Коллективу отдела
производства тонкого листа
Института черной металлургии
Национальной Академии Наук Украины
посвящается

THEORY AND TECNOLOGY OF SHEET ROLLING

(Numerical analysis and technical applications)

V.L. Mazur, A.V. Nogovitsin

В.Л. Мазур, А.В. Ноговицын

ТЕОРИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ ТОНКОЛИСТОВОЙ ПРОКАТКИ

(Численный анализ и технические приложения)

РИА «Днепр-VAL»
Днепропетровск
2010 г.

УДК 621.771.23
ББК 34.621
М 12

Мазур В.Л., Ноговицын А.В.

М 12 Теория и технология тонколистовой прокатки (численный анализ и технические приложения). – Днепропетровск: РВА «Дніпро-VAL», 2010. – 500 с.

ISBN 978-966-8704-42-0

В монографии представлены результаты исследований и разработок в области теории и технологии тонколистовой прокатки. Показаны пути развития теории прокатки на базе современных численных методов и математического моделирования технологических процессов. Предложены новые решения теории асимметричной прокатки. Приведены математические модели и алгоритмы расчёта энергосиловых и кинематических параметров процессов непрерывной горячей и холодной прокатки и дрессировки полос в стационарных и нестационарных условиях с учётом конструкционных особенностей оборудования прокатных станов. На основе вероятностного подхода рассмотрены вопросы надежности технологических процессов производства листового проката. Изложены апробированные методы и модели расчёта напряженно-деформированного состояния рулонов горячекатаных и холоднокатаных полос. Теоретические разработки подкреплены обширным материалом экспериментальных исследований, выполненных в лабораторных и промышленных условиях. На базе теоретического анализа разработаны новые технические и технологические решения и высказаны идеи, направленные на повышение эффективности производства и улучшение качества тонколистовой продукции.

Предназначена для широкого круга научных и инженерно-технических работников металлургических и машиностроительных предприятий, проектно-конструкторских и научно-исследовательских организаций, специалистов, занятых проектированием, автоматизацией и эксплуатацией прокатных станов.

Ил. 191 Табл. 27 Библиогр. список: 173 назв.

УДК 621.771.23
ББК 34.621

ISBN 978-966-8704-42-0

© Мазур В.Л., 2010
© Ноговіцин А.В., 2010
© Дніпро-VAL, 2010

ВАЛЕРИЙ ЛЕОНИДОВИЧ МАЗУР *потомственный металлург. В 1961 году закончил Днепропетровский металлургический институт по специальности «Обработка металлов давлением». Трудовую деятельность начал несколько раньше подручным вальцовщика станов холодной прокатки труб на Никопольском южно-трубном заводе. После окончания учебы работал на должностях инженера-исследователя и младшего научного сотрудника в Украинском научно-исследовательском трубном институте.*

В 1966 году Валерий Леонидович переходит в Институт черной металлургии (г. Днепропетровск) Министерства черной металлургии СССР, который ныне входит в состав Национальной академии наук (НАН) Украины. Здесь он сформировался как достойный продолжатель общепризнанной Днепропетровской школы ученых-прокатчиков, пройдя путь от старшего инженера до заведующего отделом производства тонкого листа. В Министерстве черной металлургии СССР В.Л. Мазур возглавлял научно-техническое направление «Производство горячекатаной и холоднокатаной тонколистовой стали».

В 1970 году под руководством академика АН СССР Чекмарева Александра Петровича он защитил кандидатскую диссертацию. В 1982 году докторскую на тему «Теория и технология листовой прокатки с учетом эффектов микрогеометрии поверхностей валков и деформируемого металла».

В разные периоды жизни В.Л. Мазур был руководителем, исполнителем и участником многих научно-исследовательских проектов по совершенствованию производства и улучшению качества листопрокатной продукции, выполняемых на металлургических комбинатах «Запорожсталь», Мариупольском им. Ильича, Магнитогорском, Череповецком, Новолипецком, Карагандинском.

Валерий Леонидович руководил научно-исследовательскими работами, связанными с введением в эксплуатацию крупных металлургических комплексов на предприятиях Украины, России, Казахстана.

С 1993 по 2001 год В.Л. Мазур работал в 6 составах Правительства Украины – заместителем Министра, Министром промышленности, первым заместителем Министра промышленной политики, советником Президента Украины. Курировал работу металлургической и горнорудной отрасли, машиностроительной, химической, горно-химической, деревообрабатывающей, мебельной и легкой промышленности Украины.

В настоящее время Валерий Леонидович – главный научный сотрудник Физико-технологического института металлов и сплавов НАН Украины. Основное направление его научных интересов – развитие теории прокатки на базе современных возможностей вычислительной техники, разработка и реализации энергосберегающих технологий в металлургии, экономика, промышленная политика.

В творческом активе В.Л. Мазура более 350 научных статей, 19 монографий, более 150 авторских свидетельств и патентов на изобретения. Наиболее известные книги: «Отделка поверхности листа» (1975); «Производство автомобильного листа» (1979); «Производство листа с высококачественной поверхностью» (1982); «Теория прокатки (гидродинамические эффекты смазки)» (1989); «Управление качеством тонколистового проката» (1997). Среди его учеников более 30 докторов и кандидатов наук.

В.Л. Мазур лауреат Государственной премии Совета Министров СССР (1990), Государственной премии Украины в области науки и техники (2000), Заслуженный деятель науки и техники УССР (1989), Член-корреспондент НАН Украины (1997). Награжден Почесною відзнакою Президента Украины (1996), Орденом Ярослава Мудрого V ступеню (2010).

НОГОВИЦЫН АЛЕКСЕЙ ВЛАДИМИРОВИЧ *работает ведущим научным сотрудником отдела непрерывного литья и литейно-деформационных процессов Физико-технологического института металлов и сплавов Национальной академии наук (НАН) Украины. В Украину А.В. Ноговицын приехал после окончания Пермского химико-технологического техникума. В 1970 году поступил на работу в Институт черной металлургии (г. Днепропетровск) Министерства черной металлургии СССР, где проработал 27 лет и прошел путь от слесаря до заведующего лабораторией. Без отрыва от производства он закончил механико-математический факультет Днепропетровского государственного университета. В 1979 году успешно защитил кандидатскую диссертацию, а в 1997 – докторскую. Областью его научных исследований стали теория и технология прокатки листовой стали. Свои технологические разработки А.В. Ноговицын стремился реализовать на практике путем совершенствования технологии непрерывной прокатки листового металла, повышения производительности прокатных станов, улучшения качества горячекатаной и холоднокатаной тонколистовой продукции.*

Разработки А.В. Ноговицына нашли свое воплощение на многих предприятиях СНГ. Они защищены 20 авторскими свидетельствами и патентами. Алексей Владимирович в соавторстве опубликовал 2 монографии и более 100 статей в ведущих научных изданиях Украины и стран ближнего зарубежья.

В 1998 году Алексею Владимировичу Ноговицыну присвоено почетное звание «Заслуженный деятель науки и техники Украины». В 2003 году он награжден орденом «За заслуги» III степени.

В период с 1995 по 2010 год А.В. Ноговицын работал в аппарате Министерства промышленной политики Украины, одновременно продолжая свою научную деятельность на должности профессора кафедры механики пластичности материалов и ресурсосберегающих процессов НТУУ КПИ. В эти годы А.В. Ноговицын продолжал развитие методов компьютерного моделирования деформационных процессов, изучение закономерностей формирования микроструктуры и механических свойств стали при горячей пластической деформации литых заготовок.

С января 2010 года А.В. Ноговицын полностью посвятил себя научной работе в Физико-технологическом институте металлов и сплавов НАН Украины.

Введение

Технический прогресс является составной частью объективного процесса развития общества и его производительных сил. В металлургии технический прогресс направлен на решение актуальных задач повышения качества и конкурентоспособности, расширения номенклатуры продукции, освоения новых её видов, экономии металла, топлива, воды, тепловой и электрической энергии, уменьшения отходов производства. Каждая из этих задач представляет собой комплекс сложных проблем и нерешённых вопросов. С целью их разрешения постоянно выполняются фундаментальные и прикладные исследования, предлагающие реальные рекомендации в виде технических и технологических решений, корректное использование которых обещает дополнительные ощутимые преимущества и устранение негативных эффектов.

Развитие ряда отраслей промышленности во многом зависит от производства листового проката из черных металлов. Разработка технологии получения различных видов листовой стали, создание прокатного оборудования, систем и средств автоматизации производственного процесса подчинены единой цели – обеспечению требуемых служебных свойств и объемов производства продукции.

Технология листопрокатного производства представляет собой совокупность знаний о способах и средствах обработки стали от исходной заготовки до получения листов и полос заданных размеров, качества поверхности, структуры и механических свойств. Создание эффективной технологии – это всегда научное исследование, завершающееся получением новых знаний. Здесь присутствуют: постановка задачи, анализ исходной информации, формулировка рабочих гипотез, их теоретическая проработка, организация, планирование, выполнение экспериментов, анализ и обобщение результатов, проверка корректности принятых гипотез на основе полученных данных, обоснование выводов, выявленных закономерностей и прогнозов.

Создание новых и совершенствование действующих технологий в настоящее время не может ограничиться различными полуэмпирическими подходами, построенными на основании только производственного опыта, а должно опираться на надежный теоретический фундамент. Именно потому развитие теории листовой прокатки идёт путём разработки методов достаточно точного количественного описания процессов, происходящих в металле при его формоизменении в межвалковом зазоре и после деформации. Всестороннее исследование поведения металла в очаге деформации при прокатке и установление

закономерностей, связывающих параметры качества полос с режимами их деформации, возможно лишь при использовании методов механики сплошных сред, которые позволяют проводить количественные оценки происходящих в металле превращений. Для численного анализа этих процессов необходимо учитывать основные реологические свойства металла, условия на поверхностях его контакта с валками и многие другие факторы.

В то же время значительная часть достижений фундаментальных наук, прежде всего физического металловедения, еще не находит должного применения при решении новых классов теоретических и прикладных задач листопрокатного производства. К их числу следует отнести прогнозирование структуры и свойств стали, дефектов сплошности листового проката, напряжений, деформаций и нагрузок в прокатных клетях.

Таким образом, вследствие многофакторности, сложной взаимозависимости, многостадийности производственных переделов в металлургии комплексное развитие технологии тонколистовой прокатки невозможно без достаточно строгого математического моделирования изучаемых процессов. Корректность математических моделей, учёт ими максимального количества влияющих факторов, в т.ч. перевод ранее принятых допущений в компоненты математических зависимостей, должно основываться на результатах новейших исследований, представляющих собой признанные достижения научно-технического прогресса.

Примером решения задачи совершенствования технологии производства листового металла является разработка технологических режимов его нагрева, прокатки, термообработки, отделки, обеспечивающих получение продукции необходимого качества при минимальных затратах. Благодаря математическим моделям имеется возможность применительно к заданным конечным свойствам продукции определить технологию всех операций на прокатном переделе. Весьма востребованной является обратная задача: на основании известных, фактически реализуемых технологических параметров производственного процесса прогнозировать конечные свойства готового продукта.

Задача обеспечения высокого качества листовой продукции безусловно требует оценки надежности технологических процессов прокатки и последующей обработки металла. Конструкционные особенности и условия эксплуатации технологического оборудования могут приводить к отклонениям тех или иных показателей качества проката от заданных. Надежностью технологии в решающей мере определяется возможность получения продукции с заданным уровнем и стабильностью показателей её качества. Металлургические предприятия

уделяют всё большее внимание вопросам повышения стабильности потребительских свойств листового проката.

Надежность технологического процесса производства проката, обеспечивающая минимальную дисперсию количественных характеристик показателей качества продукции, также является предметом фундаментальных научных исследований. Построение математических моделей, учитывающих вероятностную природу производственных процессов в металлургии открывает новые возможности для ослабления влияния нестабильности исходных параметров и текущих возмущений, возникающих в ходе технологического передела, на показатели качества готовой продукции.

Названные аспекты анализа технологического процесса производства листового проката пока слабо освещены в технической литературе. Известные результаты требуют дальнейшей систематизации и доведения до практического использования. Очевидно, что такие перспективные методы исследования технологических процессов как статистическое имитационное моделирование, позволяющее наиболее объективно анализировать и выявлять закономерности, взаимосвязи параметров технологии и качества проката на всех этапах его производства, следует популяризировать в технической литературе. Авторы надеются, что настоящая книга в значительной мере будет этому способствовать.

В последние годы получили существенное развитие математические модели, адекватно описывающие напряженно-деформированное состояние рулонов горячекатаной и холоднокатаной тонколистовой стали. Производственный опыт передовых металлургических комбинатов показал, что режимы смотки прокатываемых полос в рулоны, являются чуть ли не решающим элементом технологии производства листовой продукции. Несмотря на определенные успехи, достигнутые в рассматриваемой области, имеющийся здесь отечественный и зарубежный опыт не обобщен, не систематизирован и не доведён до широкой аудитории специалистов прокатного производства и конструкторов металлургического оборудования. Изложенные в книге материалы должны восполнить этот пробел в литературе по обработке металлов давлением.

И последнее. Сегодня для металлургов, пожалуй, нет более актуальной темы, чем энергосбережение. Тема эта настолько широка и многогранна, что требует отдельных, специальных публикаций. Понимая это, авторы книги всё же посчитали необходимым обратить внимание учёных, проектантов и специалистов прокатных цехов металлургических комбинатов на некоторые достаточно простые, но весьма эффективные меры по теплоизоляции металлургических агрегатов, по тепло- и энергосбережению.

Настоящая книга посвящена развитию современной теории листовой прокатки сталей на основе современных методов численного анализа задач механики сплошных сред, обработки металлов давлением, физического металловедения. При работе над книгой авторы опирались на известные труды учёных прокатчиков, механиков, металловедов по аналогичной и близкой тематике. Книга обобщает научно-технические результаты, полученные авторами при выполнении исследовательских работ в Институте черной металлургии НАН Украины и на металлургических предприятиях Украины, России, Казахстана. В книге проанализированы также материалы публикаций и заслуживающий внимания опыт зарубежных предприятий. Результаты представленных теоретических исследований явились научным фундаментом новых технических и технологических решений, внедренных в производственную практику.

Авторы безгранично благодарны коллегам из отдела производства тонкого листа Института черной металлургии, с которыми выполняли совместные исследования, за многолетнее творческое сотрудничество и дружбу, их терпимость и доброжелательность. Особо хотелось бы отметить решающую роль первых научных руководителей отдела производства тонкого листа А.П. Чекмарева, В.И. Мелешко, А.А. Чернявского, А.П. Качайлова в формировании творческой атмосферы в отделе, создании условий для профессионального роста, всесторонней поддержке молодых научных сотрудников. Авторы книги это всегда помнят и безмерно ценят.

Существенное влияние на комплекс взглядов, идей, представлений, высказанных в книге, оказали научные семинары, проводимые в Днепропетровском металлургическом институте академиком А.П. Чекмаревым и заведующим кафедрой обработки металлов давлением А.П. Грудевым, а также сотрудничество авторов с ведущими учёными Московского института стали и сплавов, Центрального научно-исследовательского института чёрной металлургии Минчермета СССР, Липецкого и Донецкого политехнических институтов, Донецкого научно-исследовательского института чёрной металлургии, Уральской школы прокатчиков и многих других научных коллективов, проектных и конструкторских организаций.

Авторы глубоко признательны специалистам «Запорожстали», Магнитогорского, Карагандинского, Мариупольского им. Ильича, Череповецкого, Новолипецкого металлургических комбинатов, которые принимали творческое участие в проведении промышленных экспериментов и во внедрении совместных разработок в производственную практику. Их помощь и участие неоценимы.

Глава 1

Одномерная модель очага деформации

Очаг деформации в подвижной системе координат

Дифференциальное уравнение прокатки

Численный метод решения

Усилие прокатки

Крутящий момент на валке

ОДНОМЕРНАЯ МОДЕЛЬ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ

1.1. Очаг деформации в подвижной системе координат

Процесс прокатки рассматривали как совокупность двух процессов, осуществляемых прокатными валками: переносного движения полосы в межвалковый зазор и процесса деформации металла в межвалковом зазоре. Выбор подходящей подвижной системы координат (инерциальной системы отсчета) позволит отделить движение элементарных объемов прокатываемого металла, вызванное деформацией, от переносного движения. Этот прием позволит нетрадиционным путем провести энергетический и силовой анализ процесса листовой прокатки.

Рассмотрим процесс прокатки в системе координат, которая перемещается в направлении прокатки с поступательной скоростью, равной окружной скорости образующей валка $V_в$ (рис. 1.1). Тогда абсолютная скорость $V_а$ материальной частицы прокатываемого металла будет состоять из переносной скорости $V_в$ и относительной скорости $V_м$, вызванной деформацией полосы в межвалковом зазоре. В свою очередь скорость $V_м$ является векторной суммой скорости контактной точки поверхности валка $V_к$ и скорости относительного скольжения $V_{от}$ деформируемого металла по поверхности валка в данной точке его окружности.

Абсолютно жесткие прокатные валки в выбранной подвижной системе координат катятся без скольжения по плоскостям β и β', которые жестко связаны с подвижной системой координат и проходят по поверхностям прокатанной полосы (см. рис. 1.1). Точки касания A и A' валков с плоскостями β и β' и являются мгновенными центрами вращения валков, а следовательно, и мгновенными центрами вращения их контактных поверхностей. Это позволяет считать, что в каждый момент времени процесс прокатки аналогичен осадке металла между наклонными плитами, вращающимися вокруг точек A и A'.

Вследствие упругой деформации валка центр перемещается к оси прокатки на величину $\Delta_в$ рис. 1.2. На эту же величину смещается плоскость качения β ненагруженной части бочки валка. Точка их касания является мгновенным центром вращения деформированной образующей валка.

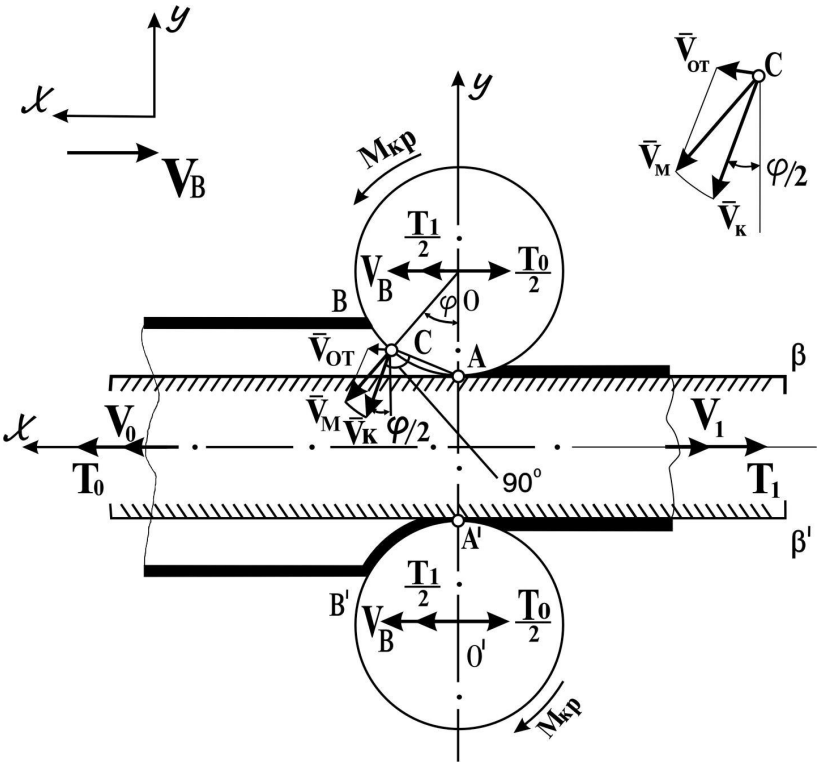


Рис. 1.1. Схема процесса прокатки в абсолютно «жестких» валках, представленная в подвижной системе координат.
Точки: **А** – мгновенный центр вращения валков; **В** – точка начала контакта полосы с валком; **С** – текущая координата на дуге контакта, соответствующая углу φ; $\bar{V}_М$ – относительная скорость деформируемого металла в точке С; $\bar{V}_{ОТ}$ – скорость относительного скольжения металла; $\bar{V}_К$ – скорость поверхности валка в относительной системе координат

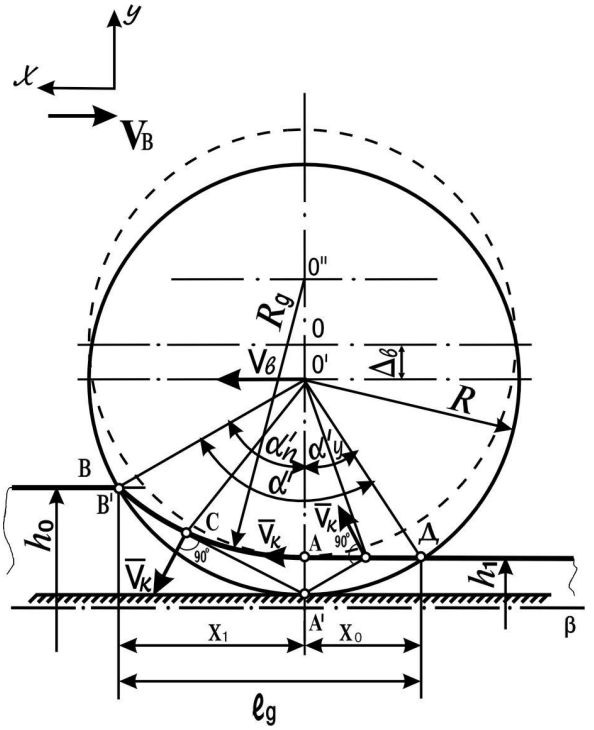


Рис. 1.2. Схема процесса прокатки, представленная в подвижной системе координат и учитывающая деформацию валков: R – радиус валка; $\mathbf{R_g}$ – радиус деформированной дуги контакта валка; $\mathbf{\Delta_в}$ – перемещение центра валка вследствие упругой деформации его образующей; **O** – центр образующей валка; **O'** – смещенный вследствие упругой деформации центр образующей валка; **O"** – центр окружности деформированной дуги контакта; **B, A** – точки контакта поверхности жесткого валка с деформируемой полосой на линии центров прокатных валков (A) и на входе в зону контакта (B); **B', A', Д** – точки контакта поверхности деформированного валка с деформируемой полосой на линии центров прокатных валков (A'), на входе в зону контакта (B'), Д – на выходе из зоны контакта; α', $\alpha'_п$, $\alpha'_у$ – центральный угол деформированной дуги контакта (α'), в зоне пластической деформации ($\alpha'_п$), в зоне упругого восстановления образующей валка ($\alpha'_у$); $\mathbf{V_в}$ – скорость подвижной системы координат, равная окружной скорости валка; **C** – текущая точка контакта деформированной дуги валка с прокатываемой полосой; $\mathbf{V_к}$ – скорость контактной точки C относительно мгновенного центра вращения валка A'. Пунктиром обозначена окружность валка до сплющивания дуги контакта. Заштрихованная линия обозначает условную поверхность, по которой «катится» валок

Анализ вектора движения точек деформированной дуги валка показывает, что нагружение и деформация прокатываемого металла происходит на участке X_1, расположенном от сечения входа металла в очаг деформации до линии центров валков (л.ц.в.). На этом участке скорость контактной поверхности валка $V_к$ направлена к оси прокатки.

