади калибра

$$\begin{aligned} F_{k4} &= S_4 b_4 + R^2 \left(2 \arcsin \left(\frac{b_4}{2R} \right) - \sin \left(2 \arcsin \left(\frac{b_4}{2R} \right) \right) \right) = \\ &= 7,7 \times 72 + 85,9^2 \times \left(2 \times \arcsin \left(\frac{72}{2 \times 85,9} \right) - \sin \left(2 \times \arcsin \left(\frac{72}{2 \times 85,9} \right) \right) \right) = 1339 \text{ мм}^2. \end{aligned}$$

Площадь полосы по заполнению

Боковая лыска:

$$\begin{aligned} s' &= S_4 + 2 \left[\sqrt{R^2 - \left(\frac{b_{m4}}{2} \right)^2} - \sqrt{R^2 - \left(\frac{b_4}{2} \right)^2} \right] = \\ &= 7,7 + 2 \times \left[\sqrt{85,9^2 - \left(\frac{65,3}{2} \right)^2} - \sqrt{85,9^2 - \left(\frac{72}{2} \right)^2} \right] = 10,81 \text{ мм;} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_{m4} &= s' b_{m4} + R^2 \left(2 \arcsin \left(\frac{b_{m4}}{2R} \right) - \sin \left(2 \arcsin \left(\frac{b_{m4}}{2R} \right) \right) \right) = \\ &= 10,81 \times 65,3 + 85,9^2 \times \left(2 \times \arcsin \left(\frac{65,3}{2 \times 85,9} \right) - \sin \left(2 \times \arcsin \left(\frac{65,3}{2 \times 85,9} \right) \right) \right) = 1273 \text{ мм}^2. \end{aligned}$$

5-я клеть

Размеры калибра: $h_5 = 39,3$ мм; $b_5 = 31,5$ мм; $S_5 = 7,3$ мм.

Глубина ручья

$$h_p = \frac{h_5 - S_5}{2} = \frac{39,3 - 7,3}{2} = 16 \text{ мм.}$$

Угол выпуска $\alpha' = 30$

$$\alpha = \alpha' \frac{\pi}{180} = 30 \times \frac{3,14}{180} = 0,524 \text{ рад.}$$

Радиус овала

$$R = \frac{b_4^2 + h_5^2}{4b_5} = \frac{3,15^2 + 39,3^2}{4 \times 31,5} = 20,2 \text{ мм.}$$

Радиус овала у бурта

$$r = 0,15b_5 = 0,15 \times 31,5 = 5 \text{ мм.}$$

Площадь калибра и полосы

$$\begin{aligned} F_{k5} &= R^2 \left(2 \arcsin\left(\frac{h_5}{2R}\right) - \sin\left(2 \arcsin\left(\frac{h_5}{2R}\right)\right) \right) = \\ &= 20,2^2 \times \left(2 \times \arcsin\left(\frac{39,3}{2 \times 20,2}\right) - \sin\left(2 \times \arcsin\left(\frac{39,3}{2 \times 20,2}\right)\right) \right) = 923 \text{ мм}^2. \end{aligned}$$

Ширина калибра

$$B_{k5} = 2 \left[\left(\frac{R}{\cos(\alpha)} + \frac{b_5}{2} \right) - R - \frac{S_5}{2} \operatorname{tg}(\alpha) \right] = 2 \times \left[\left(\frac{20,2}{\cos(0,524)} + \frac{31,5}{2} \right) - 20,2 - \frac{7,3}{2} \operatorname{tg}(0,524) \right] = 33 \text{ мм.}$$

Расчет для 6÷7 клеток аналогичен.

9-я клетка

Размеры калибра: $d_9 = 18,7$ мм; $S_9 = 3,7$ мм.