За линией центров валков скорость движения контактной поверхности валка $V_к$ направлена в сторону от оси прокатки. Поэтому на этом участке (X_0) происходит разгрузка и упругое восстановление деформированного валка, а также можно предположить, что прокатываемый металл переходит из пластического состояния в упругое.

Эта гипотеза подтверждается данными авторов работы [1], полученными экспериментальным путем при исследовании контактных напряжений в процессе прокатки сталей 08кп и Ст3. Было показано, что при прокатке стали 08кп с обжатием 26,9% можно выделить три зоны очага деформации: упругая зона на входе в очаг деформации протяженностью 0,64 мм (или 7,1% от общей длины дуги контакта), пластическая зона длиной 6,6 мм (72,7%), упругая зона на выходе из очага деформации длиной 1,83 мм (20,2%). При этом геометрическая длина дуги контакта без упругой деформации валка $\left(\sqrt{R \cdot \Delta h}\right)$ составляла бы 5,95 мм, что соответствует протяженности пластической зоны, определенной в эксперименте. Для случая прокатки стали Ст3 с малым обжатием (9,2%) длины участков очага деформации составили соответственно 0,34 мм (4,7%); 5,79 мм (80,5%); 1,07 мм (14,8%), причем, $\sqrt{R \cdot \Delta h}$ = 5,8 мм.

Приведенные выше данные свидетельствуют о том, что упругая зона очага деформации (X_0) начинается сразу же за линией центров валков, а длина зоны пластической деформации практически равняется расчетной величине $l = \sqrt{R \cdot \Delta h}$, где R – радиус валка.

Полученные выводы являются принципиальными для расчета контактных напряжений в очаге деформации, усилия прокатки и крутящего момента на валке.

1.2. Дифференциальное уравнение прокатки

Относительно простой характер течения металла при листовой прокатке и малая по сравнению с диаметром рабочих валков и шириной листа толщина прокатываемого металла позволяют сделать ряд допущений, значительно упрощающих определение напряженного состояния металла в очаге деформации. Основными из них являются допущение о постоянстве напряжений и деформаций по высоте и ширине полосы в любом вертикальном сечении очага деформации и пренебрежение инерционными силами.

С учетом отмеченного выше дифференциальное уравнение равновесия бесконечно тонкого плоского элемента в вертикальном сечении очага деформации (рис. 1.3) имеет вид:

$$\sigma \cdot h - (\sigma + d\sigma) \cdot (h + dh) + 2p_r \frac{dx}{\cos\varphi} \sin\varphi - 2\tau_V \frac{dx}{\cos\varphi} \cos\varphi = 0, \qquad (1.1)$$

где σ – продольные напряжения; p_r и τ_v– контактные нормальные и касательные напряжения; h – высота сечения; φ – центральный угол.

Пренебрегая бесконечно малыми величинами второго порядка, уравнение (1.1) можно записать в виде:

$$d\sigma - (p_r - \sigma)\ \frac{2tg\varphi}{h} dx + \frac{2\tau_V}{h} dx = 0. \qquad (1.2)$$

В уравнение (1.2) входят три неизвестные величины: p_r, σ и τ_v. Для их определения уравнение (1.2) необходимо дополнить двумя независимыми соотношениями. В качестве одного из них применим известное описание контактных касательных напряжений:

$$\tau_V = f \cdot p_r, \qquad (1.3)$$

где f – коэффициент трения.

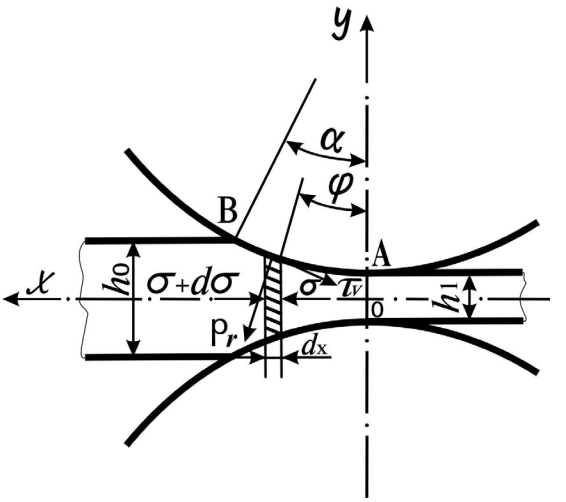


Рис. 1.3. Схема одномерного очага деформации

При интегрировании дифференциального уравнения равновесия, которое справедливо как для пластической (X_1), так и для упругой зоны (X_0) очага деформации, применим следующее уравнение связи между напряжениями:

$$p_r - \sigma = T, \tag{1.4}$$

где T – интенсивность напряжений.

В зоне пластической деформации X_1 согласно условию пластичности имеем:

$$T = 2K, \tag{1.5}$$

где K – сопротивление пластическому сдвигу.

В упругой зоне X_0 интенсивность напряжений изменяются от $2K$ до 0. Распределение интенсивности напряжений в упругой зоне близко к эллиптическому, как это принято считать при решении упругой контактной задачи:

$$T = 2K\sqrt{1-\left(\frac{X}{X_0}\right)^2}, \tag{1.6}$$

где $0 < X < X_0$.

Одновременное применение условий (1.5) и (1.6) в уравнении прокатки существенным образом отличает предлагаемый подход к исследованию очага деформации от известных методик, в которых уравнение (1.2) решается для пластической зоны, в которую входит и участок за линией центров валков.

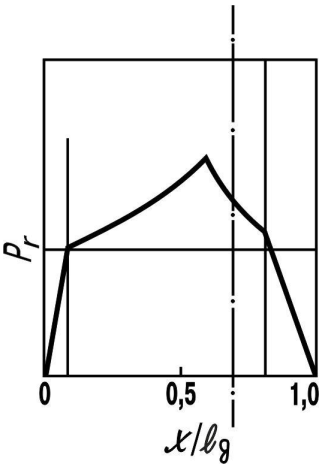


Рис. 1.4. Эпюра контактных нормальных напряжений p_r, рассчитанная традиционным методом. Обозначено: **x** – текущая координата, ℓ_q – протяженность очага деформации; штрихпунктиром – линия, соединяющая центры вращения валков

В ряде известных работ [2,3] контактные напряжения в упругих зонах очага деформации достраивались геометрическим способом после того, как были рассчитаны контактные напряжения в пластической зоне очага деформации. Причем, протяженность упругих зон определялась как результат упругого восстановления полосы. Типичная для этого подхода эпюра контактных напряжений изображена на рис. 1.4.

Продолжим преобразования уравнения прокатки (1.2). После подстановки в него соотношений (1.3) и (1.4) и с учетом того, что $dx = R\cos\varphi d\varphi$ уравнение (1.2) примет следующий вид:

$$\frac{d\sigma}{d\varphi} = \left[T \pm \frac{f\cdot(\sigma + T)}{tg\,\varphi}\right]\frac{2R\sin\varphi}{h}, \qquad (1.7)$$

где $h = h_1 + 2R\,(1 - \cos\varphi)$ для $0 < \varphi < \alpha_n$;

$h = h_1$ для $0 < \varphi < \alpha_y$.

(α_n, α_y – центральные углы дуги контакта для зон нагружения и разгрузки в очаге деформации, см. рис.1.2).

Решение уравнения (1.7) в продольных напряжениях σ позволяет преодолеть проблему задания граничных условий во входном и выходном сечениях очага деформации, поскольку σ там равны соответственно заднему $\sigma_{задн}$ и переднему $\sigma_{перед}$ натяжению полосы.

1.3. Численный метод решения

Дифференциальное уравнение (1.7) является линейным уравнением первого порядка с переменными коэффициентами. В общем виде его можно представить как

$$\frac{d\sigma}{d\varphi} = f(\varphi,\sigma) \qquad (1.8)$$

Широко распространенными методами численного решения обыкновенных дифференциальных уравнений являются методы Эйлера и Рунге–Кутта. Из них более простым, но приводящим к бóльшей погрешности результатов, является метод Эйлера. Однако, для рассматриваемой задачи он имеет удовлетворительную точность.

Схема применения метода следующая. Выбрав достаточно малый шаг Δα, построим по дуге контакта *AB* серию *N+1* равностоящих друг от друга точек:

$$\varphi_i = i \cdot \Delta\alpha, \quad i = 0,1,\ldots,N,$$

где $\Delta\alpha = \alpha / N$.

Искомую интегральную кривую $\sigma = \sigma(\varphi)$ заменим ломаной с вершинами M_i (φ_i, σ_i), звенья которой M_i, M_{i+1} являются прямыми с угловыми коэффициентами:

$$\frac{\sigma_{i+1} - \sigma_i}{\Delta\alpha} = f(\varphi_i, \sigma_i) \tag{1.9}$$

Из (1.9) получаем реккурентную формулу для вычисления σ_{i+1}:

$$\sigma_{i+1} = \sigma_i + \Delta\alpha \cdot f(\varphi_i, \sigma_i), \quad i = 0,1,\ldots,n-1. \tag{1.10}$$

Распределение напряжения p_r по длине дуги контакта находим методом последовательных вычислений по соотношениям, которые для зоны отставания имеют вид:

$$\begin{aligned}
&\sigma_i = \sigma_{i+1} + \left[-2K_{i+1} + \frac{f \cdot (\sigma_{i+1} + 2K_{i+1})}{tg\,\varphi_{i+1}}\right] \frac{2R\sin\varphi_{i+1}}{h_1 + 2R(1-\cos\varphi_{i+1})}\Delta\alpha, \\
&\qquad i = n, n-1, \cdots, 0 \\
&\sigma_N = -\sigma_{задн}, \\
&p_i = 2K_i - \sigma_i, \\
&\tau_i = f \cdot p_i,
\end{aligned} \tag{1.11}$$

а для зоны опережения:

$$\begin{aligned}
&\sigma_{i+1} = \sigma_i + \left[2k_i + \frac{f \cdot (\sigma_i + 2k_i)}{tg\,\varphi_i}\right] \frac{2R\sin\varphi_i}{h_1 + 2R(1-\cos\varphi_i)}\Delta\alpha, \\
&\qquad i = 0,1,\cdots,n \\
&\sigma_0 = -\sigma_{перед}, \\
&p_{i+1} = 2k_{i+1} - \sigma_{i+1}, \\
&\tau_{i+1} = f \cdot p_{i+1}.
\end{aligned} \tag{1.12}$$

Изменяя i от N до 0, определяем все значения p_i по соотношениям (1.11). Затем, начиная от $i = 0$ находим значения p_{i+1} по соотношениям (1.12) до пересечения с кривой, рассчитанной ранее для зоны отставания.

На рис. 1.5 в качестве примера изображены эпюры нормальных контактных напряжений, рассчитанные по предложенному методу. Расчеты выполнены для трех случаев прокатки полосы конечной толщины h_1 = 0,25 мм в шестой клети непрерывного стана холодной прокатки 1400 с относительными обжатиями 5, 30, 55%. Характерным для приведенных эпюр является выпуклая форма эпюры на выходе из очага деформации, и вогнутая – на входе. В целом, вид расчетных эпюр в большей мере соответствует известным экспериментальным данным [1, 4], чем вид эпюр, полученных традиционными методами (см. рис. 1.4).

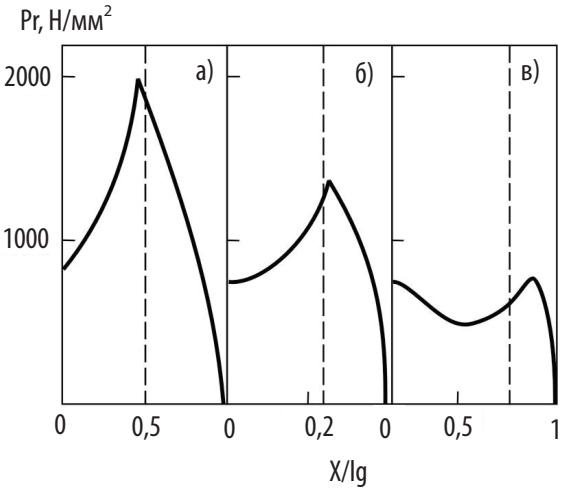


Рис. 1.5. Эпюры контактных нормальных напряжений, рассчитанные по предлагаемому методу при различных обжатиях (R = 300 мм; h_1 = 0,25 мм; f = 0,02): а – ε = 5%; б – ε = 30%; в – ε = 55%. Пунктиром обозначены линии, соединяющие центры валков

1.4. Усилие прокатки

Усилие прокатки находили путем решения системы уравнений:

$$\begin{cases} P = B\dfrac{1}{N-1}\sum\limits_{i=1}^{N} p_i \cos\varphi_i, & (1.13) \\ l = \sqrt{R\Delta h + X_0^{\,2}} + X_0, & (1.14) \\ X_0 = 16\dfrac{1-\nu^2}{\pi E} R \dfrac{P}{Bl}, & (1.15) \end{cases}$$

где B – ширина полосы.

Система уравнений (1.13) – (1.15) решается итерационным методом. Сходимость итерационной процедуры достаточно высокая – 3-5 итерационных циклов. При определенных условиях прокатки (большие значения R, f, K; малая

величина h) итерационный процесс начинает расходиться. Это свидетельствует о том, что в этих условиях процесс получения полосы заданной толщины невозможен, и тогда система уравнений (1.13) – (1.15) не имеет решения.

Точность расчета по описанной схеме и необходимое время счета определяется шагом интегрирования $\Delta\alpha$ или числом разбиений очага деформации – N. Как известно [5], метод Эйлера на первом шаге дает ошибку, порядок которой равен $0(\Delta\alpha^2)$, а на последующих шагах расчета – $0(\Delta\alpha)$. Для выбора числа разбиений очага деформации поступали следующим способом. Уравнение (1.12) решали численным методом с учетом всех допущений, которые были приняты в аналитическом решении. Сравнение полученных результатов давало погрешности численного метода. При числе разбиений N = 50 погрешность расчета полного давления составляла 0,4%, а максимальная погрешность при определении удельных давлений, которая накапливается в нейтральном сечении, не превышала 0,78%.

Таким образом, метод Эйлера обеспечивает достаточно высокую точность решения уравнения прокатки при соответствующем выборе шага интегрирования.

Важное значение для теории и практики холодной прокатки тонких полос имеют результаты, полученные с помощью приведенной математической модели усилия прокатки. Практика производства тонколистовой стали ставит проблемы, которые не были своевременно спрогнозированы и объяснены теорией. К таким вопросам относятся, например, наблюдаемые при холодной прокатке тонких полос аномальные эффекты. Так, при освоении технологии прокатки жести на шестиклетевом стане 1400 Карагандинского металлургического комбината нами было установлено, что стабильный процесс прокатки в последней клети стана невозможен при относительных обжатиях, меньших 30…40%.

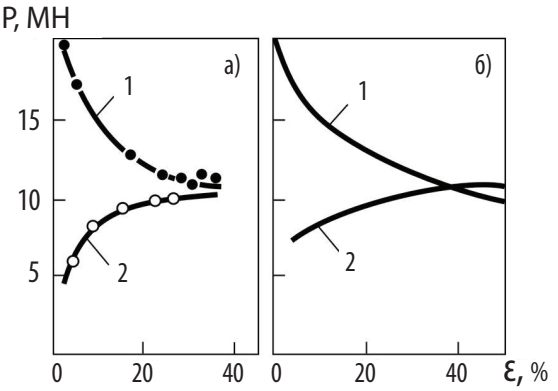


Рис. 1.6. Экспериментальные (а) и расчетные (б) зависимости усилия прокатки P от величины относительного обжатия ε при прокатке полос в шестой клети стана 1400:1 – h_1 = 0,25 мм; 2 – h_1 = 0,50 мм

Расчет зависимостей усилия прокатки от относительного

обжатия в последней (шестой) клети стана при прокатке полос с конечной толщиной 0,25 мм показал, что с уменьшением обжатия за счет уменьшения толщины полосы, поступающей в валки, усилие прокатки может возрастать, причем со значительным градиентом (рис. 1.6,*б*).

Этот принципиальный факт, неизвестный ранее в теории тонколистовой прокатки, был подтвержден нами экспериментально на промышленном шестиклетевом стане 1400 (рис. 1.6,*а*). В ходе эксперимента[1] путем перераспределения обжатий между клетями стана постепенно уменьшали обжатие в 6-й клети от 38 до 2%. Усилие прокатки, толщину полосы перед и за 6-й клетью, натяжение полосы фиксировали на самопишущем приборе. Сложность эксперимента заключалась в том, что в случае прокатки полосы с конечной толщиной 0,25 мм при малых обжатиях процесс прокатки шел неустойчиво из-за резко возросшего усилия прокатки. Аналогичный эксперимент для полосы с конечной толщиной 0,5 мм затруднений не вызвал, поскольку при снижении обжатия усилие прокатки падало и процесс шел устойчиво.

Существует несколько гипотез объяснения эффекта увеличения усилия прокатки при уменьшении обжатия за счет уменьшения толщины полосы на входе в межвалковый зазор последней клети стана: уменьшение наклепа стальной полосы; снижение сопротивления деформации металла за счет повышения его температуры в очаге деформации; увеличение толщины слоя смазки между валком и полосой. Мы полагаем, что «аномальная» зависимость обусловлена изменением напряженного состояния металла в очаге деформации. Вид эпюр, приведенных на рис. 1.5, показывает, что с увеличением обжатия при определенных условиях прокатки (большие значения R и K, малые значения f и h) контактные нормальные напряжения в зоне отставания имеют малый (на отдельном участке отрицательный) градиент роста.

1.5. Крутящий момент на валке

Существующие теоретические методы расчета крутящего момента на валке при прокатке полос с натяжением и без него основаны на суммировании моментов от контактных касательных напряжений в очаге деформации относительно центра валка:

$$M_{kp} = BR\int_0^{\alpha} \tau_V d\varphi. \qquad (1.16)$$

[1] Эксперимент проводился совместно с Е. Бендером и Г. Левыкиным

Математическая модель контактных касательных напряжений (1.3) не обеспечивает достаточной достоверности результатов. Это связано с тем, что площади эпюр напряжений в зонах отставания и опережения сопоставимы, что приводит к значительным погрешностям расчета при неточном определении нейтрального сечения.

Энергетический анализ процесса прокатки в подвижной системе координат показал [6, 7], что крутящий момент на валке равен моменту сил, действующих на валок относительно мгновенного центра вращения. Для абсолютно жестких валков формула крутящего момента имеет следующий вид:

$$M_{kp} = 2BR^2 \int_0^{\alpha} \left(p_r \cos\frac{\varphi}{2} + \tau_V \sin\frac{\varphi}{2} \right) \sin\frac{\varphi}{2} d\varphi + \frac{T_0 - T_1}{2} R, \qquad (1.17)$$

где T_0, T_1 – полное заднее и переднее натяжение полосы.

Для случая холодной прокатки воспользуемся эквивалентностью крутящего момента относительно оси валка моменту сил относительно его мгновенного центра вращения.

В результате упругой деформации центр валка O приближается к оси прокатки на величину $\Delta_в$ и займет новое положение O' (см. рис. 1.2). Величину $\Delta_в$ можно определить по формуле:

$$\Delta_в = 2\frac{P}{B} \cdot \frac{1-\nu^2}{\pi E}. \qquad (1.18)$$

Вектор скорости любой точки деформированной дуги контакта будет наклонен к оси OY под углом Θ:

$$\Theta = \frac{\pi}{2} - arctg \frac{R_g \sin\varphi' - X}{R_g(1-\cos\varphi') + \Delta_b}, \qquad (1.19)$$

где $R_g = l^2 / \Delta h$ - радиус деформированной дуги контакта валка с прокатываемой полосой;

$$\varphi' = \varphi \cdot R / R_g \ .$$

Сумму проекций контактных сил $q(\varphi)$ на вектор V_k в произвольной точке С дуги контакта определим по выражению:

$$q(\varphi) = p_r(\varphi)\cos(\Theta - \varphi') + \tau_v(\varphi)\sin(\Theta - \varphi'). \qquad (1.20)$$

Величину плеча момента r_{AC} (длину отрезка AC) силы $q(\varphi)$ относительно мгновенного центра вращения A' определяли по выражению:

$$r_{AC}(\varphi) = [\Delta_b + R_g(1-\cos\varphi')]/\cos\left(\frac{\pi}{2} - \Theta\right). \qquad (1.21)$$

Крутящий момент на валке равен сумме моментов сил $q(\varphi)$ с плечом $r_{AC}(\varphi)$ и реакций станин прокатной клети от действия переднего T_1 и заднего T_0 натяжений полосы относительного мгновенного центра вращения окружности валка A´:

$$M_{kp} = BR\int_0^{\alpha} q(\varphi)\cdot r_{AC}(\varphi)d\varphi + \frac{T_0 - T_1}{2}R. \qquad (1.22)$$

Согласно формулам (1.20) – (1.22) на величину крутящего момента решающее влияние (на 2-4 порядка выше, чем τ_v) оказывают нормальные контактные напряжения p_r. Это обстоятельство делает формулу (1.22) более надежной, чем формула (1.16).

Средние отклонения результатов расчета крутящего момента от экспериментальных данных, полученных нами на промышленном 5-клетьевом стане 2030 и авторами работы [8] на лабораторном стане, не превышали 10%.

Описанные выше методики расчета усилия прокатки и крутящего момента позволяют оценивать эти параметры при исследовании сложных случаев прокатки, например, при прокатке сварных швов с характерными различиями толщин и свойств участков состыкованных полос и собственно сварного шва (см. главу 7).

Глава 2

Математическая модель процесса горячей прокатки широкополосной стали

Моделирование структуры стали в процессе горячей прокатки

Модель аустенизации стали при нагреве

Математическая модель аустенитной структуры при деформации в изотермических условиях

Особенности моделирования параметров структуры аустенита в условиях изотермической многократной деформации

Формирование аустенитной структуры в неизотермических услових

Расчет диаграмм изотермического распада аустенита

Метод расчета термокинетических диаграмм распада аустенита

Оценка модели механических свойств

Сопротивление деформации

Температура полосы

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ШИРОКОПОЛОСНОЙ СТАЛИ

2.1. Моделирование структуры стали в процессе горячей прокатки

Составными компонентами математической модели процесса горячей прокатки широкополосной стали являются: модель очага деформации; методы расчета энергосиловых параметров процесса (усилия прокатки, крутящего момента на валках, мощности прокатки); метод расчета температуры полосы; метод расчета сопротивления деформации металла и др. В последние два-три десятилетия значительный практический и научный интерес у исследователей вызывают вопросы расчета размера аустенитного зерна при нагреве металла перед прокаткой, наклепа зерна при деформации и его дальнейшей релаксации вследствие разупрочнения металла в междеформационных паузах.

2.1.1. Модель аустенизации стали при нагреве

Величина зерна аустенита, образующегося при нагреве металла под прокатку, зависит от химического состава стали, температуры и изотермической выдержки. Рост аустенитного зерна в стали является сложным термически активируемым процессом, который состоит из ряда более простых процессов, зависящих от факторов, которые имеют различную физическую природу.

Рост кристалла аустенита определяется стремлением системы к минимуму энергии и выражается в минимальной площади поверхности зерна и минимальной энергии границы. Изменение температуры нагрева, фазового состава стали, наличие и последующее растворение примесей меняют механизм роста зерна. Определяющим фактором, особенно после растворения карбонитридов, является миграция границ зерен с перемещением их к центру кривизны. Скорость перемещения границы G во время роста зерна может быть определена по известной формуле:

$$G = \frac{dD}{d\tau} = k_1 / D, \qquad (2.1)$$

где D – текущий диаметр зерна аустенита; τ – время; k_1 – коэффициент.

После интегрирования уравнения (2.1) получим:

$$D^2 - D_0^2 = \frac{k_1}{2}\tau, \qquad (2.2)$$

где D_0 – диаметр аустенитного зерна в момент времени $\tau = 0$.

С учетом этого квадрат диаметра аустенитного зерна прямо пропорционален времени τ, а скорость его роста определяется выражением:

$$k_1 = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_a}{RT}\right), \qquad (2.3)$$

где k_0 – константа; Q_a – энергия активации роста зерен. R – постоянная Больцмана; T – температура, ^{0}К.

Количество частиц второй фазы и элементов, растворенных в аустените, влияет на миграцию границ зерен и соответственно на величину энергии активации роста зерен Q_a. Предположив, что энергия активации пропорциональна концентрации вторых фаз и растворенных элементов, для ее определения приняли следующее выражение:

$$\begin{aligned} Q_a &= a + b \cdot Al_{HP} + c \cdot V_{HP} + d \cdot Ti_{HP} + f \cdot Nb_{HP} + \\ &+ m(b \cdot Al_P + c \cdot V_P + d \cdot Ti_P + f \cdot Nb_P) \end{aligned} \qquad (2.4)$$

где $Al_{HP}, V_{HP}, Ti_{HP}, Nb_{HP}$ – массовые доли элементов, входящих в состав нерастворенных карбидов и нитридов; Al_P, V_P, Ti_P, Nb_P – массовые доли элементов, растворенных в аустените; a, b, c, d, e, f – коэффициенты.

Массовое содержание элементов, входящих в состав нерастворенных карбидов и нитридов рассчитывали используя следующие соотношения:

$$\begin{aligned} Al_{HP} &= Al_{CT} - Al_P(N), \\ V_{HP} &= V_{CT} - V_P(N), \\ Ti_{HP} &= Ti_{CT} - Ti_P(N), \\ Ti_{HP} &= Ti_{CT} - Ti_P(N), \end{aligned} \qquad (2.5)$$

где $Al_{CT}, V_{CT}, Ti_{CT}, Nb_{CT}$ – содержание в стали микролегирующих элементов.

Коэффициенты a, b, c, d, f и m, входящие в уравнение (2.4), рассчитывали по экспериментальным данным о размере зерна аустенита, приведенным в работе [9], авторы которой исследовали низкоуглеродистые стали с высоким

содержанием марганца (1,24-1,60 %), микролегированные алюминием, ванадием и ниобием (табл. 2.1).

Таблица 2.1

Химический состав исследуемых сталей

№ стали	Содержание химических элементов, %								
	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	V	N
1	0,06	0,05	1,58	0,012	0,012	0,030	–	–	0,0056
2	0,06	0,05	1,60	0,011	0,013	0,028	0,17	–	0,0061
3	0,06	0,05	1,26	0,012	0,015	0,032	0,10	–	0,0052
4	0,06	0,05	1,24	0,013	0,012	0,032	–	0,12	0,0055
5	0,06	0,05	1,26	0,012	0,012	0,029	0,05	0,06	0,0048

Дополнительно в расчетах использовали экспериментальные данные о влиянии титана на размер аустенитного зерна, приведенные в работе [10]. В нашем исследовании на первом этапе определяли весовые доли растворенных и нерастворенных в аустените компонентов в зависимости от температуры нагрева стали. Влияние температуры нагрева стали на количество нерастворенных карбидо- и нитридообразующих элементов (а) и энергию активации роста зерна (б) показано на рис. 2.1.

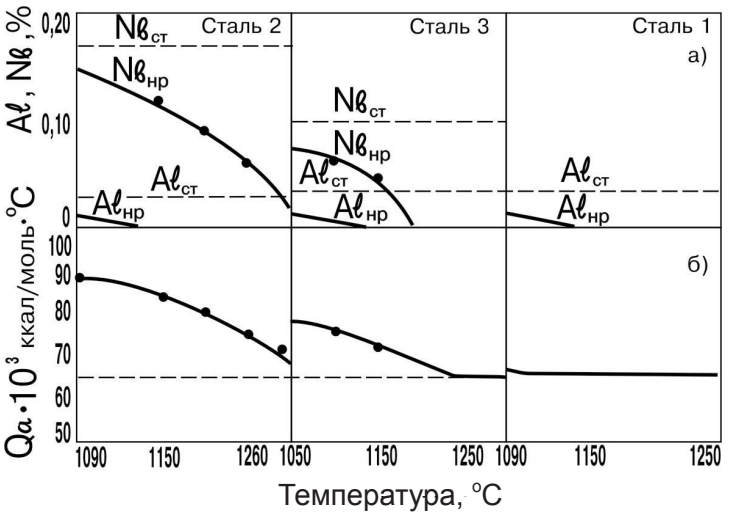


Рис. 2.1. Влияние температуры нагрева стали на количество нерастворенных карбидо- и нитридообразующих элементов (а) и величину активации роста зерна (б)

Согласно результатам расчета следует, что нитриды ванадия уже при температуре 1050 °С полностью растворились в аустените; растворение нитридов алюминия завершается при температуре 1150 °С; карбиды ниобия в нерастворенном состоянии могут находиться при температуре выше 1200 °С (рис. 2.1,*а*).

На втором этапе по экспериментальным значениям размера зерна аустенита для различных сталей и температур нагрева по зависимостям (2.2) и (2.3) были рассчитаны значения энергии активации роста зерна (Q_a). После этого методом наименьших квадратов определили коэффициенты *a*, *b, c, d, f* и *m*, входящие в уравнение (2.4). Было установлено, что $a = 64500$; $b = 5000$; $c = 15000$; $d = 75000$; $f = 175000$ ккал/моль · °С / %.

Коэффициент *m* равен 0,1. Это свидетельствует о том, что нерастворенные карбиды и нитриды алюминия, ванадия, титана и ниобия влияют на энергию активации роста зерна в 10 раз эффективнее, чем растворенные. На рис. 2.1,*б* показано влияние температуры нагрева на энергию активации роста зерен для сталей, указанных в таблице 2.1, а на рис. 2.2 приведены расчетные и экспериментальные зависимости размера зерна аустенита от температуры нагрева.

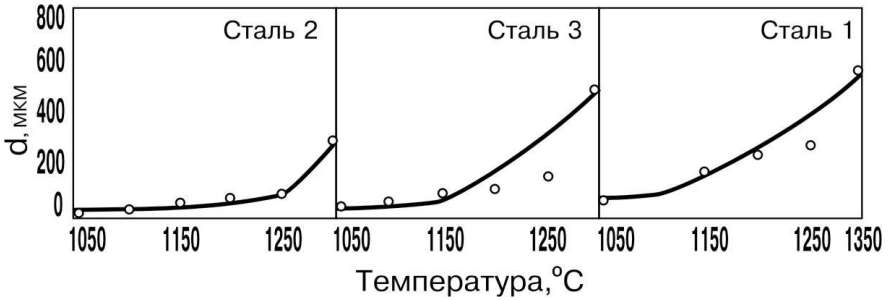


Рис. 2.2. Зависимость диаметра d зерна аустенита от температуры нагрева сталей различного химического состава.
Сплошные линии – расчет по описанной методике, точки – экспериментальные данные [9]

Повышение температуры нагрева приводит к понижению сдерживающей роли карбонитридных частиц на рост зерна аустенита, выражающийся в уменьшении величины энергии активации роста зерна вплоть до температуры полного растворения этих фаз. Дальнейшее повышение температуры не изменяет величину энергии активации и наступает резкий рост зерна аустенита, пропорциональный повышению температуры нагрева. Результаты сопоставления расчетных значений с экспериментальными данными показали реальную возможность прогнозирования размера аустенитного зерна и его химического состава с помощью математического моделирования.

2.1.2. Математическая модель аустенитной структуры при деформации в изотермических условиях

Во время деформации происходит наклеп зерна аустенита и его последующая релаксация (рекристаллизация) за время между проходами. Для математического описания этих процессов разработана модель деформации и рекристаллизации аустенита, основой для которой послужили работы С.М. Селларза, Ж.А. Вайтмана [11], С. Лиски, Ж. Возняка [12] и другие.

Модель динамической рекристаллизации включает расчет параметра Зенера-Холломена (температурно-скомпенсированная скорость деформации):

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp (Q_u/RT); \tag{2.6}$$

степени деформации, при которой начинается динамическая рекристаллизация:

$$\varepsilon_к = \{a_1 D_0 \cdot [\, \dot{\varepsilon} \exp \frac{Q_d}{RT} \,]\}^{a_2} ; \tag{2.7}$$

доли динамически рекристализованной структуры:

$$X_d = 1 - \exp(f_1 [\frac{\tau}{\tau_{d0,95}}]), \tag{2.8}$$

где $\tau_{d\,0.95} = C_1 D_0^{C_2} Z^{C_3}$; (2.9)

величины зерна после динамической рекристаллизации:

$$D_d = d_1 \; Z^{-d_2} \; . \tag{2.10}$$

Модель статической рекристаллизации включает расчет следующих параметров структуры:

времени 50% статической рекристаллизации:

$$\tau_{0.5} = g_1 \varepsilon^{g_2} D_0^{g_3} [\exp(Q_{st}/RT)] Z^{g_4} ; \tag{2.11}$$

доли статически рекристализованной структуры:

$$X_{st} = 1 - \exp[-\beta(\tau/\tau_{0.5})^{n_{st}}]; \tag{2.12}$$

величины статически рекристализованного зерна:

$$D_{st} = S_1 \varepsilon^{S_2} D_0^{S_3} Z^{S_4} ; \qquad (2.13)$$

размера зерна при собирательной рекристаллизации:

$$D_w^{n_w} - D_{st}^{n_w} = A\tau_{рк} \exp(-Q_w/RT) . \qquad (2.14)$$

В вышеприведенных формулах приняты следующие условные обозначения:

a_1, a_2, a_3, a_4, A – коэффициенты или показатели степени;
c_1, c_2, c_3, c_4 – коэффициенты или показатели степени;
d_1, d_2 - коэффициенты или показатели степени;
D – диаметр зерна аустенита;
D_0 – исходный диаметр зерна аустенита;
D_d – диаметр динамически рекристализованного зерна аустенита;
D_{st} – диаметр статически рекристализованного зерна аустенита;
D_w – диаметр зерна аустенита после собирательной рекристаллизации;
f_1, f_2 – коэффициенты или показатели степени;
g_1 - g_4 – коэффициенты или показатели степени;
n_{st}, n_w – показатели степени;
Q_u – энергия активации горячей деформации;
Q_{st} – энергия активации статической рекристаллизации;
Q_w – энергия активации собирательной рекристаллизации;
R – газовая постоянная;
S_1 – S_4 – коэффициенты или показатели степени;
τ – продолжительность статической рекристаллизации;
$\tau_{рк}$ – продолжительность собирательной рекристаллизации;
$\tau_{d0.95}$ – время, необходимое для совершения динамической рекристаллизации 95% объема деформированного аустенита;
$\tau_{0.5}$ – время для совершения статической рекристаллизации 50% объема деформированного аустенита;
T – температура;
$\dot{\varepsilon}$ – скорость деформации;
ε – степень деформации;

Значения констант, входящих в обобщенную модель структуры деформированного аустенита, сведены в таблице 2.2 для углеродистых [11], низколегированных [12] и легированных (аустенитных) [13] марок сталей.

Таблица 2.2

Значения констант рекристаллизации в формулах (2.6)–(2.14)

			Тип стали		
Процесс	Формула	Параметр	Углеродистые стали [11]	Низколегированные стали [12]	Легированные стали [13]
Деформация	(3.6)	Q_u, Дж/mol R	312000 8,2	312000 8,2	414000 8,2
Динамическая рекристаллизация	(3.7)	Q_d, Дж/mol a_1 a_2 a_3 a_4	- - - - -	312000 3.42x10 0.5 0.15 1.0	351240 $4.55x10^{-18}$ 0.5 1.0 K[1)]
	(3.8)	f_1 f_2	- -	-2.996 2.0	-2.966 1.25
	(3.9)	c_1 c_2	- -	$1.06x10^{-5}$ 0.0	$2.802x10^{-16}$ 0.8
	(3.10)	d_1 d_2	- -	$1,80x10^{3}$ 0.15	$6.813x10^{6}\varepsilon^{1/6}$ 0.111
Статическая рекристаллизация	(3.11)	Q_{st}, Дж/mol g_1 g_2 g_3 g_4	480000 $3.54x10^{-21}$ -4 2 -0.375	300000+f(o)[2)] $2.5x10^{-19}$ -4 2 0	351240 $1.45x10^{-11}$ -2 2 -0.375
	(3.12)	β n_{st}	2.996 2	2.996 2	2.996 0.5-2.0
	(3.13)	S_1 S_2 S_3 S_4	25 -1 0.5 -0.64[3)]	0.5 -1 0.67 0	2.24 -0.5 1 -0.006
Собирательная рекристаллизация	(3.14)	Q_w, Дж/mol n_w A	400000 10 $3.84x10^{32}$	420000 6 $8x10^{24}$	420000 10 $5.86x10^{31}$

Примечание к таблице 2.2:

1) $K = 0.152\ \dot{\varepsilon}^{\,0.15}$

2) $f(o) = 9/7\ (0.1/C) + 17/5\ Cr + 73\ Mo + 53.7V$

3) Вместо $Z \rightarrow \dot{Z} = 14.9\ ln \dfrac{R}{8.5\times10^{-9}}$.

Анализ и синтез этих методик позволил нам построить обобщенную модель формирования структуры аустенита углеродистой и низколегированной сталей при деформации, приведенную ниже.

Долю рекристаллизованного зерна аустенита после деформации рассчитывали по уравнению Авраами:

$$X = 1 - \exp[-\beta(\tau/\tau_r)^n], \qquad (2.15)$$

где β = 0,69, если вместо времени рекристаллизации используется время протекания 50 % рекристаллизации ($\tau_r = \tau_{0,50}$), или β = 2,996 при $\tau_r = \tau_{0,95}$; n – показатель, зависящий от параметров деформации, исходной структуры металла и химического состава стали. В ряде работ принимается n = 2.

Время протекания первичной рекристаллизации $\tau_{0,50}$ деформированного аустенита для рядовых и низколегированных сталей рассчитывали по формуле:

$$\tau_{0,5} = 2{,}5\cdot10^{-19}\cdot d_0^2\varepsilon^{-4}\exp\left(\frac{Q_a}{RT}\right), \qquad (2.16)$$

где d_0 – средний диаметр зерна аустенита перед деформацией, мкм; ε – степень деформации в проходе; Q_a – эффективная энергия активации первичной рекристаллизации.

Эффективная энергия активации, как упоминалось ранее, зависит от химического состава стали. В работе [12] эта зависимость представлена формулой:

$$Q_a' = 300 + 9{,}7\ln(0{,}1/C) + 17{,}5Cr + 57{,}3V, \qquad (2.17)$$

где C, Cr, V – содержание химических элементов в стали, % по массе.

С целью учета влияния карбонитридообразующих элементов Ti и Nb в нашей работе эта формула дополнена до следующего вида:

$$Q_a = Q_a' + 350Ti + 600Nb. \qquad (2.18)$$

Коэффициенты при *Ti* и *Nb* рассчитаны на основании экспериментальных зависимостей $\tau_{0,5} = \tau$ (*Ti, Nb*), полученных в работе [14], методом обратного пересчета с использованием формулы (2.16). В этой же работе отмечается, что степень разупрочнения $R_\sigma = 2\%$ соответствует началу статической рекристаллизации, т.е. учитывая, что $X = R_\sigma^2$, началом рекристаллизации можно считать $X = 5\%$. Там же определено, что влияние химических элементов на величину замедления статической рекристаллизации возрастает в последовательности: твердый раствор ванадия, титана, ниобия.

Средний диаметр аустенитного зерна после завершения первичной рекристаллизации (d_r) рассчитывали по формуле, полученной из геометрической модели, приведенной в работе [15]:

$$\frac{d_0}{d_r} = A\varepsilon^{2/3}, \tag{2.19}$$

где d_0 – средний диаметр зерна аустенита перед текущей деформацией ε.

Развитие этой модели позволило получить формулу:

$$d_r = 3{,}28 d_0^{0,32} \varepsilon^{-0,66}. \tag{2.20}$$

Расчеты среднего диаметра аустенитного зерна (d) при собирательной рекристаллизации по распространенной формуле [11] :

$$d^n = d_r^n + A_c \tau \exp\left(-\frac{Q_a}{RT}\right), \tag{2.21}$$

где τ – время после завершения первичной рекристаллизации, показали, что данная зависимость практически не отражает влияние диаметра рекристаллизованного зерна (d_r) на рост зерна аустенита при собирательной рекристаллизации, т.к. d_r входит в нее в качестве слагаемого. Поэтому в дальнейшем предпочтение отдавали формуле, в которой d_r является множителем:

$$d = d_r\left(1 + A_{c1} \ln\frac{\tau}{\tau_r}\right), \tag{2.22}$$

где A_{c1} – коэффициент.

Преимущество зависимости (2.22) состоит также в том, что она включает в себя время протекания первичной рекристаллизации (τ_r), отражая тем самым неразрывную связь двух стадий рекристаллизации – первичной и собирательной.

2.1.3. Особенности моделирования параметров структуры аустенита в условиях изотермической многократной деформации

В паузах между двумя смежными обжатиями полосы в зависимости от длительности этой паузы, параметров деформации, температуры и химического состава стали первичная рекристаллизация аустенита может не завершиться. Это вызывает определенные затруднения в прогнозировании аустенитной структуры стали. Решение задачи связано с корректным определением значений d_0 и ε, которые следует подставлять в формулы (2.16) и (2.20) для расчета аустенитной структуры после каждой деформации.

Изменение среднего диаметра зерна аустенита в процессе первичной рекристаллизации исследовано в работе [15] и представлено на рис. 2.3.

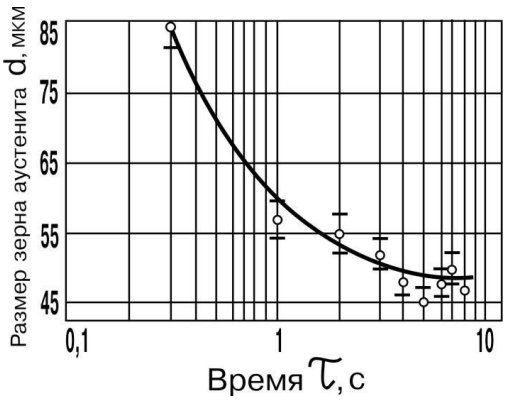


Рис. 2.3. Изменение размера зерна аустенита в процессе первичной рекристаллизации низкоуглеродистой стали [15]

Эта зависимость описана нами следующей формулой:

$$d = d_0 - (d_0 - d_r)X^a, \qquad (2.23)$$

где $a = 0{,}123$; X – доля рекристаллизованного зерна, рассчитанная по формуле (2.15).

Для учета в очередном цикле деформации предшествующего упрочнения фактическая степень деформации (ε_i) заменяется эквивалентной степенью деформации (ε_i^*):

$$\varepsilon_i^* = \varepsilon_i + \Delta\varepsilon_{i-1}, \tag{2.24}$$

где $\Delta\varepsilon_{i-1}$ – степень деформации, эквивалентная упрочнению аустенита, оставшемуся перед обжатием в i-том проходе.

Величина $\Delta\varepsilon_{i-1}$ рассчитывалась по следующей формуле:

$$\Delta\varepsilon_{i-1} = \varepsilon_{i-1}(1 - X_{i-1}). \tag{2.25}$$

где ε_{i-1} – степень деформации в i-1-ом проходе; X_{i-1} – степень рекристаллизации после i-1-го прохода.

2.1.4. Формирование аустенитной структуры в неизотермических условиях

При горячей прокатке температура металла не является постоянной величиной. На протяжении процесса она в основном монотонно снижается. Представим кривую охлаждения ломаной, которая состоит из набора изотермических выдержек при температурах T_1, T_2, … в промежутках времени t_1, t_2, … . Поскольку время первичной рекристаллизации при температурах T_1, T_2, … равняется, соответственно, значениям τ_{r1}, τ_{r2},…, то предположили, что при каждой температуре T_i рекристаллизуется часть деформированного аустенита, пропорциональная отношению t_i / τ_{ri}.

К моменту времени $\tau_i = \Sigma\, t_i$ доля рекристаллизованного зерна определяется соотношением:

$$X_i = 1 - \exp\left[-\beta\left(\sum_i \frac{t_i}{\tau_{r_i}}\right)\right], \tag{2.26}$$

а рост зерна при собирательной рекристаллизации к этому моменту времени можно определить по формуле:

$$d_i = d_r\left[1 + A_c\,\mathrm{h}\left(\sum_i \frac{t_i}{\tau_{r_i}}\right)\right]. \tag{2.27}$$

Сопоставительный анализ известных экспериментальных данных работы [16], касающихся стали 3сп, работы [17], относящихся к низколегированным сталям с ванадием и ниобием, и результатов расчетов аустенитной структуры свидетельствует о хорошем соответствии экспериментальных и расчетных значений среднего диаметра аустенитного зерна. Это позволяет считать предложенную

математическую модель формирования структуры аустенита при многократной деформации в неизотермических условиях приемлемой и достаточно надежной.

2.1.5. Расчет диаграмм изотермического распада аустенита

Получение диаграмм изотермических превращений аустенита позволяет прогнозировать формирование структуры при непрерывном охлаждении проката. Процесс непрерывного охлаждения представляется состоящим из набора изотермических выдержек при температурах T_1, T_2, T_3, … в течение промежутков времени τ_1, τ_2, τ_3. Принимается, что инкубационные периоды изотермических превращений при температурах T_1, T_2, T_3, … равны, соответственно, t_1, t_2, t_3, … и что при каждой температуре ступенчатого охлаждения расходуется часть инкубационного периода, равная t_i / τ_i. После того, как сумма этих отношений становится равной единице ($\sum_i t_i / \tau_{r_i} = 1$), начинается превращение.

Анализируя многочисленные работы, посвященные оценке правомерности принципа аддитивности для вычисления времени начала превращения, авторы работы пришли к выводу, что для полиморфного и перлитного превращений он выполняется. Далее принцип аддитивности был распространен на весь интервал времени фазового превращения.

Для представления развития превращения в процессе непрерывного охлаждения на изотермической диаграмме приняли, что степень превращения аустенита в феррит, перлит или бейнит подчиняется уравнению Авраами:

$$X(t) = 1 - \exp\left[-\beta_X \left(\frac{t}{t_x}\right)^K\right], \qquad (2.28)$$

где $X(t)$ – объем образовавшейся фазы; t – текущее время, t_x – время превращения объема X.