Глубина ручья

$$h_p = \frac{d_9 - S_9}{2} = \frac{18,7 - 3,7}{2} = 8 \text{ мм.}$$

Угол выпуска

$$\alpha' = 30 \quad \alpha = \alpha' \frac{\pi}{180} = 30 \times \frac{3,14}{180} = 0,524.$$

Ширина калибра

$$B_{k9} = \frac{d_9}{\cos(\alpha)} - S_9 \operatorname{tg}(\alpha) = \frac{18,7}{\cos(0,524)} - 3,7 \times \operatorname{tg}(0,524) = 19,5 \text{ мм.}$$

Расчет калибровки валков чистовой группы валков ведем по ходу рокатки.

11-я клеть

Приведем размеры круга к размерам равновеликой по площади полосе

$$h_{п9} = \frac{F_9}{D_9} = \frac{275}{18,7} = 14,7 \text{ мм.}$$

Высота гребня $h_{г11} = 5$ мм

Высота в 11 клетки

$$h_{\max 11} = 15 \text{ мм; } h_{\min 11} = h_{\max 11} - 2 \cdot h_{г11} = 15 - 10 = 5 \text{ мм}$$

Принимаем среднюю высоту в клетки 11 равной

$$h_{c11} = \frac{h_{\min 11} + h_{\max 11}}{2} = \frac{5 + 15}{2} = 10 \text{ мм.}$$

Обжатие

$$\Delta h_{11} = h_{п9} - h_{c11} = 14,7 - 10 = 4,7 \text{ мм.}$$

Угол захвата

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_{11}}{D}\right) = \arccos\left(1 - \frac{4,7}{290}\right) = 0,18 \text{ рад, } \alpha \frac{180}{\pi} = 0,18 \times \frac{180}{3,14} = 10,3.$$

Уширение рассчитаем

$$R = 0,5(D - h_{c11}) = 0,5 \times (290 - 10) = 140 \text{ мм; } k_0 = 1$$

$$\Delta b_{11} = \frac{2D_9 \Delta h_{11} k_0}{(h_{п9} + h_{c11}) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{D_9}{R\alpha} \right)^n \right]} = \frac{2 \times 18,7 \times 4,7 \times 1}{(14,7 + 10) \left[1 + (1 + 0,18) \times \left(\frac{18,7}{140 \times 0,18} \right)^2 \right]} = 4,3 \text{ мм.}$$

Ширина

$$b_{11} = D_9 + \Delta b_{11} = 18,7 + 4,3 = 23 \text{ мм.}$$

Высота стрелы

$$c' = \frac{D_9 - h_{\max 11}}{2} = \frac{18,7 - 15}{2} = 1,85 \text{ мм.}$$

Ширина гребня у основания

$$B_{r11} = 2\sqrt{c'(D_9 - c')} = 2\sqrt{1,85 \times (18,7 - 1,85)} = 11,17 \text{ мм.}$$

Принимаем $B_{r11} = 11,2$ мм.

Высота выпуклости боковой грани раската $h_B = 2,5$ мм.

Радиус гребня

$$r = \frac{B_{r11}^2 + 4h_{r11}^2}{8h_{r11}} = \frac{11,2^2 + 4 \times 5^2}{8 \times 5} = 5,64 \text{ мм;}$$

$$C = r - h_{r11} = 5,64 - 5 = 0,64 \text{ мм;}$$

$$\alpha = 180 - 2 \arctg\left(\frac{2C}{B_{r11}}\right) \frac{180}{\pi} = 180 - 2 \times \arctg\left(\frac{2 \times 0,64}{11,2}\right) \times \frac{180}{3,14} = 167.$$

Площадь раската

$$\begin{aligned} F_{11} &= h_{\max 11} b_{11} - 2 \frac{r^2}{2} \left(\frac{\pi \alpha}{180} - \sin\left(\alpha \frac{\pi}{180}\right) \right) - \frac{2}{3} h_B h_{\max 11} = \\ &= 15 \times 23 - 2 \times \frac{5,64^2}{2} \times \left(\frac{3,14 \times 167}{180} - \sin\left(167 \times \frac{3,14}{180}\right) \right) - \frac{2}{3} \times 2,5 \times 15 = 235 \text{ мм}^2. \end{aligned}$$

13-я клеть

Высота гребня $h_{r13} = 3$ мм.