Константы β_x и K рассчитываются для каждой фазы стали конкретного химического состава при условии, что началу превращений ($X = 1\%$) соответствует время t_s, а окончанию превращения – t_f. Тогда из уравнения (2.28) будем иметь:

$$K = \frac{6{,}127}{\ln(t_s / t_f)}. \qquad (2.29)$$

Ключевыми в приведенной модели являются значения времени начала (t_s) и конца (t_f) превращений при заданной температуре. Воспользуемся результатами работы [18], в которой изотермическая диаграмма состоит из пяти кривых в координатах *log (t) – T*, начала образования феррита (F_s), начала образования перлита (P_s), окончания перлитного превращения (P_f), начала (B_s) и конца (B_f) бейнитного превращения, а также линий начала (M_s) и конца (M_f) мартенситного превращения (рис. 2.4).

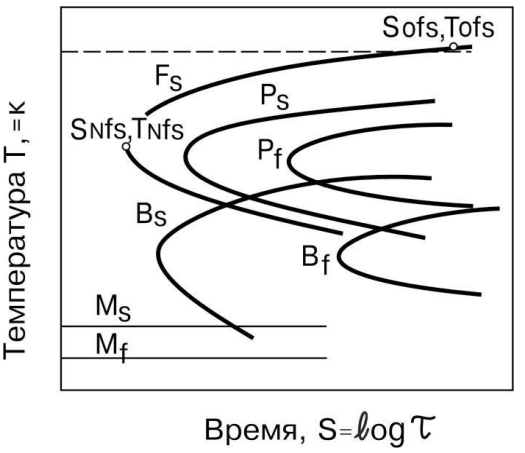


Рис. 2.4. Схема диаграммы изотермического распада аустенита [18]

Для математического описания каждой кривой использовали следующие зависимости [18]:

$$\frac{S-S_O}{S_N-S_O}=\frac{1}{\exp(-1/2)}\cdot\frac{(U-U_O)^{1/2}}{(U_N-U_O)^{1/2}}\cdot\exp\left[-\frac{1}{2}\cdot\frac{U-U_O}{U_N-U_O}\right]^2, \qquad (2.30)$$

где $U=\frac{1000}{T}$; $U_O=\frac{1000}{T_O}$; $U_N=\frac{1000}{T_N}$; $S=\ln(t)$; $S_O=\ln(t_O)$; $S_N=\ln(t_N)$;

S_O, T_O, S_N, T_N – координаты опорных точек.

Величины S_O, T_O, S_N, T_N являются функциями химического состава и размера аустенитного зерна стали и могут быть описаны эмпирической зависимостью [18]:

$$Y_1=\sum_{k=1}^{8}\left[B_{l,k}+B_{l,k+8}(0{,}8-C_2)\right]C_k, \qquad (2.31)$$

где $B_{l,k}$ – эмпирические коэффициенты; C_k – параметры, отражающие содержание химических элементов в стали и структуру аустенита:

C_k	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8
Значения	1	%C	%Mn	%Si	%Ni	%Cr	%Mo	$2^{N\gamma/2}$

Примечание: Nγ – балл зерна аустенита.

Эмпирические коэффициенты $B_{l,k}$ были вычислены методом множественного регрессионного анализа опорных точек S_O, T_O, S_N, T_N из более чем 100 диаграмм изотермического распада аустенита, приведенных в справочнике [19]. Коэффициенты множественной корреляции полученных зависимостей оказались достаточно высокими (0,65-0,80), что позволяет рассчитывать диаграммы изотермического распада аустенита сталей в диапазоне химических составов:

Элемент	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Nγ
Содержание в стали, %	0,10–0,60	0,20–2,00	0,20–2,50	<2,00	<3,00	<0,83	2–8

Экспериментальные и расчетные изотермические диаграммы для сталей 20ХГ и 20ХГС2 приведены на рис. 2.5. Сопоставление кривых свидетельствует о хорошем соответствии результатов расчета экспериментальным данным, что позволяет строить диаграммы изотермического распада аустенита для сталей в широком диапазоне химического состава, а также, используя принцип аддитивности, прогнозировать фазовые превращения аустенита при непрерывном охлаждении полос.

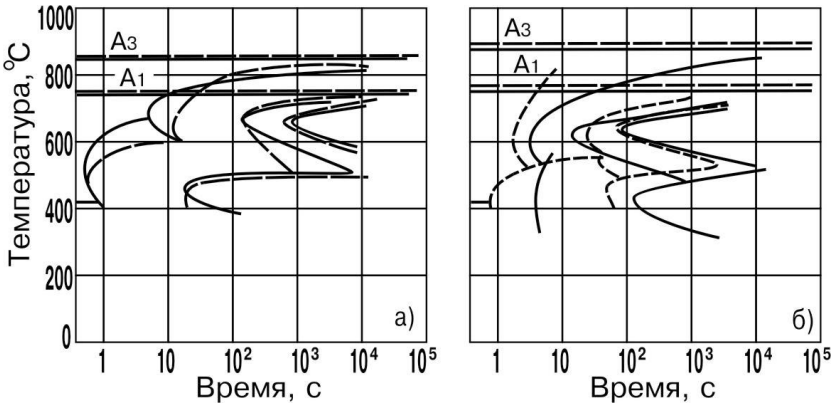


Рис. 2.5. Расчетные (сплошные линии) и экспериментальные (пунктирные) диаграммы изотермического распада аустенита:
а – сталь 20ХГ [19]; **б** – сталь 20ХГС2 (по данным М.Ф. Евсюкова)

2.1.6. Метод расчета термокинетических диаграмм распада аустенита

Фазовый состав стали определяется в объемных долях V_i *(I = 1 – 5),* где V_1 – объемная доля аустенита, V_2 – феррита, V_3 – перлита, V_4 – бейнита, V_5 – мартенсита. На каждом шаге превращения должно выполняться условие:

$$\sum_{i=1}^{5} V_i = 1.$$

В основу метода расчета положено уравнение Авраами. Расчет времени начала и конца превращения аустенита в *i*-ую фазу (t_{si}; t_{fi}) осуществляется по формуле (2.30), а порядок K_1 определяется по формуле (2.29). Значения объемной доли *i*-той структурной составляющей в момент времени $t + \Delta t$ рассчитывается из соотношения:

$$V_i(t+\Delta t) = X_i(t+\Delta t) + [V_1(t) + V_i(t)]V_{mi},$$

где $X_i(t + \Delta t)$ – фиктивная объемная доля *i*-той фазы в смеси «аустенит + *i*-тая фаза», определяемая уравнением:

$$X_i(t+\Delta t) = 1 - \exp\left[0{,}01\left(\frac{t_1+\Delta t}{t_s}\right)^{K_1}\right],$$

где $t_1 = \left[\dfrac{-t_s \ln(1-X_1)}{0{,}01}\right]^{1/K_1}$.

Мартенситное превращение протекает в интервале температур (M_s, M_f) с большой скоростью и подчиняется другой, отличной от уравнения (2.28) закономерности. При температуре $M_f < T < M_s$ количество мартенсита, образующееся из нераспавшегося к тому времени аустенита, пропорционально разности ($M_s - T$). С учетом рекомендаций работы [18] доля мартенсита рассчитывается по соотношению:

$$V_s = \left(1 - \sum_{i=2}^{5} V_i\right)\left[1 - \exp(-0{,}011(M_s - T)\right].$$

На следующем временном отрезке рассчитывается объем остаточного аустенита:

$$V_1(t+\Delta t) = 1 - \sum_{i=2}^{5} V_i(t).$$

Если $V_1(t + \Delta t) = 0$, то распад аустенита считается законченным.

Концентрация углерода в перлите для доэвтектоидных сталей выше, чем в стали в целом [20]. Содержание углерода в аустените, оставшемся после полиморфного и перлитного превращений, рассчитывали по формуле:

$$C_{аust} = C_{стали}/(1 - V_2) - 0{,}82V_3.$$

К началу бейнитного и мартенситного превращений нераспавшийся аустенит имеет, в общем случае, концентрацию углерода, отличную от концентрации углерода в стали. Вероятно, это обстоятельство и послужило причиной отмеченного у ряда исследователей факта, что расчет бейнитного превращения по изотермическим диаграммам показывает его ускоренное прохождение в сравнении с экспериментом. Опыт наших исследований позволяет судить о том, что бейнитное превращение происходит с аустенитом, обогащенным углеродом. Анализ термокинетических диаграмм показывает, что и мартенситное превращение при уменьшении скорости охлаждения начинается в условиях пониженных температур, что является следствием обогащения углеродом нераспавшегося аустенита.

По описанному алгоритму построены диаграммы распада аустенита сталей Ст3сп и 09Г2С, представленные в системах координат: $lg(t) - T$, $\lg(V_{охл}) - X$ (рис. 2.6).

При выборе методики расчета среднего размера зерна феррита (d_0) исходили из следующего. Размер ферритного зерна зависит от размера зерна аустенита, степени его наклепа и от температуры полиморфного превращения. Опыт показывает, что наилучшим образом этим положениям соответствует формула, приведенная в работе [21]:

$$d = \left[5{,}51 \cdot 10^{10}\, d_{ef}^{1{,}75} \exp\left(-\frac{21430}{T_{0{,}05}} \right) V_f \right]^{1/3}, \qquad (2.32)$$

где $d_{ef} = d/(1 + 2{,}4 \cdot 10^{-16} \cdot \rho^{1{,}154}) -$ (2.33)

эффективный размер зерна аустенита; ρ – плотность дислокаций, м$^{-2}$; $T_{0,05}$ – температура, при которой образовалось 5 % феррита; V_f – объемная доля феррита в стали.

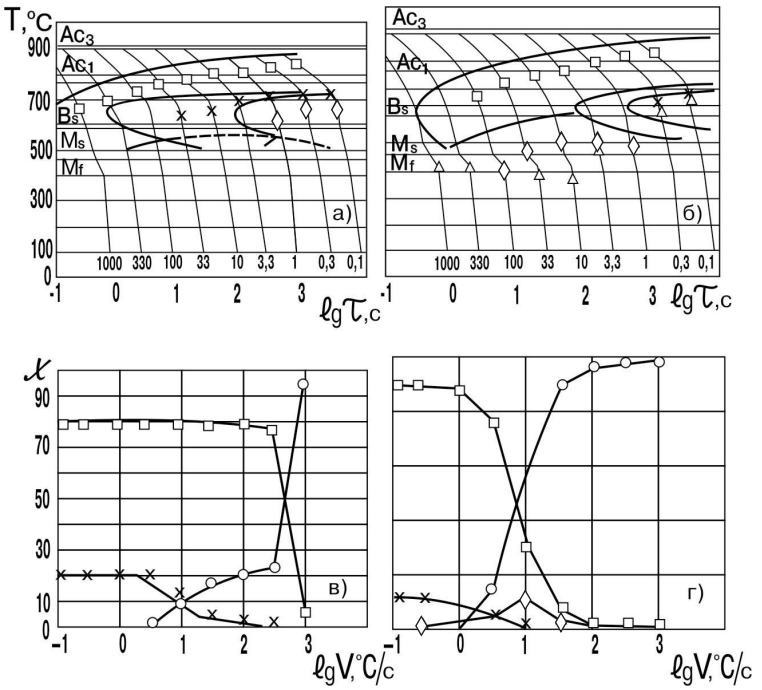


Рис. 2.6. Термокинетические диаграммы распада сталей Ст3сп (а, в) и 09Г2С (б, г), полученные расчетным методом.
Обозначения на рисунке: □ – феррит; x – перлит; ◊ – бейнит; O – мартенситит; Δ – окончание распада аустенита

На рис. 2.7 результаты расчета зерна феррита по формуле (2.32) сопоставлены с экспериментальными данными работы [22].

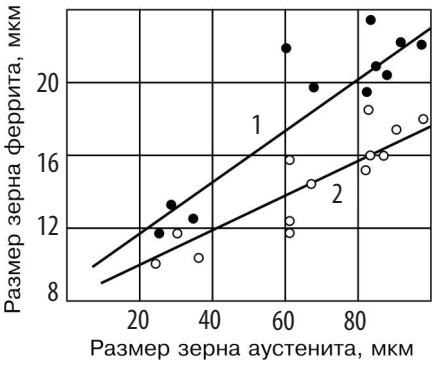


Рис. 2.7. Экспериментальные (точки) [22] и рассчитанные (сплошные линии) по формуле (2.32), значения размера зерна феррита стали 08пс: 1 – скорость охлаждения 5 град/с; **2** – скорость охлаждения 16 град/с

Метод расчета межпластиночного расстояния перлита выбирался исходя из предпосылки, что величина S_O тем меньше, чем ниже температура превращения. Например, формула, приведенная в работе [23], достаточно отражает это свойство:

$$S_O = \left[18 \sum_i \frac{V_p(t_i)}{A_C - T_i}\right] / V_p, \qquad (2.34)$$

где $V_p(t_i)$ – доля перлита, образовавшегося при температуре T_i.

На рис. 2.8 сопоставлены результаты расчета межпластинчатого расстояния в перлите по формуле (2.34) с данными, приведенными в работе [20].

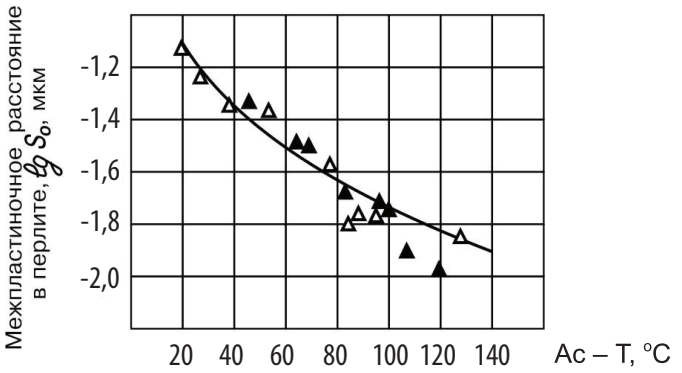


Рис. 2.8. Экспериментальные [20] и рассчитанные по формуле (2.34), сплошные линии, значения межпластиночного расстояния в перлите: черные точки ▲– сталь, содержащая 0,78% С; светлые точки Δ – 0,80% С

При медленном охлаждении проката, например, в рулоне, получают развитие процессы рекристаллизации феррита и сфероидизации пластинчатого перлита. Изменение морфологии перлита приводит к разупрочнению стали за счет снижения доли пластинчатого перлита в структуре:

$$\Pi' = V_p(1 - \gamma P), \qquad (2.35)$$

где Π' – условное содержание в структуре упрочняющего (пластинчатого) перлита; γ – коэффициент; P – доля сфероидизированного перлита.

Для расчета доли сфероидизированного перлита использовали зависимость типа уравнения Авраами:

$$P = 1 - \left[\exp\left(-\frac{\tau}{\tau_p} \right)^k \right], \qquad (2.36)$$

где k – константа; τ – время; τ_p – время полной сфероидизации перлита.

Чернышовым А.П. в диссертационной работе установлено, что для низкоуглеродистых и низколегированных сталей время полной сфероидизации перлита зависит от температуры и межпластиночного расстояния в перлите, образовавшегося в ходе перлитного превращения:

$$\tau_p = \exp\left(\frac{15062}{T} - \frac{0{,}228}{S_O} - 12{,}728 \right), \qquad (2.37)$$

где T – температура, °К; S_O – межпластиночное расстояние, мкм.

Зерно феррита наследует нерекристаллизованное состояние аустенита, а также может быть подвергнуто деформации, если последняя происходит при температуре ниже точки Ar_3. При описании процессов рекристаллизации феррита исходили из того, что они аналогичны первичной и собирательной рекристаллизации аустенита. При этом учитывали, что рекристаллизация зерна феррита происходит более интенсивно при одинаковых температурах вследствие того, что энергия активации рекристаллизации феррита Q_a больше энергии активации рекристаллизации аустенита Q_r. Нами принято, что $Q_a / Q_r = 1{,}1$.

2.1.7. Оценка модели механических свойств

Углеродистые и низколегированные стали в горячекатаном состоянии представляют собой полифазную смесь, в состав которой могут входить в различных соотношениях первичные фазы феррит (*Ф*), перлит (*П*), бейнит (*Б*) и мартенсит (*М*), вторичные фазы в виде карбидов, нитридов микролегирующих металлов (*Al, V, Ti, Nb*), неметаллические включения (оксиды, сульфиды). Если сталь рассматривать как природный композит названных выше компонентов, то ее прочностные свойства (предел прочности $\sigma_в$, предел текучести $\sigma_т$) можно представить суммой прочностных свойств каждой компоненты, умноженной на ее объемную долю в стали:

$$\sigma = \sigma_Ф V_Ф + \sigma_П V_П + \sigma_Б V_Б + \sigma_М V_М + \Sigma \sigma_{Дi} V_{Дi}, \qquad (2.38)$$

где $\sigma_Ф$, $\sigma_П$, $\sigma_Б$, $\sigma_М$ и $V_Ф, V_П, V_Б, V_{МІ}$ – прочность и объемные доли феррита, перлита, бейнита, мартенсита; $\sigma_{Дi}, V_{Дi}$ – прочность и объемная доля **i-той компо**ненты вторичной фазы.

Свойства каждой структурной компоненты, входящей в формулу (2.38), определяются химическим составом, морфологией и дисперсностью структуры, ее деформационным наклепом. Прочность ферритной составляющей $\sigma_Ф$ представили суммой трех слагаемых:

$$\sigma_Ф = \sigma^{тр}{}_Ф + \sigma^{з}{}_Ф + \sigma^{д}{}_Ф , \qquad (2.39)$$

где $\sigma^{тр}{}_Ф$, $\sigma^{з}{}_Ф$, $\sigma^{д}{}_Ф$ – твердорастворное, зернограничное и деформационное упрочнение феррита.

Упрочнение феррита за счет легирования твердого раствора рассчитывали по аддитивному выражению:

$$\sigma^{тр}{}_Ф = \Sigma K_{i\,Ф} \cdot C_i , \qquad (2.40)$$

где $K_{i\,Ф}$ – эмпирические коэффициенты; C_i – объемное содержание *i*-го химического элемента, %.

При расчете по формуле (2.40) в качестве значения C_i должна приниматься концентрация легирующего элемента, растворенного в феррите, которая в общем случае отличается от содержания данного элемента в стали. Для ферритоперлитных сталей в данной работе приняли, что *Mn, Si, Ni, P* в основном растворены в феррите, а содержащиеся в стали химические элементы *C, N, Cr, Mo, V, Ti, Al* входят в состав карбидных и нитридных фаз.

Зависимость прочностных характеристик феррита от размера (диаметра) его зерна рассчитывали по формуле типа Холла-Петча:

$$\sigma^{з}{}_Ф = K_d \cdot d^{-1/2} , \qquad (2.41)$$

где K_d – коэффициент; d – средний диаметр зерна феррита, рассчитанный по формуле (2.32).

При контролируемой и теплой прокатке, когда деформации подвергаются не только зерна аустенита, но и образовавшиеся при его распаде зерна феррита, упрочнение феррита за счет его деформации рассчитывали по выбранной нами формуле:

$$\sigma^{д}{}_Ф = (a^{д}{}_Ф + в^{д}{}_Ф d^{-1/2}) \cdot \Delta\varepsilon^{Cф} , \qquad (2.42)$$

где $a^{д}{}_Ф, в^{д}{}_Ф$, $c_Ф$ – эмпирические коэффициенты; $\Delta\varepsilon$ – остаточная деформация нерекристаллизованного феррита.

Вклад перлитной фазы в прочность низкоуглеродистых сталей учитывали по следующей формуле:

$$\sigma_П = K_П \cdot П, \tag{2.43}$$

где $K_П$ – эмпирический коэффициент; $П$ – объемная доля перлита в стали.

Кроме учета объемной доли перлита в стали необходимо было учесть его морфологию. Превращение перлита из пластинчатой формы в глобулярную происходит, например, при медленном охлаждении рулона горячекатаной полосы, что приводит к снижению прочностных свойств стали. Связь глобуляризации перлита с прочностными свойствами описывает формула (2.35).

Влияние бейнитной составляющей структуры стали оценивали с помощью линейной зависимости прочности в диапазоне от температуры начала бейнитного превращения B_s до температуры начала образования мартенсита M_s:

$$\sigma_Б = (\sigma_Ф V_Ф + \sigma_П V_П)/(V_Ф + V_П) + (\Sigma((B_s - T_i)/(B_s - M_s)\cdot$$
$$(\sigma_М - (\sigma_Ф V_Ф + \sigma_П V_П))/(V_Ф + V_П)\cdot \Delta V_{Бi})/V_М, \tag{2.44}$$

где T_i – температура бейнитного превращения в i-й момент времени; $\Delta V_{Бi}$ – приращение объема бейнита за i-й промежуток времени.

Основной фактор, определяющий прочностные свойства мартенсита – содержание углерода в мартенсите.

В настоящей работе за основу принята формула, приведенная в работе [18]:

$$\sigma_М = a_М + в_М \cdot \sqrt{C}, \tag{2.45}$$

где $a_М$, $в_М$ – эмпирические коэффициенты; C – содержание углерода в мартенсите.

Карбонитридное упрочнение $\sigma_Д$ зависит от объемной доли и дисперсности вторичных фаз. Однако авторам не удалось найти достаточной информации для прогнозирования размера частиц и расстояний между ними, а также функциональных зависимостей о их влиянии на физико-механические свойства стали. Поэтому на данном этапе исследований использовали эмпирический подход для расчета карбонитридного упрочнения:

$$\sigma_Д = \Sigma K_{Дi} \cdot Me_i, \tag{2.46}$$

где $K_{Дi}$ и Me_i – эмпирический коэффициент и объемная доля i-й микролегирующей добавки.

На пластические и вязкие свойства стали в значительной мере влияет наличие в горячекатаном прокате неметаллических включений – оксидов и сульфидов, прежде всего их объемных долей и размеров частиц, прогнозирование значений

которых крайне затруднено и должно осуществляться еще на стадии выплавки и разливки стали. Поэтому они в меньшей степени коррелируют с компонентами химического состава и структуры стали, чем прочностные свойства.

Для расчета относительного удлинения стали при испытаниях на растяжение взяли за основу формулу, предложенную в работе [24]:

$$\delta = ((a_\delta + в_\delta C)/\sigma_в)^{N\delta}, \qquad (2.47)$$

где a_δ, $в_\delta$, N_δ – эмпирические константы; C – содержание углерода в стали; $\sigma_в$ – рассчитанный предел прочности стали.

Ударную вязкость для комнатной температуры рассчитывали по формуле Щербака Г.К., приведенной в работе [24]:

$$KCU_{+20} = \sigma_в \cdot \delta / K_{KCU}. \qquad (2.48)$$

Для расчета ударной вязкости стали при температурах $T_{исп}$ ниже комнатной использовали следующую формулу:

$$KCU_{Tисп} = KCU_{+20} - ((KCU_{+20} - KCUt_{хр})/(20-t_{хр}))\cdot T_{исп} \qquad (2.49)$$

где $t_{хр}$ – температура хрупкого разрушения; $KCUt_{хр}$ – ударная вязкость при температуре хрупкого разрушения.

Для расчета температуры хрупкого разрушения взяли за основу известные формулы, связывающие ее с химическим составом и структурой стали:

$$t_{хр} = a_{хр0} + \Sigma a_{хрi} C_i + K_{хр} \cdot d^{-1/2}. \qquad (2.50)$$

Таким образом, для выбранной модели физико-механических свойств определяющими являются химический состав стали, объемы первичных и вторичных фаз, дисперсность и морфология их структуры.