Высота в 13 клетки

$$h_{\max 13} = 10 \text{ мм; } h_{\min 13} = h_{\max 13} - 2 \cdot h_{r13} = 10 - 6 = 4 \text{ мм.}$$

Принимаем среднюю высоту в клетки 11 равной

$$h_{c13} = \frac{h_{\max 13}}{2} = \frac{10}{2} = 5 \text{ мм.}$$

Обжатие

$$\Delta h_{13} = h_{c11} - h_{c13} = 10 - 5 = 5 \text{ мм.}$$

Угол захвата

$$\alpha = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_{13}}{D}\right) = \arccos\left(1 - \frac{5}{290}\right) = 0,186 \text{ рад;}$$

$$\alpha \frac{180}{\pi} = 0,186 \times \frac{180}{3,14} = 10,7.$$

Уширение рассчитаем

$$R = 0,5(D - h_{c13}) = 0,5 \times (290 - 5) = 142,5 \text{ мм; } k_0 = 1;$$

$$\Delta b_{13} = \frac{2b_{11}\Delta h_{13}k_0}{(h_{c11} + h_{c13}) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{11}}{R\alpha} \right)^n \right]} = \frac{2 \times 23 \times 5 \times 1}{(10 + 5) \left[1 + (1 + 0,186) \times \left(\frac{23}{142,5 \times 0,186} \right)^2 \right]} =$$

$$= 8,1 \text{ мм.}$$

Ширина

$$b_{13} = b_{11} + \Delta b_{13} = 23 + 8,1 = 31,1 \text{ мм.}$$

Высота выпуклости боковой грани раската $h_b = 2 \text{ мм.}$

Ширина гребня у основания

$$B_{r13} = 1,5B_{r11} = 1,5 \times 11,2 = 16,8 \text{ мм.}$$

Принимаем $B_{r13} = 17 \text{ мм.}$

Радиус гребня

$$r = \frac{B_{r13}^2 + 4h_{r13}^2}{8h_{r13}} = \frac{17 + 4 \times 3}{8 \times 3} = 13,5 \text{ мм;}$$

$$C = r - h_{r13} = 13,5 - 3 = 10,5 \text{ мм;}$$

$$\alpha = 180 - 2 \arctg\left(\frac{2C}{B_{r13}}\right) \frac{180}{\pi} = 180 - 2 \times \arctg\left(\frac{2 \times 10,5}{17}\right) \times \frac{180}{3,14} = 77,76.$$

Площадь раската

$$F_{13} = h_{\max 13} b_{13} - 2 \frac{r^2}{2} \left(\frac{\pi \alpha}{180} - \sin \left(\alpha \frac{\pi}{180} \right) \right) - \frac{2}{3} h_b h_{\max 13} =$$

$$= 10 \times 31,1 - 2 \times \frac{13,5^2}{2} \times \left(\frac{3,14 \times 77,76}{180} - \sin \left(77,76 \times \frac{3,14}{180} \right) \right) - \frac{2}{3} \times 2 \times 10 = 228 \text{ мм}^2.$$

15-я клеть

Высота раската $h_{15} = 4$ мм.

Обжатие

$$\Delta h_{15} = h_{\max 13} - h_{15} = 10 - 4 = 6 \text{ мм.}$$

Угол захвата

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h_{15}}{D} \right) = \arccos \left(1 - \frac{6}{290} \right) = 0,204 \text{ рад.}$$

Уширение рассчитаем

$$R = 0,5D = 0,5 \times 290 = 145 \text{ мм; } k_0 = 1$$

$$\Delta b_{15} = \frac{b_{13} \Delta h_{15} k_0}{(h_{15} + h_{c13}) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{b_{13}}{R\alpha} \right)^n \right]} = \frac{31,1 \times 6 \times 1}{(4 + 5) \left[1 + (1 + 0,204) \times \left(\frac{31,1}{145 \times 0,204} \right)^2 \right]} = 8,9 \text{ мм.}$$

Ширина

$$b_{15} = b_{13} + \Delta b_{15} = 31,1 + 8,9 = 40 \text{ мм.}$$

Площадь раската

$$F_{15} = h_{15} b_{15} = 4 \times 40 = 160 \text{ мм.}$$

Результаты калибровки валков и режимов прокатки полосовой заготовки сечением 4×40 мм сведены в табл. А.1, а схема прокатки сортового полосового профиля 40×4 мм в условиях мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог» представлена на рис. А.1. В табл. А.2 и на рис. А.2 предложены принципиально новые технологические схемы по совмещению процесса плющения и прокатки в разгонных калибрах для получения проката по ГОСТ 103-2006 и ГОСТ 7419-90 сортового полосового профиля 120×12 мм в условиях мелкосортного стана 250-2 ПАО «Арселор Миттал Кривой Рог».

Поскольку требования к качеству прокатной продукции постоянно повышаются, а переход на рыночные отношения диктует необходимость высокой конкурентоспособности предприятий, необходимо создание новых и совершенствования действующих технологий и оборудования. Традиционные сортовые полосовые станы с длиной бочки валков 300...400 мм практически выведены из эксплуатации из-за низкой производительности и больших удельных материальных затрат, а производство сортовых полосовых профилей на мелко- и среднесортных станах незначительно. Хотя преимуществами такого способа являются глубокая всесторонняя проработка металла, получение точной по размерам катаной кромки, не имеющей дефектов сталеплавильного производства, вскрывающихся при продольной резке полос, а также возможность прокатки узких полос, толщиной более 25 мм.

Предложенные практические рекомендации по совершенствованию технологических режимов производства горячекатаных сортовых полосовых профилей, основанных на совмещении процессов прокатки в разгонных калибрах и плющения получаемых заготовок, дадут возможность применения заготовки как квадратного, так и круглого поперечного сечения. На базе этих технических решений появится возможность повысить точность прокатки сортовых полосовых профилей, расширить сортамент мелкосортных станов при обязательном выполнении условий ресурсосбережения.

Таблица А.1 – Калибровка валков и режимы прокатки сортового полосового профиля сечением 4×40 мм

N клетки	Форма калибра	Размеры калибров			Размеры полосы				Коэф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Передаточное отношение	Число оборотов двигателя	Скорость прокатки	Длина раската	Константа калибровки $K = F_{15} \cdot D_k \cdot n_b$	
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Сторона квадрата или круга	Площадь сечения					Номинальный	Катающий					27 515 923,57	
		мм	мм	мм	мм	мм		мм	мм	мм	мм	мм	мм	мм	об/мин	м/с	м	Суммарная вытяжка		
																			40,00	
1		93	20	18,0	58	87,9		4944	1,29	23,0	6,9	20,5	400	361,8	27	415	0,29	14,7	Средняя вытяжка	1,33
2		102	15	7,3	37,3	97,2		3481	1,42	20,7	9,3	19,2	400	371,5	21,5	457	0,41	20,9	Масса исходной заготов., кг	550
3		56	25	9,1	59,1	55	45,8	2056	1,69	38,1	17,7	26,2	400	371,7	15,5	558	0,70	35,4		
4		72	8	7,7	23,7	65,3		1273	1,62	22,1	19,5	19,4	400	388,2	11	612	1,13	57,2	Время прокатки	
5		33	16	7,3	39,3	31,5		923	1,38	26,0	7,8	21,4	400	378,0	7,5	591	1,56	78,9	Машинное, с	50,6
6		53	5	4,9	14,9	50,5		602	1,53	16,6	11,2	16,7	400	393,0	6	698	2,39	121,0	Пауз, с	1,6
7		22	10,5	5,8	26,8	21,5		430	1,40	23,7	6,6	20,2	400	385,8	4,5	746	3,35	169,4	Темп прокатки, с	52,2
																			Теоретически возможная	
8		30	4	7,0	15	29,7		370	1,16	6,5	2,9	10,8	370	364,5	5	1020	3,89	196,9	часовая производительность	
9		19,5	8	2,7	18,7	18,7	18,7	274,6	1,35	11,0	3,7	14,9	340	328,0	2,2	672	5,24	265,3	Максимальная по всаду	
10													370		3,33				шт/ч	т/ч
11					15\5	23		235	1,17	4,7	4,3	10,3	340		1,75		6,13	310,0	138,0	75,9
12													370		2,3				средняя по всаду при Kз=0,9	
13					10\4	31,1		228	1,03	5,0	8,1	10,7	290		1		6,32	319,5	124,16	68,29
14													370		1,6				средняя по годному при Kр=1,035	
15					4	40		160	1,43	6,0	8,9	11,7	290	290	0,77	457	9	455,3	66,0	т/ч