Пригодность изложенной модели механических свойств стального проката оценивали при прогнозировании прочностных свойств листовой стали после горячей прокатки на непрерывном широкополосном стане. В состав модели входят расчет температурно-деформационных параметров процесса прокатки полосы в каждой клети стана; расчет температуры полосы на отводящем рольганге и в рулоне; расчет параметров структурного состояния аустенита (степень рекристаллизации, размер зерна, наклеп, химический состав аустенита); расчет объемных долей структурных составляющих стали при фазовых превращениях деформированного аустенита; расчет размера зерна феррита и межпластиночного расстояния в перлите; расчет степени глобулизации перлита (рис. 2.9).

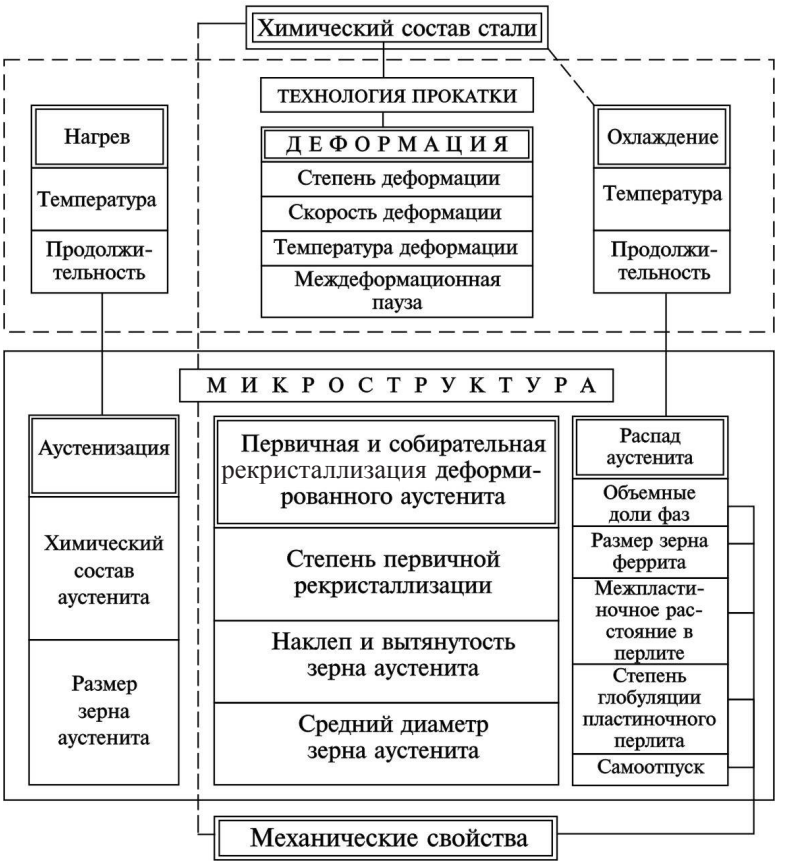


Рис. 2.9. Блок-схема математической модели прогнозирования микроструктуры и механических свойств стали при горячей прокатке

Проверочные расчеты были выполнены для случаев прокатки полос из сталей Ст3сп, 09Г2СФ, 09Г2ФБ при различных режимах прокатки: обычная прокатка ($T_{кп}$ = 880-890 °С), контролируемая прокатка ($T_{кп}$ = 730-780 °С) и теплая прокатка ($T_{кп}$ = 530-700 °С). Условия вычислительных экспериментов соответствовали экспериментальным данным, приведенным в работе [25]. Химический состав исследуемых сталей приведен в табл. 2.3. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений прочностных свойств стали показано на рис. 2.10.

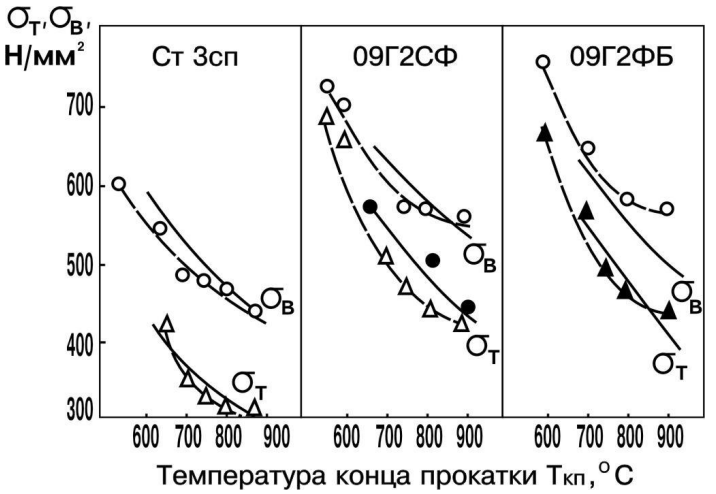


Рис. 2.10. Сопоставление результатов расчета прочностных свойств сталей Ст3сп, 09Г20Ф, 09Г2ФБ (сплошные линии) с экспериментальными данными (точки и пунктирные линии) [25]

Таблица 2.3

Химический состав сталей

Марка стали	Массовая доля элемента, %							
	C	Si	Mn	S	P	Al	Cr	Ni
09Г2ФБ	0,09	0,28	0,61	0,004	0,020	0,056	0,06	0,04
09Г2СФ	0,11	0,58	1,44	0,009	0,017	0,077	0,03	0,03
Ст3сп	0,14	0,23	0,46	0,028	0,020	0,005	0,06	0,04

Продолжение табл. 2.3

Марка стали	Массовая доля элемента, %					
	Cu	Ti	V	N	Nb	Ca
09Г2ФБ	0,04	0,013	0,080	0,009	0,031	0,003
09Г2СФ	0,07	0,013	0,081	0,010	–	–
Ст3сп	0,13	–	–	–	–	–

Результаты расчетов свидетельствуют о том, что предложенная математическая модель удовлетворительно описывает свойства сталей различного химического состава, включая низколегированные с карбонитридным упрочнением и подвергнутые различным режимам термомеханической обработки. Дополнительно математическую модель формирования механических свойств проверили по фактическим данным механических испытаний 820 партий листового проката из сталей Ст3сп, 09Г2С, 17ГС, 10ХСНД. С помощью специально разработанного программного обеспечения были выполнены расчеты пределов прочности и текучести. Корреляционный анализ показал, что модель с достаточно высокой точностью описывает прочностные показатели свойств целого класса ферритоперлитных сталей: коэффициент корреляции между измеренными и расчетными значениями предела текучести составил 0,86 в диапазоне 240-540 Н/мм^2; для предела прочности его величина составила 0,89 в диапазоне 390-690 Н/мм^2. Среднее квадратичное отклонение расчетных данных от экспериментальных (погрешность модели) для предела текучести составила 23,4 Н/мм^2, для предела прочности – 19,5 Н/мм^2.

2.2. Сопротивление деформации

Под сопротивлением деформации σ будем понимать напряжение, необходимое для приведения деформируемого тела в состояние пластического течения. Сопротивление деформации металла при высоких температурах зависит от степени ε, скорости $\dot{\varepsilon}$ и температуры T деформации и может быть описано следующей формулой:

$$\sigma = A\varepsilon^{a}\dot{\varepsilon}^{b}\exp(-cT). \qquad (2.51)$$

Зависимость типа (2.51) предложена на основе экспериментальных исследований сопротивления деформации образцов металла с помощью специальных испытательных машин, называемых пластометрами.

Упрочнение горячего металла при деформации $\sigma = \sigma(\varepsilon)$ исследуют при постоянной скорости $\dot{\varepsilon}$ = const и температуре T = const испытания. Это обеспечивается специальной профилировкой кулачка, приводящего в действие шток для осадки образца, и применением специальных контейнеров, которые нагревают вместе с образцом.

Ниже приведен метод расчета профилирования кулачка пластометра, обеспечивающего постоянную скорость деформации при осадке образца.

Постановка задачи для испытания металла со скоростью деформации $\dot{\varepsilon}$ в общем случае выражается соотношением:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{dh}{h}\frac{1}{dt}, \qquad (2.52)$$

где h – высота образца.

С помощью формулы (2.52) можно определить функцию изменения во времени высоты осаживаемого образца *h(t)* по заданному закону изменения скорости деформации $\dot{\varepsilon}(t)$. Если допустить, что скорость вращения маховика пластометра остается постоянной в момент деформации, то по заданному закону *h(t)* можно рассчитать требуемый профиль кулачка.

Для маховика, вращающегося с постоянной скоростью, верно соотношение:

$$d\Theta = \omega dt, \qquad (2.53)$$

где Θ – угол поворота маховика, рад; ω – угловая скорость маховика (ω = *const*), рад/сек.

Согласно (2.52) имеем:

$$\dot{\varepsilon}\ (\Theta) = \frac{dh}{h(\Theta)} \cdot \frac{\omega}{d\Theta}. \qquad (2.54)$$

Проинтегрируем выражение (2.54):

$$-\int_{h_0}^{h} \frac{dh}{h} = \frac{1}{\omega}\int_{0}^{\Theta} \dot{\varepsilon}(\Theta) d\Theta.$$

После интегрирования получаем закон изменения высоты образца в функции угла поворота маховика:

$$h(\Theta) = h_0 \exp\left(-\frac{1}{\omega}\int_{0}^{\Theta} \dot{\varepsilon}(\Theta) d\Theta\right). \qquad (2.55)$$

Из выражения (2.55) следует, что величину выступа кулачка Δl(Θ), обеспечивающую требуемую степень деформации, можно определить как разность между начальной h_o и искомой h(Θ) высотой образца:

$$\Delta l(\Theta) = h_0 - h(\Theta). \qquad (2.56)$$

Для моделирования постоянной скорости деформации ($\dot{\varepsilon}$ = *const*) из (2.55) получаем:

$$h(\Theta) = h_0 l^{-\frac{\dot{\varepsilon}}{\omega}\Theta}.$$

Обозначим $\dot{\varepsilon} / \omega = \lambda$, тогда из предыдущего выражения получим:

$$h(\Theta) = h_0 l^{-\lambda\Theta}. \qquad (2.57)$$

Величину λ определим из соотношения (2.57), когда $h(\Theta) = h_1$:

$$\lambda = \frac{1}{\Theta_k} \ln \frac{h_0}{h_1}, \qquad (2.58)$$

где h_1 – конечная высота образца; $\Theta_к$ – центральный угол кулачка.

Теперь для заданной скорости деформации можно определить необходимую угловую скорость маховика ω:

$$\omega = \frac{\dot{\varepsilon}}{\lambda}, \qquad (2.59)$$

при этом профиль (превышение над образующей маховика) кулачка должен соответствовать зависимости:

$$\Delta l = h_0 \left[1 - \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\Theta / \Theta_k} \right]. \qquad (2.60)$$

Во время горячей пластической деформации одновременно протекают два процесса: упрочнение и разупрочнение. Первый этап – изменение напряжения с ростом деформации (до ε = 0,2÷0,4) соответствует фазе наклепа, которая описывается формулой (2.51). Для определения коэффициентов A, a, b, c, входящих в формулу (2.51), необходимо методически правильно поставить экспериментальное исследование связей сопротивления деформации σ с переменными ε, $\dot{\varepsilon}$ и T. Это исследование представляет собой многофакторный эксперимент, в котором при варьировании одной переменной все остальные остаются постоянными.

С целью применения метода математического планирования эксперимента зависимость (2.51) путем логарифмирования приводится к линейному виду:

$$Y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3, \qquad (2.61)$$

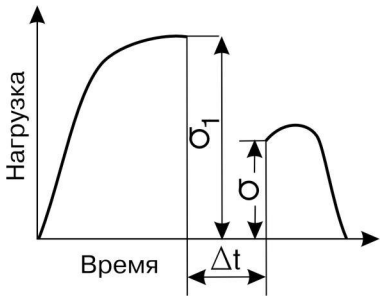
где $x_1 = ln\varepsilon$; $x_2 = ln\dot{\varepsilon}$; $x_3 = T$; $b_1 = a$; $b_2 = b$; $в_3 = c$.

Имея линейную зависимость (2.61), несложно воспользоваться хорошо разработанным аппаратом метода планирования эксперимента, который позволяет при минимальном количестве опытов получить достоверные значения коэффициентов *A, a, b, c*.

Процесс прокатки как на реверсивных, так и на непрерывных станах осуществляется путем многократного деформирования полосы с паузами между обжатиями. В эти отрезки времени происходит разупрочнение металла, которое в зависимости от длительности паузы, температуры полосы и условий ее деформирования может быть полным или частичным. Разупрочнение между деформациями изучают на пластометрах специальной конструкции, которая позволяет осуществлять многократное деформирование одного и того же образца с различными паузами между обжатиями [26, 27].

Типичные зависимости сопротивления деформации низкоуглеродистой стали (0,17% С) от степени деформации при двух обжатиях одного образца с паузой между ними 1,2 с представлены на рис. 2.11.

Рис. 2.11. Схема определения степени разупрочнения стали методом двойного нагружения



Путем измерения величины $\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma$ получают зависимость разупрочнения $\Delta\sigma$ от продолжительности паузы Δt при заданных параметрах деформации и температуры. Степень разупрочнения R_σ описывается соотношением:

$$R_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\sigma_1 - \sigma_0} = \frac{\sigma_1 - \sigma}{\sigma_1 - \sigma_0}, \qquad (2.62)$$

где σ_0, σ_1 – сопротивление деформации в начале и в конце кривой нагружения; σ – сопротивление деформации после междеформационной паузы.

Процесс упрочнения и разупрочнения стали при горячей деформации связан с наклепом и рекристаллизацией аустенита. При этом считают, что величина разупрочнения пропорциональна объему (*X*) рекристаллизационного аустенита.

$$R_\sigma = \sqrt{X}. \qquad (2.63)$$

Адекватность модели (2.63) оценивали по данным работы [28], в которой пластометрическим методом исследовали разупрочнение металла между двумя деформациями по зависимости (2.62).

В качестве экспериментальных данных использовали результаты исследования на кручение прутков из сталей Ст3 и 08Х18Н10Т. Испытания при двукратном нагружении проводились в диапазоне температур от 800 до 1200°С, степень деформации при цикле нагружения $\varphi = 2\pi$ соответствовала – 0.34, скорость деформации $\dot{\varepsilon} = 0.283$ 1/с. Выбранные степень и скорость деформации обеспечивали достаточный уровень деформационного упрочнения к началу междеформационной паузы τ_2, равной 5 с.

Результаты расчетов R_σ и X, а также их экспериментальные значения приведены в табл. 2.4. Сопоставление количественных данных, приведенных в табл. 2.4 и на рис. 2.12, свидетельствует о достаточной надежности метода расчета степени рекристаллизации деформированного аустенита.

Таблица 2.4

Сопоставление расчетных значений степени рекристаллизации X аустенита с экспериментальными данными разупрочнения стали [28] ($\varepsilon = 0.34$, $\dot{\varepsilon} = 0.283$ 1/с, $\tau_2 = 5$ с)

t,°C	Ст 3				08Х18Н10Т			
	Эксперимент		Расчет		Эксперимент		Расчет	
	R_σ	X	R_σ	X	R_σ	X	R_σ	X
800	0.85	0.72	0.88	0.77	0.10	0.01	0.17	0.03
900	1.00	1.00	1.00	1.00	0.25	0.06	0.26	0.07
1000	1.00	1.00	1.00	1.00	0.50	0.25	0.60	0.36
1100	1.00	1.00	1.00	1.00	0.70	0.49	0.83	0.69
1200	1.00	1.00	1.00	1.00	0.95	0.90	1.00	1.00

Среди исследованных сталей наиболее склонна к разупрочнению сталь Ст3. При паузе 5с и температуре 900°С сталь Ст3 полностью разупрочняется (рис. 2.12, кривая 1). Сталь 08Х18Н10Т характеризуется незначительной склонностью к разупрочнению, особенно в области температур 800-900°С, а при температуре 1000°С аустенит рекристаллизуется лишь на 50% (кривая 2 на рис. 2.12).

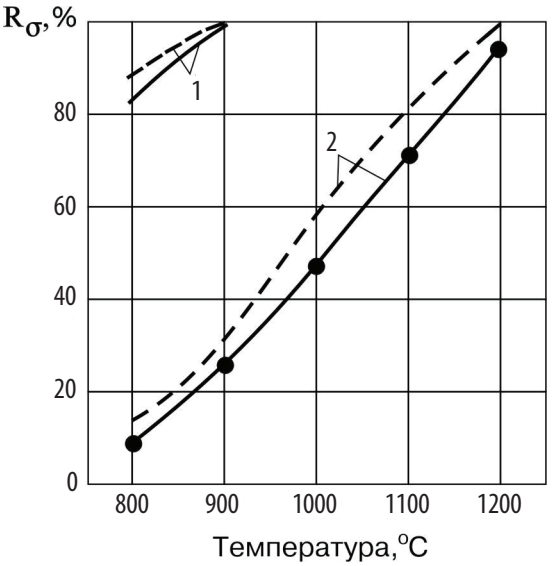


Рис. 2.12. Зависимость степени разупрочнения Rσ сталей от температуры: 1 – углеродистая сталь типа Ст3; **2** – коррозионностойкая сталь типа 8-12Х18Н9Т; сплошные линии – экспериментальные данные [28], пунктирные – результаты расчета

Сопоставление приведенных количественных данных свидетельствует о достаточной надежности метода расчета степени рекристаллизации деформированного аустенита по формуле (2.15).

Таким образом, задачи прогнозирования сопротивления деформации металла и микроструктуры стали тесно взаимосвязаны и неразрывны. В последних работах по математическому моделированию сопротивления деформации при горячей прокатке сталей также отмечается необходимость использования параметров, описывающих рекристаллизацию деформированной структуры [29, 30].

2.3. Температура полосы

Для прогнозирования температуры полосы между проходами при реверсивной или непрерывной прокатке, а также при охлаждении после прокатки использовали численный аппарат решения задачи теплопроводности для неограниченной пластины:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial T(X,\tau)}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho}\frac{\partial^2 T(X,\tau)}{\partial X^2} + \Phi_{\gamma\to\alpha}, \\ &\tau > 0; \quad -h/2 < X < h/2; \\ &T(X,0) = f(X), \end{aligned} \tag{2.64}$$

$$\lambda \frac{\partial T(h/2,\tau)}{\partial X} = \alpha_B [T_c - T(h/2,\tau)], \tag{2.65}$$

$$\lambda \frac{\partial T(-h/2,\tau)}{\partial X} = \alpha_H [T_c - T(-h/2,\tau)], \tag{2.66}$$

где $\Phi_{\gamma\to\alpha}$ – источниковый член, характеризующий выделение тепла при фазовом превращении стали; h – толщина полосы; α_B, α_H – коэффициенты теплоотдачи на верхней и нижней поверхности полосы;

T_c – температура охлаждающей среды.

При решении температурной задачи такие теплофизические параметры, как теплоемкость c и коэффициент теплоотдачи α определяют, в основном, точность прогнозирования температуры. Их значения, как правило, задают по эмпирическим зависимостям.

Для расчета коэффициента теплоотдачи при охлаждении полосы на воздухе приняли формулу:

$$\alpha_V = a_V \left(\frac{T^{2,05}}{11400} + 1{,}5V^{0,8} \right), \frac{Вт}{м^2 K}, \tag{2.67}$$

где a_V – поправочный коэффициент; V – скорость движения полосы, м/с.

Первое слагаемое этой формулы отражает отвод тепла от полосы за счет излучения, второе – за счет конвекции.

Для расчета коэффициента теплоотдачи при охлаждении полосы водой использовали зависимость:

$$\alpha_W = (\alpha + a_W 28 Q_W), \frac{Вт}{м^2 K}, \tag{2.68}$$

где a_w – поправочный коэффициент, учитывающий способ охлаждения (сверху, снизу) и тип охлаждающей установки (например, для верхней душирующей установки a_w = 1,0; для нижней – a_w = 0,5 – 0,7); Q_w – удельный расход воды.

Формула (2.68) включает в себя как параметры охлаждения полосы на воздухе, так и водой. Это позволяет обеспечить монотонность изменения граничных условий при уменьшении расхода охлаждающей воды до минимума, т.е. когда $Q_W \to 0$.

Для расчета удельной теплоемкости углеродистой стали использовали формулу, полученную при обработке данных работы [31] :

$$C = 4{,}19\left[117 + 5{,}8\frac{T}{100} - 0{,}21\left(\frac{T}{100}\right)^2\right], \ \frac{Дж}{кг \cdot K}. \qquad (2.69)$$

При определении значения удельной теплоемкости горячей углеродистой стали следует учитывать следующие соображения. Известные экспериментальные данные свидетельствуют о том, что в определенном интервале температур удельная теплоемкость углеродистых сталей имеет повышенные значения, резко отличающиеся от значений вблизи границ температурного диапазона. Физический смысл этого явления заключается в следующем. Удельная теплоемкость – это физическая величина, характеризующая свойство металла увеличивать температуру при передаче ему тепловой энергии. Из размерности теплоемкости (*Дж/кг·К*) следует, что для повышения температуры металла массой 1 *кг* на 1° *К* ему необходимо передать теплоту 1 *Дж*. На этом и основан способ измерения теплоемкости. Однако для металлов, претерпевающих фазовые превращения в процессе нагрева, этот способ становится некорректным.

Углеродистая сталь при нагреве до температуры Ac_1, представляет собой α – железо, которое при температурах $T > Ac_1$ начинает превращаться в γ – железо (аустенит). Фазовое превращение заканчивается при температуре Ac_3. Процесс превращения γ → α является эндотермическим, т.е. идет с поглощением тепла. Это обстоятельство и является причиной увеличения теплоемкости стали в диапазоне температур ($Ac_3 - Ac_1$).

Охлаждение углеродистой стали, находящейся в аустенитном состоянии ($T > Ac_3$), до температуры Ar_3 – начала γ → α превращения – происходит без тепловых аномалий. При $T < Ar_3$ ($Ar_3 < Ac_3$) начинается превращение аустенита в α – железо. Этот процесс сопровождается выделением тепла. Энтальпия превращения аустенита в феррит, перлит и бейнит согласно литературным источникам принята равной 76,6 МДж/кг.

Выделение тепла при фазовом превращении переохлажденного аустенита учитывали в температурной задаче (2.64) за счет источникового члена $\Phi_{\gamma\to\alpha}$. Источниковый член $\Phi_{\gamma\to\alpha}$ определяется по соотношению:

$$\Phi_{\gamma\to\alpha}(T,\tau)=\frac{H_{\gamma\to\alpha}}{C_P}\frac{\partial(V_F+V_P+V_B)}{\partial t}, \qquad (2.70)$$

где V_F, V_P, V_B – объемные доли феррита, перлита и бейнита при распаде аустенита.

Интенсивность поглощения и выделения тепла при фазовых превращениях обратно пропорциональна разности температур (Ac_3 – Ac_1). Наиболее близко эти точки расположены у высокоуглеродистых сталей (C = 0,6-0,8%). Например, для стали с содержанием углерода 0,65% $Ac_3 - Ac_1$ = 20 °С, а для низкоуглеродистой стали (0,08% C) $Ac_3 - Ac_1$ = 160 °С.