Таблица А.2 – Калибровка валков и режимы прокатки сортового полосового профиля сечением 12×120 мм

N клетки	Форма калибра	Размеры калибров			Размеры полосы				Козф. вытяжки	Обжатие	Уширение	Угол захвата	Диаметр валков		Передаточное отношение	Число оборотов двигателя	Скорость прокатки	Длина раската	Константа калибровки $K = F_{15} \cdot D_k \cdot n_b$		
		Ширина	Глубина вреза	Зазор	Высота	Ширина	Стр. кв или Ф круга	Площадь сечения					Номинальный	Катающий					137 675 159		
		мм	мм	мм	мм	мм		мм		мм	мм			мм		об/мин	м/с	м	Суммарная вытяжка		
	Исходная	заготовка			81	81		6400												4,44	
1													400		27					Средняя вытяжка	1,12
2													400		21,5					Масса исходной заготов.,кг	550
3													400		15,5						
4		87	22	21,0	65	85,1		5367	1,19	16,0	4,1	17,2	400	357,9	11	788	1,34	13,6	Время прокатки		
5		89	21	10,2	52,2	88,7		3641	1,47	12,8	3,6	15,1	400	369,2	7,5	768	1,98	20,0	Машинное, с	10,1	
6													400		6					Пауз, с	10
7		38	18	24,0	60	60	ф60	2827	1,29	28,7	7,8	22,5	400	376,9	4,5	581	2,55	25,8	Темп прокатки, с	20,1	
8													370		5				Теоретически возможная часовая производительность		
9													340		2,2				Максимальная по всаду		
10													370		3,33				шт/ч	т/ч	
11					38\12	85,7		2328	1,21	22,1	25,7	20,8	340		1,75		3,09	31,3	358,0	196,9	
12													370		2,3				средняя по всаду при Kз=0,9		
13					22\12	108,2		1890	1,23	14,0	22,5	17,9	290		1		3,81	38,5	322,22	177,22	
14													370		1,6				средняя по годному при Kр=1,035		
15					12	120,1		1441	1,31	10,0	11,9	15,1	290	290	0,77	254	5	50,6	171,2	т/ч	