Для исследования температурных явлений в металле при нагреве и охлаждении использовали высокоуглеродистую листовую сталь (0,65% C, 0,25% S, 1,06% Mn). Образцы нагревали в муфельной электропечи, а затем подвергали охлаждению с различной интенсивностью. Температуру металла измеряли хромельалюмелевой термопарой, зачеканенной в образец. Оценка инерционности термопары показала, что она в состоянии фиксировать скорость охлаждения до 80 °С/с.

Изменение температуры образца в электропечи, нагретой до температуры 900 °С показано на рис. 2.13. На кривой нагрева отчетливо виден горизонтальный участок, соответствующий превращению α – железа в аустенит при температуре 710 °С.

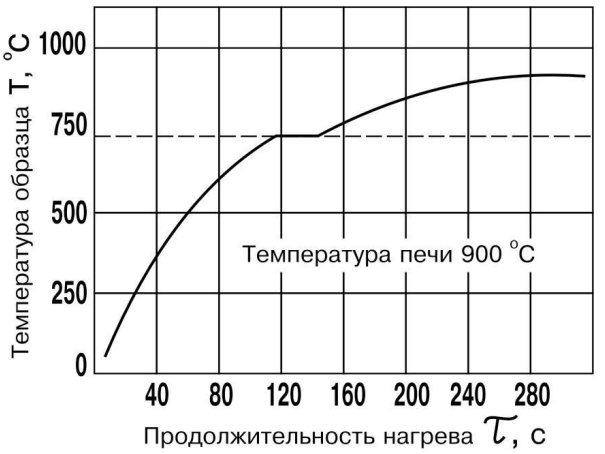


Рис. 2.13. Кривая нагрева образца листовой стали 65Г

На рис. 2.14 показана кривая охлаждения этих образцов. Образцы охлаждали тремя способами: на спокойном воздухе, струей сжатого воздуха и струей водовоздушной смеси. Для образцов, охлаждавшихся на спокойном воздухе и струей воздуха характерно повышение температуры (на 100-120 °С) после охлаждения их до 600-550 °С. Это явление обусловлено тепловыделением при превращении аустенита в перлит. При ускоренном охлаждении образцов водовоздушной смесью имело место мартенситное превращение, при котором, как известно, выделение дополнительного тепла не происходит.

Таким образом, показано, что, как и при определении сопротивления деформации, расчет температуры прокатываемой полосы тесно связан с расчетом фазовых превращений в стали.

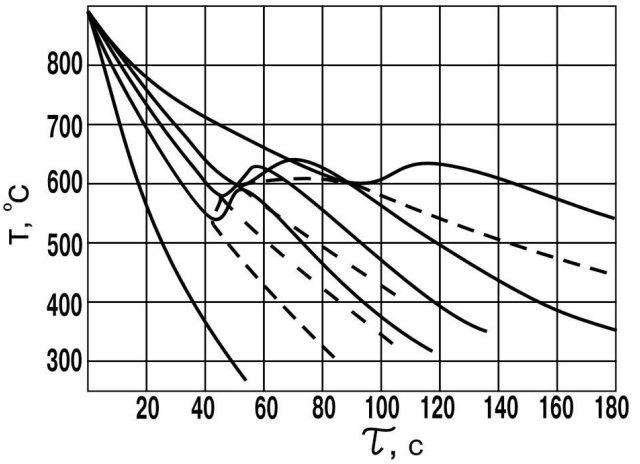


Рис. 2.14. Кривые охлаждения образцов листовой стали 65Г: сплошные линии – фактические кривые охлаждения; пунктирные – условные кривые охлаждения без учета выделенного тепла при перлитном превращении аустенита

Следует отметить, что при нагреве и охлаждении низкоуглеродистых сталей практически не обнаружено изменения хода кривых нагрева и охлаждения, поскольку интенсивность поглощения и выделения тепла при фазовом превращении в этом случае весьма низкая, что реально не выявляет теплового эффекта при фазовом превращении.

Глава 3

Управление формированием микроструктуры и механических свойств проката

Моделирование микроструктуры и механических свойств в потоке стана

Автоматизированная система управления свойствами проката на ШСГП

Особенности технологии производства горячекатаного подката для непрерывных станов холодной прокатки

УПРАВЛЕНИЕ ФОРМИРОВАНИЕМ МИКРОСТРУКТУРЫ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПРОКАТА

Современной тенденцией на рынке листовых сталей является расширение их номенклатуры при одновременном ужесточении требований к качеству, в том числе по структуре и механическим свойствам. Удовлетворить в полном объеме эти требования возможно путем организации контроля и управления формированием структуры и свойств проката в технологической линии стана. Оперативно реагировать на запросы рынка, существенно сократив при этом сроки и затраты на освоение новых видов металлопродукции, позволит автоматизированное проектирование химического состава стали и технологических режимов прокатки и охлаждения полос (листов). Моделирование процесса горячей прокатки позволяет решить эти задачи. С помощью компьютерной программы возможно, с одной стороны, более точно определять силовые параметры процесса (нагрузки на оборудование стана), с другой – температурно-деформационное состояние прокатываемого металла, и, наконец, предсказывать конечную структуру и механические свойства проката. Поэтому начиная с конца XX-го века в мире начали интенсивно проводиться исследования по разработке таких математических моделей.

В середине 90-х Американский институт черной металлургии (AISI), совместно с Департаментом энергетики США (DOE) и 14 североамериканскими сталепроизводителями, профинансировал разработку модели изменения микроструктуры и механических свойств. В 2001 корпорация INTEG взяла на себя задачу усовершенствования модели и при поддержке AISI, DOE и пяти североамериканских сталепроизводителей создала программу HSMM (Hot Strip Mill Model, версия 6.0). Программа позволяет пользователю моделировать обработку стали с момента ее выхода из нагревательной печи до участка выхода со стана, отслеживая и моделируя точки в переднем конце, в середине и в заднем конце по длине раската из основных марок углеродистых и низколегированных сталей с добавками V, Nb, Ti. Рассчитываются конечные механические свойства: предел прочности, предел текучести, относительное удлинение. Сталепроизводители, поддержавшие проект, используют программу в разнообразных вариантах практического применения [32].

Фирмой Voest-Alpine Industrieanlagenbau и Voest-Alpine Stahl Linz разработана компьютерная система управления качеством горячекатаной полосы, названная VAI-Q Strip. Эта система в 1997 году была установлена на семиклетевом стане горячей прокатки полос фирмы Voest-Alpine Stahl Linz в Линце. Прогнозирующая часть этой системы позволяет оперативно сделать точную оценку механических

свойств горячекатаной полосы сразу после ее смотки на подпольную моталку. В дальнейшем система VAI-Q Strip была расширена, чтобы можно было обеспечить полностью автоматическое оперативное управление параметрами качества полосы. Основной моделью, используемой в системе, является модель, описывающая процесс прокатки и соответствующие изменения микроструктуры. Большая работа проведена по созданию модели фазового превращения и по расчету размера ферритных зерен, моделированию кинетики выделения частиц при образовании карбидов и нитридов титана, ниобия и ванадия. На первом этапе систему применяли с целью уменьшить количество испытаний на растяжение. Затем стали решать задачи оптимизации химического состава конструкционной стали, в частности, по уменьшению марганца в стали, что обеспечило значительную экономию легирующих элементов. И, наконец, систему стали применять для регулирования температуры смотки с целью компенсации возможных отклонений механических свойств от заданного уровня [33].

Новолипецким металлургическим комбинатом (НЛМК) и Липецким государственным техническим университетом (ЛГТУ) разработана и внедрена на ШСГП 2000 автоматизированная система прогноза структуры и механических свойств горячего проката (СПССГП), назначением которой является получение информации в режиме реального времени рассчитанных значений параметров структуры и механических свойств [34, 35]. Система используется для проведения аудита существующей технологии и последующей коррекции технологических режимов прокатки и охлаждения полос с целью гарантированного получения заданных механических свойств. Планируется расширить круг решаемых задач, в частности, перевод статистического контроля механических свойств проката на контроль от СПССГП; модернизации математического обеспечения системы управления ускоренным охлаждением полосы.

Известны примеры применения математических моделей формирования структуры и механических свойств толстого листа из низколегированных сталей при высокотемпературной (Т = 950-1050ºС) и контролируемой (Т = 830-850ºС) прокатке и последующем охлаждении (ускоренном или на воздухе) [36]. С помощью разработанной модели, включающей расчет размера аустенитного зерна при деформации и размера ферритного зерна при охлаждении, был разработан температурно-деформационный режим прокатки листов из сталей 14Г2 и 17Г1С-У на реверсивном стане 3600 ОАО "МК Азовсталь".

В Институте обработки давлением технического университета Фрайбурской Горной Академии разработана комплексная модель прокатки сортовой стали и катанки [37]. Модель прокатки позволяет определять все технологические параметры процесса, причем пластическую деформацию в межвалковом зазоре

определяют методами конечных элементов или конечных разностей. Модель структуры определяет средний размер зерна и параметры рекристаллизации пятнадцати марок стали, модель охлаждения – кинетику фазового превращения. Связи между структурой и свойствами стали установлены на основе собственных экспериментальных данных и представлены в виде уравнений. Результаты математического моделирования выдаются в виде таблиц и графиков.

В компании SMS разработана система управления прокаткой и охлаждением CRCT (Controlled Rolling and Cooling Technology). Система применяется при прокатке высокопрочных и легированных сталей [38].

В работе [39] приведен обзор литературных данных по вопросам математического моделирования термомеханических параметров, рекристаллизации и фазовых превращений в стали при горячей прокатке и охлаждении листов и профилей. Рассмотренные модели позволяют предсказывать конечную структуру и механические свойства готового проката. Приведены отдельные результаты применения моделей на действующих станах.

Несмотря на существенные достижения в развитии математического моделирования структуры и свойств стального горячекатаного проката, рассмотренные примеры ограничиваются либо оценкой адекватности моделей и возможностью прогнозирования механических свойств проката по известным параметрам технологии прокатки и охлаждения, либо, в лучшем случае, корректировкой этих режимов с целью получения проката с заданными свойствами. На наш взгляд, спектр применения рассмотренных математических моделей может быть значительно расширен. Поэтому нами при разработке математических моделей была поставлена задача установления закономерностей, которые смогли бы развить теорию и технологию горячей прокатки.

3.1. Моделирование микроструктуры и механических свойств в потоке стана

Горячая прокатка на стане представляет собой сложный процесс многократной деформации, во время которой в широком диапазоне изменяются температура прокатываемого металла, степень и скорость деформации проката в отдельных проходах (клетях), время пауз между деформациями. На рис. 3.1 приведена схема формирования микроструктуры металла в потоке широкополосного стана горячей прокатки.

Черновая группа ШСГП состоит обычно из отдельно стоящих клетей, расстояние между которыми больше длины раската. На современных станах последние три черновые клети объединены в непрерывную группу.

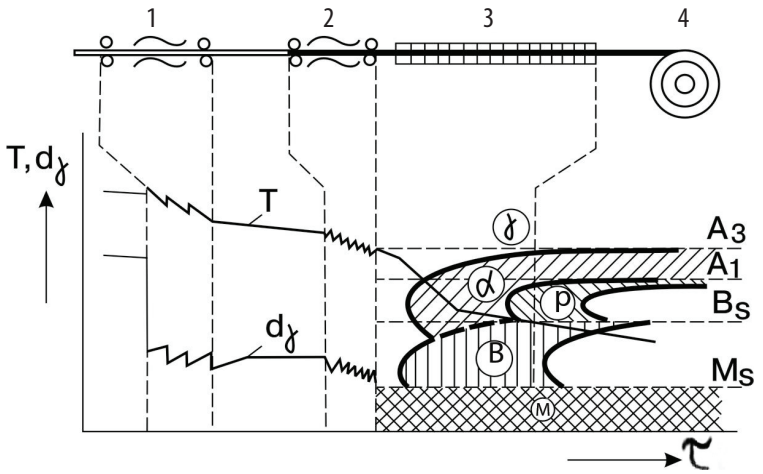


Рис. 3.1. Схема формирований микроструктуры стали в стане горячей прокатки полос на ШСГП.
Обозначения на рисунке: **1** – черновая группа клетей; **2** – чистовая группа клетей; **3** – отводящий рольганг с установкой водяного охлаждения полосы; **4** – моталка

Чистовая группа состоит из 6-7 четырехвалковых клетей, прокатку в которых ведут одновременно. Современные полосовые станы горячей прокатки отличаются высокой скоростью прокатки (до 21 м/с), большой массой прокатываемых слябов (до 36 т). Длительность паузы между обжатиями в двух смежных клетях чистовой группы изменяется от нескольких секунд до десятых долей в последних промежутках, достигая на высокоскоростном стане минимальной величины – 0,3 с.

Хвостовая часть стана включает отводящий рольганг и от 2 до 6 моталок, объединенных в 1-2 группы по 2-3 моталки. Длина отводящего рольганга до моталок составляет 93-300 м. Отводящий рольганг оборудован душирующими устройствами для ускоренного охлаждения полос.

Принципиальная блок-схема математической модели прогнозирования микроструктуры и механических свойств горячекатанных полос показана на рис. 3.2. В качестве исходных параметров модели используются химический состав стали конкретной плавки и технологические параметры, подлежащие текущему контролю: температура нагрева заготовки, режим деформации по клетям стана, температура раската на различных участках стана, температура конца прокатки, температура металла перед установкой и после установки

ускоренного охлаждения, режимные параметры работы установки ускоренного охлаждения (расход, давление и температура охлаждающей воды, число секций охлаждения) и т.д.

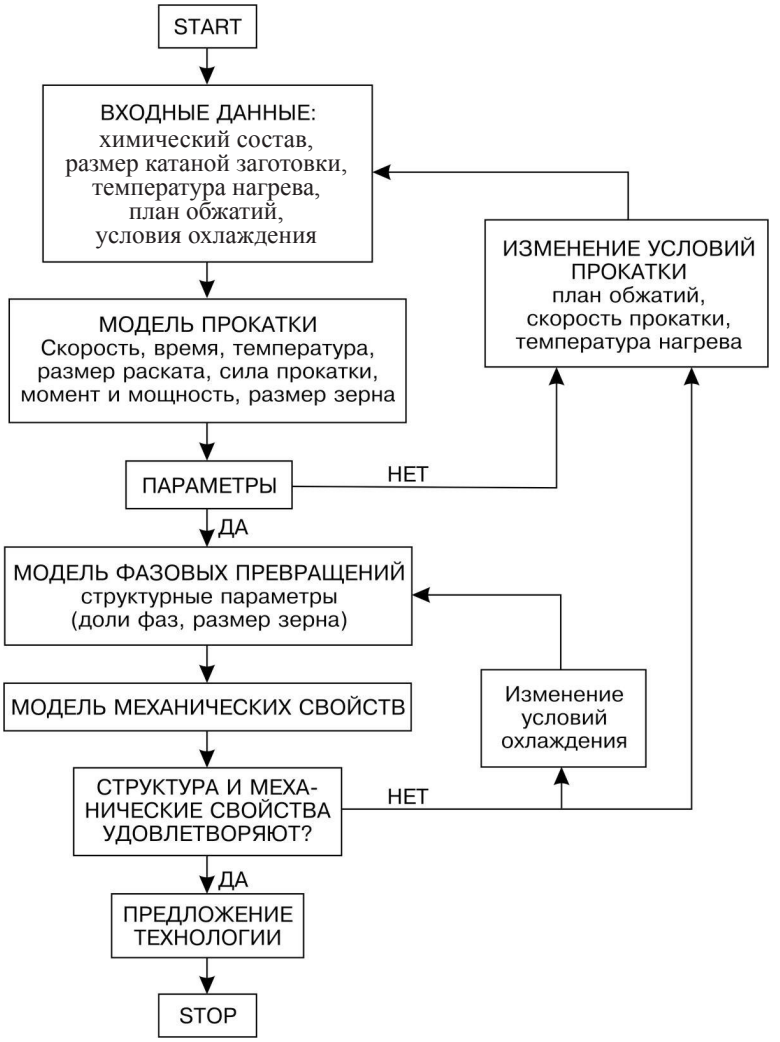


Рис. 3.2. Принципиальная блок-схема математической модели прогнозирования микроструктуры и механических свойств горячекатаных полос

При выполнении расчетов для прокатки полос толщиной 2,5-12 мм из стали 3сп на ШСГП 2000 были использованы исходные данные, соответствующие реальным экспериментальным данным. Примеры расчета параметров прокатки и структуры аустенита для полос толщиной 2,5 и 12,0 мм приведены в табл.3.1.

Таблица 3.1

Температурно-скоростные режимы деформации и показатели рекристаллизации аустенита при прокатке полос из стали 3сп толщинами 2,5 мм (числитель) и 12,0 мм (знаменатель) в чистовой группе стана 2000

Показатель	Номера клетей							
	0	1	2	3	4	5	6	7
Толщина полосы, мм	34,0 44,1	18,2 28,4	10,8 21,5	6,9 18,0	4,7 16,0	3,6 13,5	2,8 12,8	2,5 12,0
Скорость прокатки, м/с	0,6 1,2	1,2 1,9	1,9 2,4	3,0 2,9	4,4 3,2	5,8 3,8	7,4 4,1	8,3 4,3
Температура полосы, °С	1014 990	987 973	966 959	946 946	917 933	899 922	852 911	838 900
Ср.диаметр зерна аустенита, мкм	–	49,0 36,3	39,3 32,1	34,5 29,0	30,9 38,9	26,9 38,2	26,3 31,4	25,6 38,5
Степень рекристаллизации	–	1,00 1,00	1,00 1,00	1,00 1,00	1,00 1,00	1,00 1,00	0,85 0,30	055 0,72

Примечание. В колонке под цифрой «0» указаны толщины, скорости и температуры раскатов при входе в первую клеть чистовой группы.

Анализ результатов расчета формирования структуры аустенита, в том числе и приведенных в табл. 3.1, показал, что первичная рекристаллизация аустенита не завершается в последних клетях чистовой группы стана. Для тонких полос это связано с относительно низкой температурой металла, а для толстых – с малыми значениями степени и скорости деформации полосы в последних клетях стана. До сих пор было принято считать, что наклеп аустенита сохраняется лишь при прокатке тонких полос.

По мере увеличения толщины прокатываемых полос конечный диаметр аустенитного зерна растет. К моменту начала фазового превращения его размер в полосе толщиной 12,0 мм больше в 1,5 раза (d = 38,5 мкм), чем в полосе толщиной 2,5 мм (d = 25,6 мкм).

После прокатки горячекатаная полоса охлаждается в два этапа: быстро – на отводящем рольганге и медленно – в рулоне. Такое охлаждение сказывается на процессах превращения структуры, которые для стальных полос происходят в

основном в рулоне. Так, расчеты показали, что фазовое превращение в полосах стали 3сп начинается при температуре 750-760 °С (распад 1% аустенита). По мере прохождения отводящего рольганга (длина рольганга – 250 м) формируется весь объем феррита и перлита. Расчетная изотермическая диаграмма стали 3сп с кривыми охлаждения полосы на рольганге и в рулоне показана на рис. 3.3.

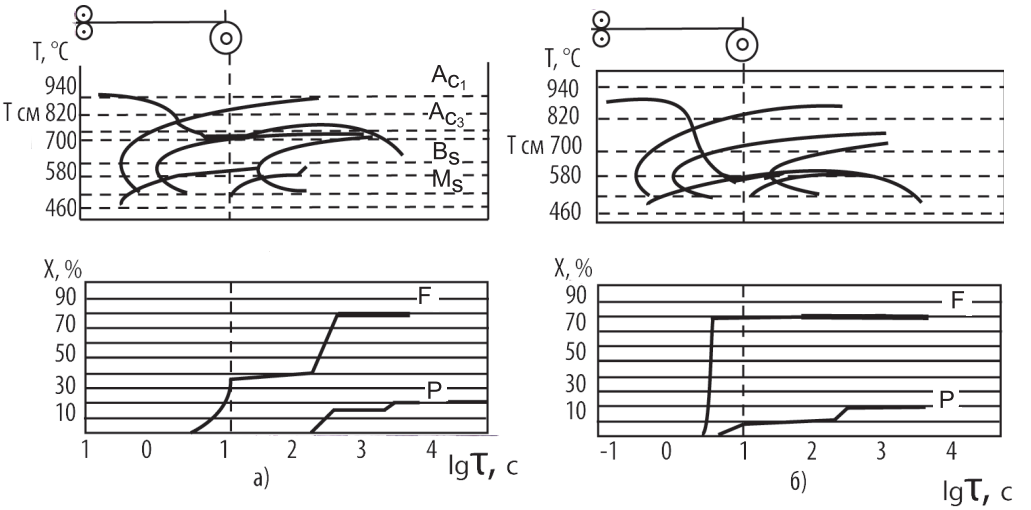


Рис. 3.3. Характер распада аустенита и образования феррито-перлитной структуры при высокой (а) и низкой (б) температуре смотки полос из стали Ст3сп

Медленное охлаждение стали в рулоне приводит к ее разупрочнению по сравнению с листами той же толщины, прокатанными на реверсивном стане. Различие в скоростях охлаждения наружных и внутренних витков полосы в рулоне приводит к неравномерному распределению структуры и механических свойств по длине полосы (рис. 3.4). Так, предел прочности наружного конца полосы, неприлегающего к смотанному рулону превышает предел прочности полосы в середине рулона на 65 Н/мм^2. Для первого прилегающего к рулону витка полосы эта разность составляет уже 48 Н/мм^2. Различие в свойствах наружных и внутренних витков полосы из углеродистых сталей обусловлено, как показывают расчеты, различной степенью сфероидизации пластинчатого перлита. Нами показано, что существует интервал температур смотки, в котором различие в степени сфероидации перлита имеет максимум. Так для углеродистых сталей (С = 0,14-0,22%) этот максимум находится в интевале 600-700°С. Для низколегированных марок сталей, например, 09Г2С исследуемый максимум находится в интервале температур смотки 500-600°С.

Как уже отмечалось, математическая модель прогнозирования микроструктуры и механических свойств проката может быть применена для решения следующих задач: выбор химического состава стали и технологии термомеханической обработки, обеспечивающих оптимальные свойства проката; проектирование станов и установок охлаждения; управление температурно-деформационными режимами прокатки и ускоренного охлаждения с целью стабилизации свойств проката в пределах единицы проката (листа, полосы, и т.п.), плавки, а также одного вида продукции.

С использованием разработанной модели исследовали влияние изменения (в пределах марочного состава) содержания основных химических элементов (C, Mn и Si) в широко применяемых сталях 3сп, 09Г2С и 17ГС на уровень их прочностных свойств (σ_T и σ_B) [40].