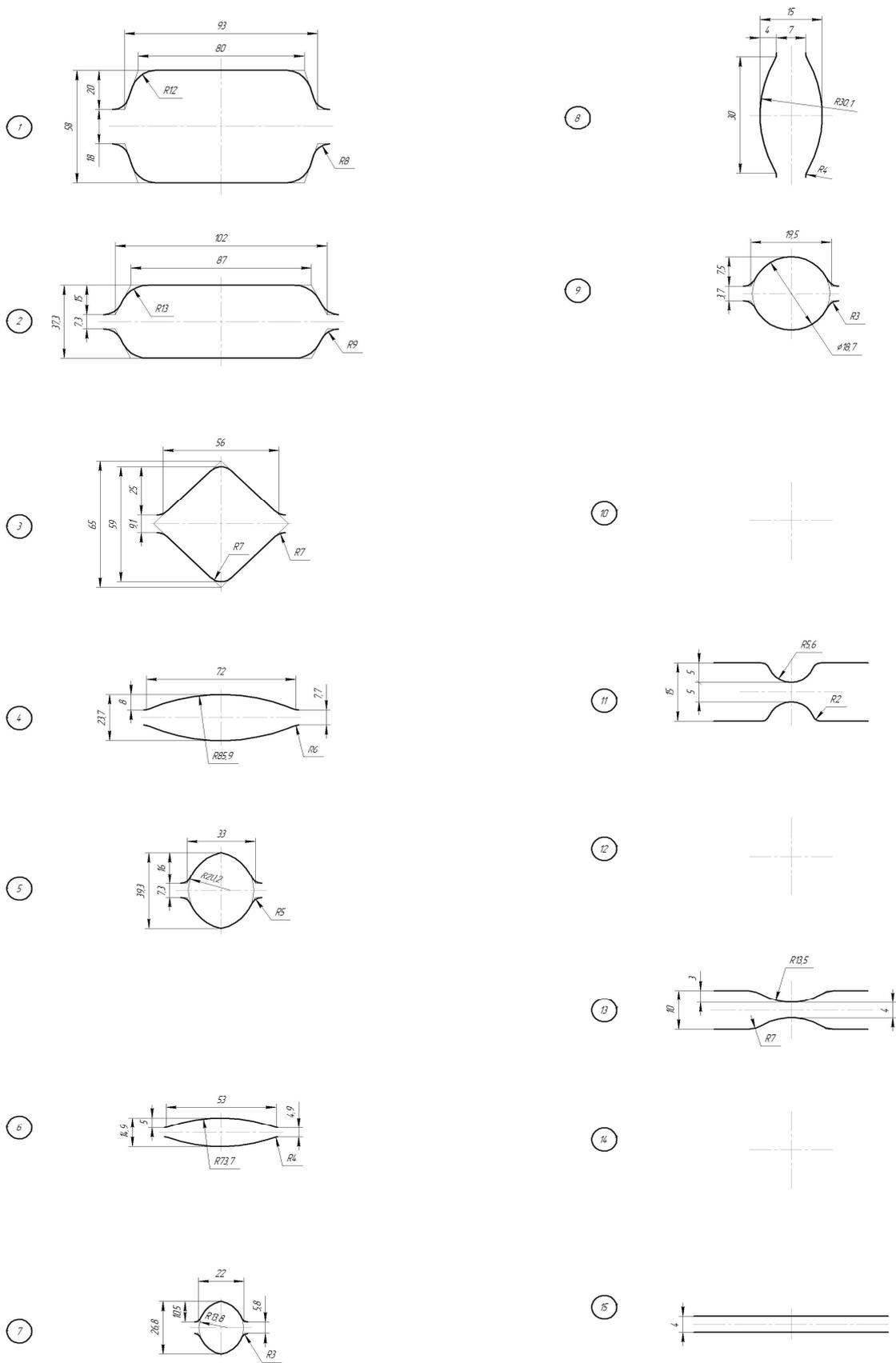


Рисунок А.1 – Схема калибровки валков сортового полосового профиля сечением 4×40 мм

Черновая группа клеток

Чистовая группа клеток (2:1)