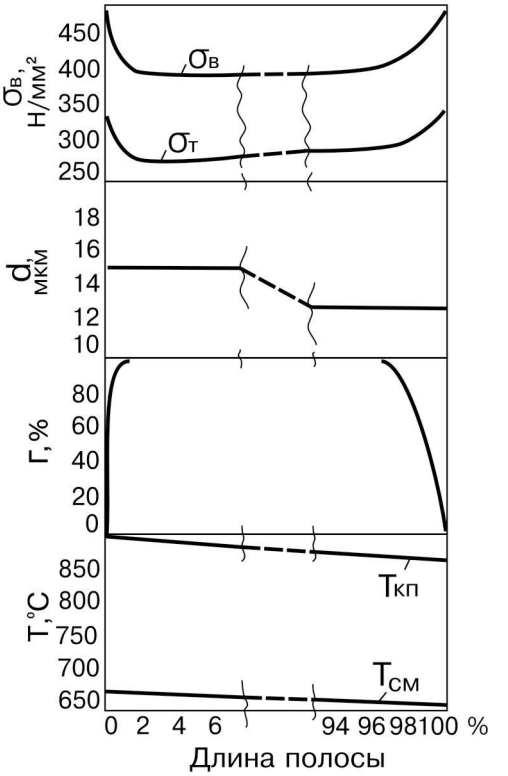


Рис. 3.4. Изменение механических свойств ($\sigma_в$, $\sigma_т$), диаметра зерна феррита (d), доли сфероидизированного перлита (Г) по длине горячекатаной полосы толщиной 4 мм из стали 3сп. Условия прокатки: скорость прокатки 9,4 м/с (без ускорения); величины $T_{кп}$, $T_{см}$ изображены в нижней части рисунка

Содержание углерода, марганца и кремния исследуемых сталей варьировали в пределах, допускаемых соответствующими стандартами. Температурно-скоростные и деформационные режимы горячей прокатки, а также условия охлаждения полос варьировали в диапазоне, возможном для условий широкополосных станов второго поколения, использующих слябы толщиной 250 мм (типа ШСГП 2000).

Результаты расчетов для средних по длине участков полос показали, что изменение химического состава в пределах марочного оказывает существенное влияние на уровень прочностных характеристик горячекатаной стали. Увеличение содержания одного из упрочняющих элементов (C, Mn или Si) от минимального значения до максимального приводит к заметному повышению прочностных

свойств. Причем для низколегированных сталей наиболее сильное влияние на прочностные свойства оказывает изменение содержания марганца. Так, его увеличение от минимального до максимального допустимого значения при постоянном содержании углерода и кремния приводит к повышению прочностных характеристик на 60-70 Н/мм^2. На прочностные характеристики СтЗсп существенное влияние оказывают изменения содержания улерода и кремния. Поскольку на практике для различных плавок металла характерно одновременное изменение нескольких элементов химического состава, то принято состав стали выражать широко применяемым показателем $C_э$ – углеродным коэффициентом. Изменение содержания упрочняющих элементов в пределах марочного состава может вызвать колебания значений предела текучести от 67 Н/мм^2 для стали 09Г2С до 117 Н/мм^2 для стали Зсп.

Для оценки технологической возможности управления свойствами полос на ШСГП провели серию вычислительных экспериментов. Исследовали влияние температуры нагрева слябов, температур конца прокатки и смотки полос, скорости охлаждения на отводящем рольганге, как основных технологических параметров, определяющих структуру и свойства стали.

Расчеты показали, что изменение температуры нагрева слябов исследуемых сталей существенно влияет на величину зерна аустенита перед прокаткой. Так, с увеличением температуры нагрева от 1100 до 1300°С зерно аустенита низкоуглеродистой стали увеличивается от 100 до 400 мкм. В то же время расчеты показали, что величина зерна аустенита после окончания черновой прокатки и уровень прочностных свойств исследуемых сталей практически не зависят от температуры нагрева слябов.

Повышение температуры конца прокатки ($T_{кп}$) в диапазоне 830-930°С при постоянной температуре смотки ($T_{см}$) незначительно снижает уровень прочностных свойств (рис. 3.5,*а*). Вместе с тем нужно отметить, что повышение температуры конца прокатки обеспечивается увеличением скорости прокатки, а постоянная температура смотки обеспечивается увеличением скорости охлаждения ($V_{охл}$) на отводящем рольганге стана, что приводит к снижению температур начала и конца $\gamma \rightarrow \alpha$ превращения и повышению прочностных свойств. Увеличение скорости охлаждения в некоторой мере компенсирует отрицательное влияние $T_{кп}$ на прочностные характеристики стали, связанное с увеличением степени рекристаллизации стали при повышении температуры деформации.

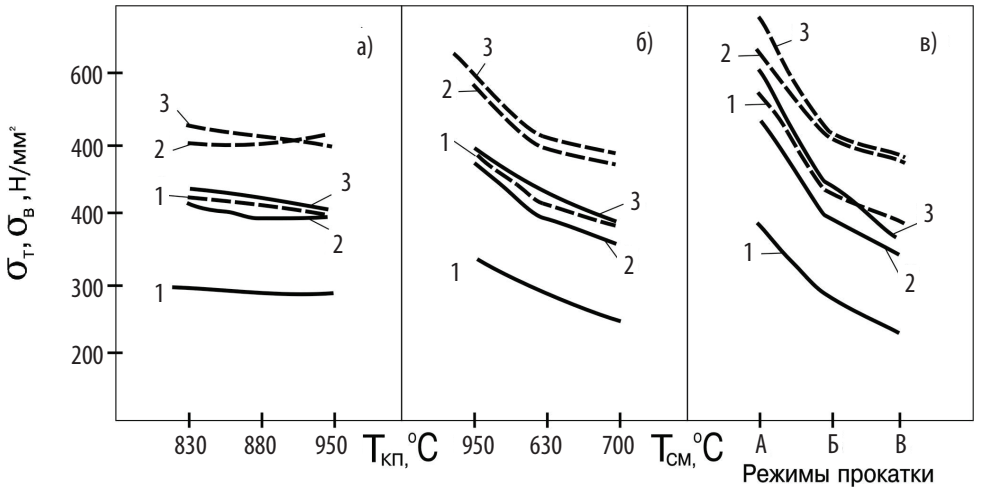


Рис. 3.5. Влияние изменения температурных режимов прокатки на прочностные свойства полос толщиной 8 мм из сталей 3сп (кривые 1), 17ГС (кривые 2), 09Г2С (кривые 3).

Условия прокатки: **а –** $T_{см}$ = 650°С; **б –** $T_{кп}$ = 880°С; **в –** режим А - $T_{кп}$ = 830°С; $T_{см}$ = 530°С; $V_{пр}$ = 4,5 м/с; режим Б - $T_{кп}$ = 880°С; $T_{см}$ = 650°С; $V_{пр}$ = 6,0 м/с; режим В - $T_{кп}$ = 930°С; $T_{см}$ = 750°С; $V_{пр}$ = 8,6 м/с. Пунктирные линии – предел прочности $\sigma_В$; сплошные линии – предел текучести $\sigma_Т$

На рис. 3.6 показаны результаты вычислительного эксперимента для случаев прокатки полосы толщиной 10 мм из сталей Ст3сп и 09Г2С в условиях ШСГП 2000. Согласно результатам расчета снижение температуры смотки полос от 750 до 550 °С способствует повышению уровня свойств стали: предел текучести ($\sigma_т$) и предел прочности ($\sigma_в$) – возрастают на 50-100 Н/мм2, причем большее влияние $T_{см}$ оказывает на свойства стали 3сп (примерно в 2 раза).

Упрочнение стали при снижении температуры смотки происходит как за счет измельчения зерна феррита до 7-12 мкм, так и за счет снижения степени сфероидизации пластинчатого перлита. Для стали 3сп эти два механизма упрочнения равновелико влияют на прочностные свойства. Но сталь 09Г2С вследствие низкого содержания перлита слабо реагирует на эффект сфероидизации перлита. Поэтому при $T_{см}$ ниже 600°С, при которой диаметр феррита практически остается постоянным, упрочнение стали заметно падает. Снижение $T_{см}$ до 600-650°С приводит к увеличению ударной вязкости стали. При дальнейшем снижении температуры смотки значение ударной вязкости практически не возрастает, а зачастую имеет тенденцию к падению.

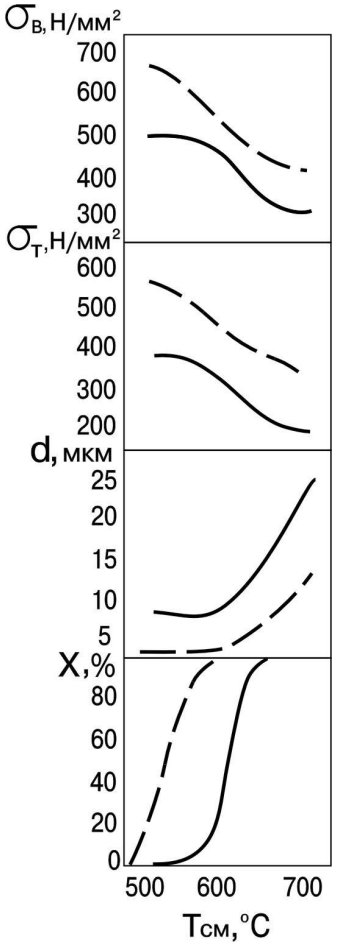
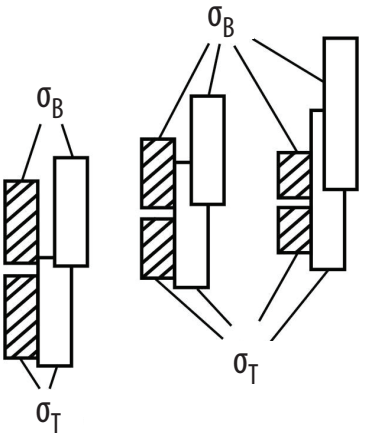


Рис. 3.6. Влияние температуры смотки $T_{см}$ на механические свойства ($\sigma_т$, $\sigma_в$), диаметр d зерна феррита и степень X сфероидизации перлита в средней части по длине горячекатаной полосы:
сплошные линии – сталь 3сп;
пунктирные – сталь 09Г2С

Наибольший эффект измельчения зерна феррита и упрочнения стали достигается при сочетании температуры $T_{кп}$, близкой к Ar_3 и ускоренного охлаждения (рис. 3.5,*в*).

Математическое моделирование показало, что путем изменения технологических режимов прокатки полос на ШСГП можно скомпенсировать влияние допустимых стандартом колебаний химического состава исследуемых марок сталей на прочностные характеристики листового проката (рис. 3.7).

Рис. 3.7. Схема сопоставления диапазонов изменения прочностных свойств ($\sigma_т$, $\sigma_в$) горячекатаных полос толщиной 8 мм из сталей различных марок (3сп, 17ГС, 09Г2С), вызванных колебаниями химического состава сталей (зашрихованные столбцы) при $T_{см}$= 650°С; $T_{кп}$ = 880°С и изменениями технологических параметров прокатки $T_{см}$ и $T_{кп}$ (незаштрихованные столбцы)



3.2. Автоматизированная система управления свойствами проката на ШСГП

Современные системы управления процессом горячей прокатки на непрерывных станах позволяют реализовать широкий спектр технологий за счет перераспределения деформаций по клетям стана, изменения скорости прокатки, регулирования интенсивности охлаждения полос, дифференцирования охлаждения по длине полос и отводящего рольганга. Основная функция этих систем – обеспечение заданных температур конца прокатки и смотки полос в рулон. Однако цель регулирования – обеспечение гарантированного уровня механических свойств проката – при этом не достигается в полной мере. Это обусловлено непостоянством химического состава стали конкретной марки от плавки к плавке.

В реальных условиях металлургического производства имеют место нестабильность технологии выплавки и химического состава стали одной марки. Это приводит к значительным колебаниям механических свойств горячекатаной стали. Послабление требований к химическому составу стали в новых стандартах увеличивает вероятность колебаний механических свойств при переходе от одной плавки к другой.

Концепция системы. Влияние непостоянства химического состава стали на механические свойства проката в определенной мере можно нивелировать за счет коррекции технологии прокатки и охлаждения полос (см. рис. 3.7). Управление технологией прокатки с целью обеспечения получения заданного уровня свойств

проката становится актуальным требованием к системам управления процессом горячей прокатки. Как следует из публикаций [32-39], такие системы реализованы на станах горячей прокатки ряда фирм и обычно являются предметом “ноу-хау”. Реализация подобных систем предполагает наличие соответствующих математических моделей прогнозирования и алгоритмов управления свойствами проката.

В основу разработанного авторами программного обеспечения автоматизированной системы управления свойствами проката положена математическая модель прогнозирования структуры и механических свойств углеродистых и низколегированных сталей, описанная в главе 2. В пакет входят следующие программы: расчет температурно-деформационных и энергосиловых параметров прокатки; расчет размера зерна аустенита с учетом его деформации и рекристаллизации; расчет плотности дислокаций; расчет объема структурных составляющих при фазовых превращениях горячедеформированного аустенита; расчет дисперсности феррита и перлита; расчет прочностных и пластических свойств проката.

Механические свойства проката $\sigma_т$ и $\sigma_в$, как правило, ограничиваются по нижнему значению. Учитывая монотонность зависимостей свойств от температур конца прокатки и смотки не сложно определить те значения температур, которые обеспечат соответствие полученных свойств заданным:

$$\sigma_т (T_{кп} ,T_{см}) > [\sigma_т] \;\; ; \;\; \sigma_в (T_{кп} ,T_{см}) > [\sigma_в], \qquad (3.1)$$

где $[\sigma_т]$, $[\sigma_т]$ – заданные заказчиком граничные (минимально допустимые) значения свойств.

Процесс управления реализуется следующим образом. После выплавки стали, определения ее химического состава, разливки, полученные слябы поступают на склад листопрокатного цеха, где значения массовых долей химических элементов данной партии заготовок вводятся в компьютерную систему. Значения параметров базовой технологии прокатки полос заданного сортамента и назначения, включая температуру окончания прокатки и температуру смотки полос в рулон, заранее введены в соответствующую базу данных. Также вводятся в компьютерную систему требуемые заказчиком значения механических свойств листового проката.

Перед прокаткой партии металла с заданными требованиями к механическим свойствам запускается в действие программа, которая на основе математических зависимостей рассчитывает величины $\sigma_т$, $\sigma_в$ и проверяет условие (3.1).

Если условие (3.1) выполняется, то прокатка полос ведется по базовой технологии. В случае невыполнения условия (3.1) программа производит вычислительный эксперимент, в ходе которого снижаются температура конца прокатки и смотки полос и рассчитываются новые значения $\sigma_т$, $\sigma_в$ и проверяется условие (3.1).

Если условие (3.1) выполняется, то для прокатки данной партии полос система выдает в режиме "советчика" значения параметров скорректированной технологии. Если же условие (3.1) не соблюдается, то продолжается корректировка температуры прокатки и температуры смотки. Корректировка будет выполняться до тех пор, пока не будет обеспечено условие (3.1). В случае, когда температура конца прокатки и температура смотки становится меньше допустимых значений, установленных заранее для конкретных условий производства, вычислительный эксперимент заканчивается рекомендацией о переназначении данной плавки на прокатку полос другого заказа с более низкими требованиями к механическим свойствам.

АСУ "Мехсвойства" представляют собой программно-технический комплекс из нескольких персональных ЭВМ, объединенных в вычислительную сеть. В состав АСУ "Мехсвойства проката" входят автоматизированные рабочие места (АРМ): 1) учетчика склада слябов; 2) начальника (фабрикатора) ПРБ; 3) инженера (лаборанта) лаборатории мехиспытаний; 4) инженера-исследователя; 5) поста управления станом 2000, а также серверная ЭВМ, с которой технически, информационно и программно соединены названные выше АРМы.

Для контроля на достоверность вводимой информации разработан и введен в систему справочник предельного содержания химических элементов для марок сталей. Для обеспечения функционирования системы разработаны и введены в систему справочники базовых технологий прокатки и требований стандартов и технических условий (ТУ) к механическим свойствам листового проката.

Для эффективной работы АСУ "Мехсвойства" важно иметь АРМ "Лаборатория мехиспытаний", который необходим для ввода в систему сведений об измеренных значениях показателей механических свойств прокатанных полос.

Испытания программы расчета механических свойств. Из базы данных АСУ листопрокатного цеха металлургического комбината были взяты файлы информации о химическом составе, параметрах технологии прокатки и результатах механических испытаний четырех марок сталей (3сп, 09Г2С, 17ГС, 10ХСНД) объемом 820 записей (партий). С помощью специально разработанного программного обеспечения были выполнены расчеты показателей механических свойств (предела текучести, предела прочности, относительного удлинения, ударной вязкости). Рассчитанные значения показателей механических свойств

сопоставили с результатами механических испытаний путем статистического и корреляционно-регрессионного анализа. Оценивали тесноту корреляционной связи между рассчитанными и измеренными значениями, ошибку модели, сравнивали параметры распределения измеренного показателя свойств и разности ($X_р$-$X_з$) расчетного $X_р$ и измеренного $X_з$ значений.

Из полученных данных следовало, что испытываемая математическая модель механических свойств обладает следующими характеристиками:

– модель с достаточно высокой точностью описывает прочностные свойства целого класса малоперлитных сталей (коэффициент корреляции 0.86-0.89); в пределах, одной марки стали коэффициент корреляции несколько ниже; для предела текучести он находится в диапазоне 0.42-0.69, для предела прочности – в диапазоне 0.63-0.76;

– точность модели снижается при расчетах пластических и вязких свойств стали, что вполне закономерно, так как эти свойства в значительной мере зависят от чистоты стали и формируются на переделах, предшествующих прокатному; тем не менее расчетные значения относительного удлинения коррелируют с измеренными с коэффициентом корреляции 0.59 для объединенной выборки; расчетные значения ударной вязкости KCU-40 коррелируют с измеренными с коэффициентом r = 0.33.

Реализованная в листопрокатном цехе (ЛПЦ) меткомбината концепция системы явилась работоспособной и находится в эксплутации.

3.3. Особенности технологии производства горячекатаного подката для непрерывных станов холодной прокатки

Подкат для холодной прокатки тонких полос из малоуглеродистой стали. Механические свойства подката и величина его упрочнения, способность стали деформироваться при холодной деформации без разрушения, пластические свойства холоднокатаного листа зависят от структуры и свойств металла, формирующихся при горячей прокатке. Практикой листопрокатного производства установлено, что горячекатаный металл, используемый в качестве подката, должен иметь феррито-цементитную или феррито-перлитную структуру с величиной зерна 6-8 балла, а величина глобулей структурно-свободного цементита не должна превышать 3-го балла.

Как было показано выше, формирование структуры подката происходит, в основном, в процессе деформации в последних клетях стана горячей прокатки и во время охлаждения полос на отводящем рольганге. При определении

оптимальных температур конца прокатки и смотки и режима интенсивного охлаждения полос необходимо учитывать то обстоятельство, что различные ШСГП имеют разную протяженность отводящих рольгангов, различные длины, мощность и местоположение охлаждающих (душирующих) установок. На станах, имеющих длинный отводящий рольганг (более 200 м), формирование благоприятной структуры завершается на относительно большом расстоянии от моталок, температура смотки полос значительно ниже точки Ar_1 и составляет 500-550 °С. На станах, у которых отводящий рольганг сравнительно короткий (около 100 м), оптимальной является температура смотки 670-680 °С. В обоих случаях получают практически одинаковую микроструктуру подката: 7-8 баллов зерна феррита и 1-2 балла структурно-свободного цементита. Это обстоятельство свидетельствует о том, что к определению оптимальной температуры смотки полос на различных ШСГП необходимо подходить дифференцированно с учетом протяженности отводящего рольганга, а также длины, расположения и мощности расположенной на нем душирующей установки.

Холоднокатаные полосы толщиной 0,5 мм и менее относятся к наиболее востребованному сортаменту. Производство их в условиях действующих станов в ряде случаев оказывается затруднительным вследствие плохой выкатываемости металла на стане холодной прокатки. Выкатываемость полос, т.е. получение холоднокатаного листа заданной конечной толщины, а также стабильность процесса прокатки определяются, помимо технических возможностей обрудования и технологических условий холодной прокатки, механическими свойствами подката. Поэтому производство холоднокатаных полос тонкого сортамента, стабильность технологии, уровень качества и выход годной продукции, зависят от обеспечения подкатом с наилучшими пластическими свойствами.

Для производства холоднокатаных полос массового назначения толщинами 0,5-0,55 мм и менее применяется горячекатаная рулонная сталь толщиной 2,2-2,5 мм из низкоуглеродистых сталей типа 08. Механические свойства подката имеют широкий диапазон варьирования. В табл. 3.2 приведены результаты случайных выборок механических свойств и структуры стали после горячей прокатки на одном из ШСГП.

Для обеспечения хорошей прокатываемости и получения требуемых структуры и свойств тонких полос необходимо иметь такую микроструктуру, которая обеспечит низкие прочностные и высокие пластические свойства за счет выбора оптимальних режимов горячей прокатки.

Влияние температуры конца прокатки $T_{кп}$ и смотки полос в рулоны $T_{см}$ на ШСГП 1700 с длиной отводящего рольганга ~100 м на микроструктуру и механические свойства стали типа 08 показано табл. 3.3.

Таблица 3.2

Механические свойства и микроструктура стали 08кп толщиной 2,5 мм после горячей прокатки

Номер партии	$\sigma_т$, Н/мм^2	$\sigma_в$, Н/мм^2	δ_4, %	Твердость, HRB	Балл зерна феррита
1	310	380	32,6	61,4	8,75
2	255	340	23,0	53,0	7,5
3	360	415	39,0	73,0	9,5
4	307	388	31,0	60,1	9,0

Таблица 3.3

Влияние температур $T_{кп}$ и $T_{см}$, на структуру и свойства подката из стали 08

Номер опыта	$T_{кп}$, °С	$T_{см}$, °С	$\sigma_в$, Н/мм^2	$\sigma_т$, Н/мм^2	δ_4, %	Твер-дость, HRB, ед.	Балл зерна феррита	Балл зерна цементита
1	825	600	380	280	37	62	9,0 – 9,5	1 в
2	845	600	390	290	39	68	9,0 – 9,5	1 в
3	825	670	350	260	35	58	7,0 – 8,0	4 а
4	845	670	355	260	35	58	8,0	3,5 а

Как видно, изменение температуры конца прокатки в выбранном диапазоне не оказывает существенного влияния на свойства и микроструктуру подката. В рассмотренном случае деформация заканчивается в интервале температур конца прокатки, примыкающем к точке $A_{г_3}$ (рис. 3.8), где кривая изменения размера ферритного зерна имеет ярко выраженный минимум и малый градиент.

В отличие от температуры конца прокатки температура смотки в указанном диапазоне существенно влияет на механические свойства и микроструктуру подката (см. табл. 3.3). Наиболее благоприятные для холодной прокатки свойства подката толщиной 2,5 мм на исследуемом ШСГП получали при температурах смотки 660-680°С. Для обеспечения таких температур смотки душирование полосы либо прекращали, либо была включена одна из последних секций душирующей установки. Повышение температуры смотки до 660-680°С позволяет уменьшить предел текучести на 30-50 Н/мм^2, твердость – на 5-10 ед. HRB, снизить среднее усилие при последующей холодной прокатке на 15-25 %. При этой $T_{см}$ размер зерен феррита увеличивается до 7-8 баллов. К отрицательным эффектам высокой температуры смотки (660-680 °С) следует отнести наличие в металле структурно свободного цементита (ССЦ) 3-4 балла.