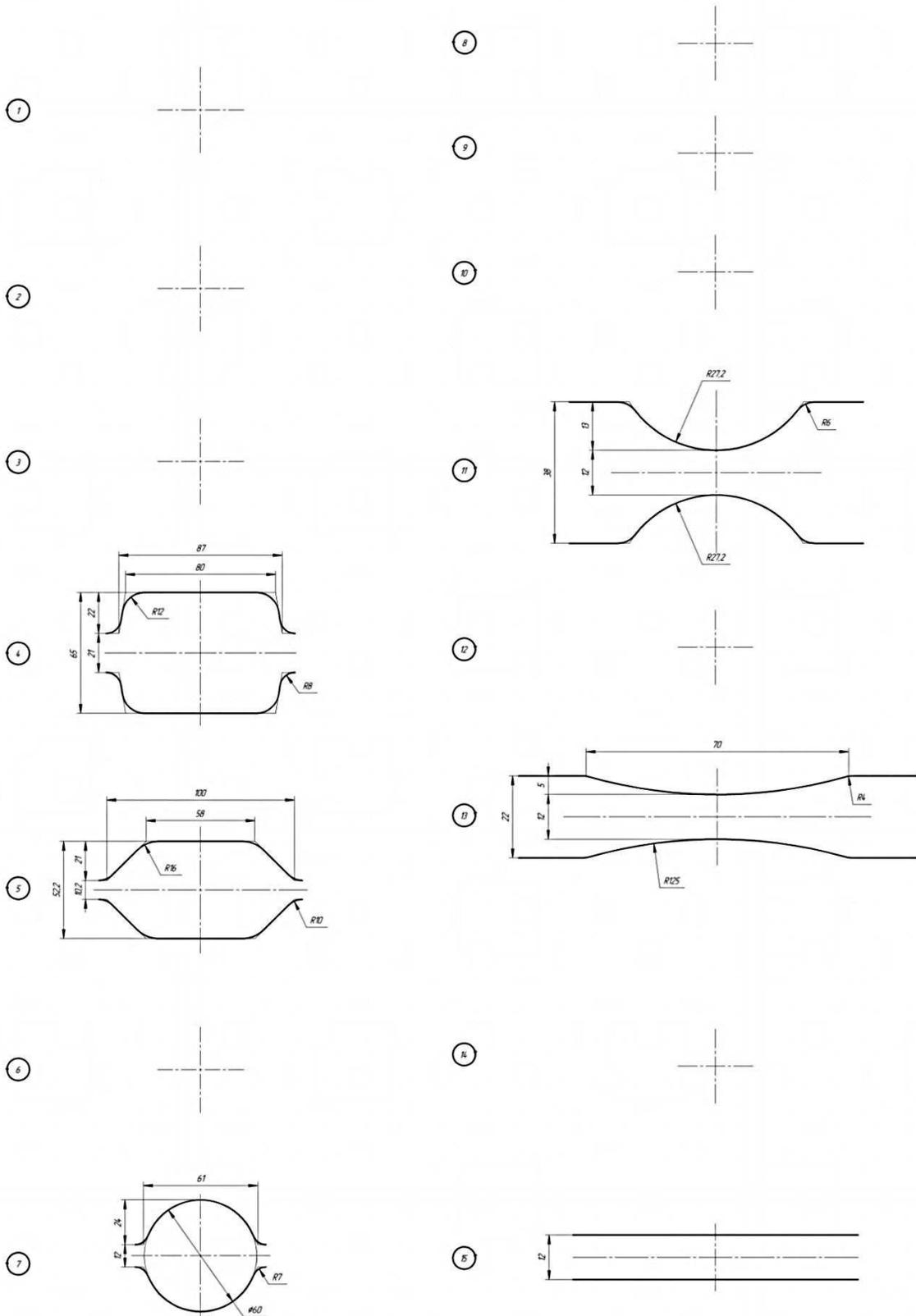


Рисунок А.2 – Схема калибровки валков сортового полосового профиля сечением 12×120 мм

Навчальне видання

**САТОНІН Олександр Володимирович,
КОРЕНКО Марина Георгіївна,
ФЕДОРІНОВ Михайло Володимирович**

**ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ
ТА ОБЛАДНАННЯ ПРОЦЕСУ ГАРЯЧОГО ПРОКАТУВАННЯ
СОРТОВИХ СМУГОВИХ ПРОФІЛЕЙ,
ЇХ АВТОМАТИЗОВАНИЙ РОЗРАХУНОК
І ПРОЕКТУВАННЯ**

Монографія

(Російською мовою)

Редагування С. П. Шнурік

Комп'ютерне верстання О. П. Ордіна

74/2013. Формат 60 x 84/16.
Ум. друк. арк. 9,71. Обл.-вид. арк. 10,77.

Видавець і виготівник
Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №1633 від 24.12.2003