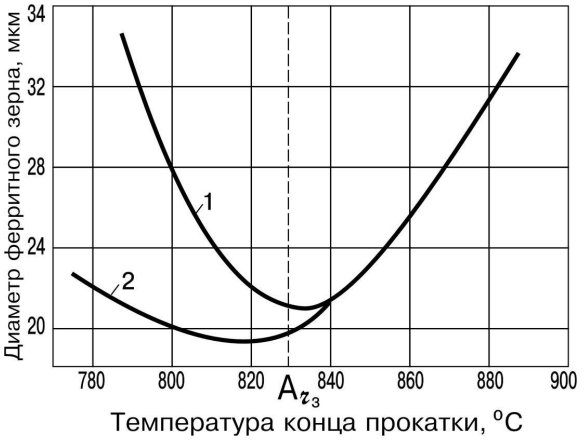


Рис. 3.8. Зависимость среднего диаметра ферритного зерна от температуры конца прокатки полос толщиной 2,8 мм из стали 08кп (Тсм = 590-610°С) [41]:
1 – внутренний, **2** – наружный витки рулона

Подкат для производства холоднокатаных полос для глубокой вытяжки. Основным условием хорошей штампуемости листового металла является наличие в нем равномерной структуры, которая формируется в процессе горячей прокатки [42, 43]. Определяющими являются размер зерна феррита (7-8 баллов) и некрупных включений ССЦ (1-2 балла).

Прокатка тонких полос (2,0-2,2 мм) на многих ШСГП заканчивается, как правило, в диапазоне температур 820-840 °С при относительно высокой скорости прокатки и значительном (с учетом обжатия в предыдущих клетях) наклепе полосы. Эти обстоятельства приводят к измельчению аустенитного зерна. Интенсивное охлаждение таких полос на отводящем рольганге стана до $T_{см}$ = 580-620 °С приводит к образованию мелкозернистой структуры (9-11 баллов) и упрочненного металла. Помимо этого образуется неблагоприятная вытянутость вдоль направления прокатки неметаллических включений. Такой металл трудно деформируется при последующей холодной прокатке, а после отжига и дрессировки обладает пониженными вытяжными свойствами.

С увеличением толщины подката возрастает температура конца прокатки, снижается скорость прокатки, размер аустенитного зерна увеличивается, повышается тенденция к образованию разнобальности зеренной структуры. Наблюдаемые процессы диктуют необходимость затормозить развитие собирательной рекристаллизации, которая приводит к образованию крупного неравномерного зерна. Этого можно добиться за счет ускоренного охлаждения полос на отводящем рольганге, путем подбора рациональных режимов охлаждения. Расче-

ты и последующие эксперименты показали, что на ШСГП 1700 с длиной отводящего рольганга ~100 м полосы толщиной 2,0-2,2 мм необходимо сматывать при температуре $T_{см}$ = 630-660 °С, а полосы толщиной 4,0 мм при температуре $T_{см}$ = 590-620 °С. Температуры смотки подката различной толщины целесообразно назначать с использованием зависимости, приведенной на рис. 3.9.

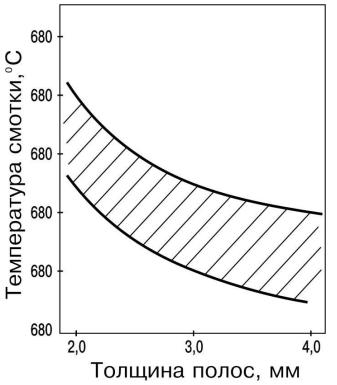


Рис. 3.9. Температуры смотки полос различных толщин на ШСГП 1700, имеющего рольганг протяженностью ~100 м, при производстве холоднокатаного листа, предназначенного для глубокой вытяжки

Подкат из высокоуглеродистых сталей. Холодная прокатка полос из высокоуглеродистых сталей на современных многоклетьевых и реверсивных станах вызывает значительные затруднения. Причинами этого является не только высокое сопротивление деформации стали вследствие повышенного содержания углерода, но, главным образом, низкая пластичность этих сталей, из-за чего при холодной прокатке на кромках полос образуются надрывы, приводящие к обрывам [44]. Появление трещин и разрушение полосы возможно даже до холодной прокатки: при разматывании рулонов и многократных перегибах полосы в механизмах травильного агрегата малопластичная высокоулеродистая сталь может разрушаться.

Пластичность углеродистой стали зависит от дисперсности перлитной структуры. Так, при холодной прокатке полос из высокоуглеродистой, предварительно отожженной стали со структурой крупноглобулярного или крупнопластинчатого перлита по достижении суммарного обжатия 20-40 % у кромок полосы возникают трещины [44, 45]. При прокатке этой же стали с сорбитной структурой достигается суммарное обжатие 80 % без предварительного отжига подката [45].

Структура высокоуглеродистой стали, ее прочностные ($\sigma_т$, $\sigma_в$) и пластические (δ) свойства также в значительной мере зависят от условий горячей прокатки полос: температуры конца прокатки $T_{кп}$, скорости охлаждения $V_{охл}$ и температуры смотки полосы в рулон $T_{см}$. Режимы прокатки и охлаждения полос прежде всего должны обеспечивать определенную аустенитную структуру стали перед ее фазовым превращением и оптимальную температуру фазового превращения.

Высокоуглеродистые стали имеют весьма малые значения критической скорости охлаждения (для стали 65Г $V_{кр}$ = 10 °С/с), что делает вероятным протекание мартенситного превращения на отводящем рольганге и получение хрупкой закалочной структуры. Это обстоятельство вынуждает определить такие режимы прокатки высокоуглеродистых сталей, которые обеспечили бы протекание перлитного превращения в смотанном рулоне, причем с максимальной скоростью и при минимальной длительности инкубационного периода.

Промышленными экспериментами не было обнаружено очевидного влияния температуры смотки (скорости охлаждения) на пластические свойства горячекатаных полос из высокоуглеродистых сталей. Установлено, что решающее влияние на пластические свойства высокоуглеродистых сталей оказывает температура конца прокатки. Применение низких температур конца прокатки формирует более дисперсную перлитную структуру металла. Соответственно возрастают его прочностные свойства. Ускоренное охлаждение полос водой приводит к образованию неравномерной структуры и свойств по ширине полос, так как неравномерное распределение охлаждающей воды по площади полосы, приводит к появлению участков крупнопластинчатого перлита, промежуточных структур и мартенсита, которые при дальнейшей обработке горячекатаной листовой стали могут стать причиной разрушения полос.

Промышленными экспериментами установлена экстремальная зависимость пластических свойств (δ_5) подката из стали 65Г от температуры конца прокатки (рис. 3.10). Температурой окончания деформации и смотки полос варьировали за счет изменения скорости прокатки. Наилучшие пластические свойства при горячей прокатке подката получены в условиях $T_{кп}$ = 800 °С и $T_{см}$ = 570 °С. Снижение или возрастание $T_{кп}$ и $T_{см}$ ухудшает пластические свойства стали 65Г.

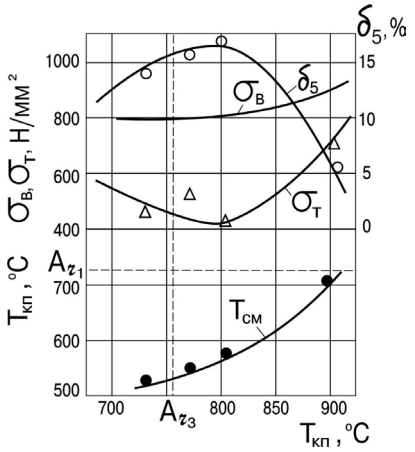
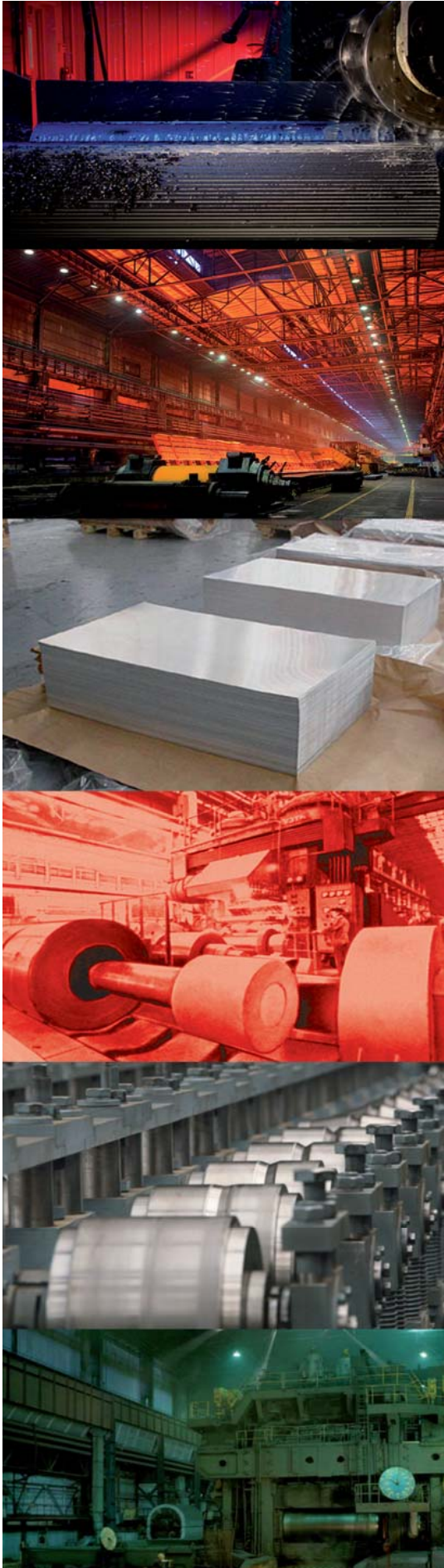


Рис. 3.10. Влияние температуры конца прокатки полос в условиях промышленного стана на механические свойства листовой стали 65Г

Глава 4

Стабильность и надежность процесса горячей прокатки



Повышение достоверности анализа процесса листовой прокатки

Оценка стабильности качества листопрокатной продукции

Влияние условий нагрева слябов на стабильность технологии прокатки листов и полос

Надежность технологии горячей прокатки полос

Оценка надежности технологии горячей прокатки

Влияние конструкционных особенностей широкополосных станов на надежность процесса прокатки и качество листовой стали

СТАБИЛЬНОСТЬ И НАДЕЖНОСТЬ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

4.1. Повышение достоверности анализа процесса листовой прокатки

В условиях промышленных станов физические константы, описывающие свойства прокатываемого материала и условия внешнего трения в очаге деформации, а также температурные, энергосиловые и кинематические параметры процесса, представляют собой статистические распределения с определенными характеристиками: средними значениями, квадратическими отклонениями и др. Для выбора рациональных технологических решений часто более важной является информация о дисперсии параметров, а не об их среднем значении. Такая информация имеет решающее значение, например, при анализе стабильности процессов прокатки тонколистовой стали. Поэтому актуальной задачей теории прокатки является выявление и реализация возможностей более широкого использования вероятностных подходов при решении технических и технологических задач листопрокатного производства.

Как было отмечено выше, величину сопротивления деформации сталей σ, как правило, рассчитывают по зависимости (2.51). Для определения коэффициентов этой зависимости проводят пластометрические испытания. Известные данные в этой области обобщены в монографиях [26, 46] применительно к сталям с конкретными химическими составами. Однако распространение этих результатов на всю марку стали, как это обычно делается на практике, может привести к погрешностям, поскольку даже в пределах требований стандартов химический состав и свойства стали одной и той же марки могут существенно различаться вследствие допускаемого разброса содержания элементов. Кроме того, в сталях смежных классов диапазоны возможного содержания элементов часто перекрываются. Поэтому, говоря о сопротивлении деформации стали какой-либо марки, следует указывать, по меньшей мере, среднее значение сопротивления деформации и среднее квадратическое отклонение распределения этой величины.

Попытки выразить сопротивление деформации сталей в виде уравнений регрессии, отражающих зависимость σ от содержания каждого элемента в стали, часто не дают надежных результатов из-за сложного и многогранного влияния состава на свойства. Более целесообразным представляется построение зависимостей σ от комплексных показателей химического состава (например, углеродного и электронного химических эквивалентов), обобщающих линейные эффекты

и взаимодействия химических элементов в составе стали. Перспективным в этом плане является применение предложенного Э.В. Приходько [47] электронного химического эквивалента состава сталей и сплавов Z^y.

Гистограммы распределения содержания основных элементов в стали 60, построенные по результатам анализа составов 699 плавок показаны на рис. 4.1 [47]. Гистограммы распределения величины Z^y, рассчитанные по результатам фактических анализов химического состава плавок стали 60 (рис. 4.1), показаны на рис.4.2,*а*. Построенные путем моделирования состава стали методом Монте-Карло с использованием статистических характеристик распределений содержания отдельных элементов (рис. 4.1) гистограммы распределения Z^y показаны на рис. 4.2,*б*. Проверка показала, что распределения фактических величин Z^y (рис. 4.2,*а*) и полученное моделированием (рис. 4.2,*б*) совпадают с надежностью не менее 95%. Из этих результатов следует принципиально важный вывод о том, что, зная статистические характеристики распределений содержания отдельных элементов в составе стали, можно путем моделирования получить близкое к истинному распределение электронного химического эквивалента состава стали Z^y. Имея это распределение и зависимость σ от Z^y, можно получить распределение величины σ для заданных температурно-скоростных и деформационных условий.

На рис. 4.2,*в* показано распределение сопротивления деформации стали 60 при $T = 800°C$, $u = 10$ с$^{-1}$ и $\varepsilon = 0{,}4$, полученное моделированием с помощью метода Монте-Карло и с использованием зависимости[1]:

$$\sigma = -22052 + 72229Z^y - 58359\left(Z^y\right)^2. \qquad (4.1)$$

На рис. 4.3 приведены гистограммы распределения величин Z^y и σ для стали 3сп. Анализ этих данных показал, что диапазон варьирования величины σ для указанных режимов деформации составляет 25 Н/мм^2 для стали 3сп и 21 Н/мм^2 для стали 60. Сразу же заметим, что механические свойства (предел текучести и временное сопротивление разрыву) готового проката изменяются в более широких пределах. Это свидетельствует о том, что наряду с непостоянством химического состава на разброс свойств проката существенно влияет также нестабильность температурно-скоростных и деформационных режимов процесса прокатки, а также условий охлаждения деформированного металла.

[1] Исследования выполнены совместно с Д.Д. Хижняком

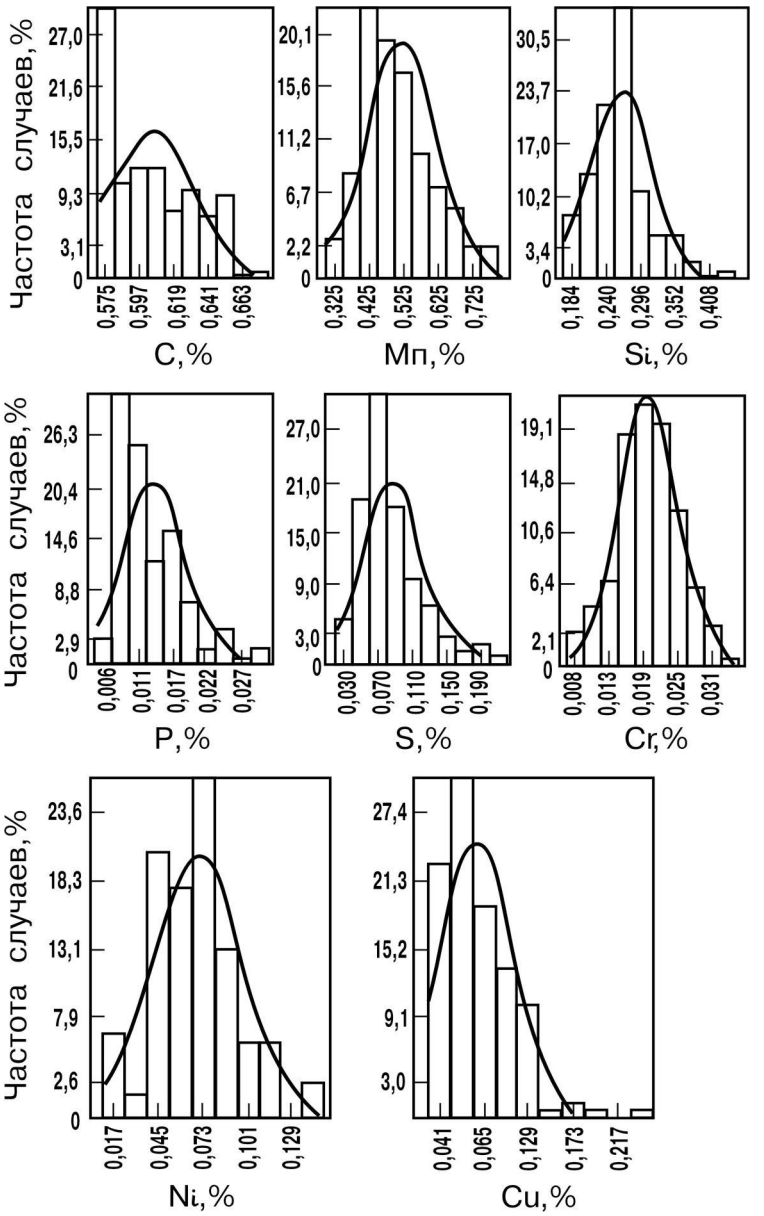


Рис. 4.1. Гистограммы распределения содержания химических элементов в составе стали 60 (объем выборки 699 плавок)

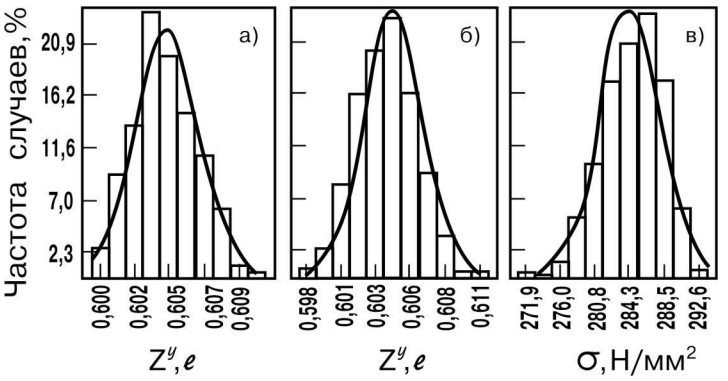
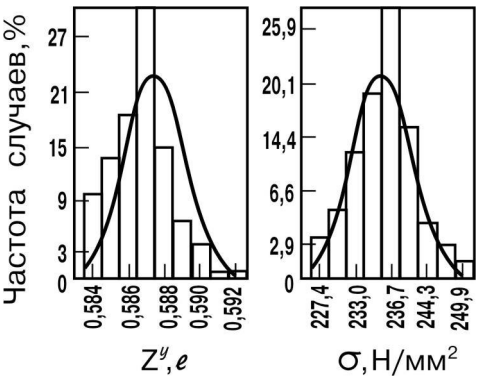


Рис. 4.2. Гистограммы распределения величин химического электронного эквивалента Z^y состава и сопротивления деформации σ стали 60.
Обозначения на рисунке: **а** – распределение фактических величин Z^y;
б – распределение Z^y, полученное моделированием
с помощью метода Монте-Карло;
в – распределение σ для условий
T=800°C, u = 10 с$^{-1}$, ε = 0,4

Рис. 4.3. Гистограммы распределения величин химического электронного эквивалента Z^y и сопротивления деформации σ при T=800°C, u = 10с$^{-1}$, ε = 0,4 для стали 3сп



4.2. Оценка стабильности качества листопрокатной продукции

К основным показателям качества горячекатаных полос относятся точность геометрических размеров и уровень механических свойств металла. Действующие стандарты оговаривает допустимые отклонения по толщине и ширине полос, а также отклонения от плоскостности. Уменьшение поля разброса размеров полос позволяет экономить значительное количество металла. К металлу, предназначенному для дальнейшей холодной прокатки (подкату), предъявляются особо высокие по сравнению со стандартными требования. Нормы, предусмотренные, например, в ГОСТ 19903, не всегда обеспечивают стабильность процесса холодной прокатки и высокое качество готовой продукции. В первую очередь дополнительные требования относятся к профилю поперечного сечения горячекатаных полос.

Опыт показывает [48-51], что наиболее рациональная форма поперечного сечения горячекатаного полосового подката – чечевицеобразная. Выпуклость профиля должна составлять 0,05-0,12 мм в зависимости от ширины, толщины и назначения холоднокатаных полос. Так, подкат для жести шириной 700-900 мм должен иметь выпуклость не более 0,05 мм, для автолиста – 0,08 мм. Максимальная выпуклость подката толщиной до 3 мм, шириной до 1250 мм – 0,08 мм, толщиной свыше 3 мм и шириной от 1250 до 1500 мм – 0,12 мм. В обобщенном виде можно считать, что рациональная величина выпуклости должна находиться между двумя граничными значениями (рис. 4.4), определяемыми с помощью выражений:

$$\delta h_{макс} = 0{,}04 + 0{,}08 \cdot 10^{-7} B^2 h; \qquad \delta h_{мин} = 0{,}01 + 0{,}04 \cdot 10^{-7} B^2 h, \qquad (4.2)$$

где B – ширина подката, мм; h – толщина подката, мм.

Важным показателем является клиновидность полос. Она не должна превышать 1% от толщины полос (на 1 м ширины). Профиль полос должен быть симметричным. Местные (локальные) утолщения не должны превышать 0,3 величины выпуклости профиля поперечного сечения.

Продольная разнотолщинность подката в значительной степени определяет стабильность процесса холодной прокатки и условия прокатки полос со сварными швами на непрерывных станах. Рекомендуемая допустимая величина продольной разнотолщинности – не более 0,1 мм.

Результаты исследования точности геометрических размеров горячекатаных полос приведены в работе [51].

Продольная разнотолщинность горячекатаных полос обычно составляет 0,1-0,3 мм, поперечная разнотолщинность – 0,01-0,15 мм. Эти величины в основном соответствуют требованиям, предъявляемым к горячекатаным полосам, однако не всегда приемлемы для подката, используемого в цехах холодной прокатки. Точность размеров горячекатаных полос определяется в основном величиной их продольной разнотолщинности, обусловленной утолщением концов, и колебаниями толщины в пределах партии проката.

Аналогичная закономерность проявляется и при рассмотрении разноширинности полос. Отклонения ширины от заданной величины наблюдаются, как правило, на концевых участках прокатываемых полос. Ширина полос (без учета концевых участков) изменяется чаще всего в пределах ± 5 мм на 90-93 % их длины.

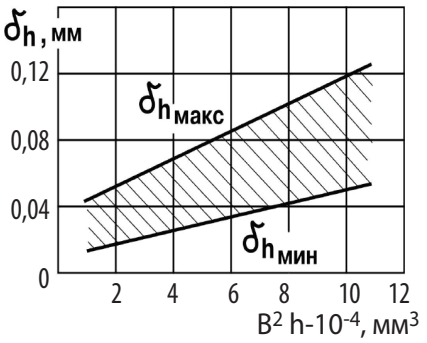


Рис. 4.4. Рациональная величина выпуклости δh подката для холодной прокатки в зависимости от ширины B и толщины h горячекатаных полос

Важным показателем качества является плоскостность полос. Бóльшие величины неплоскостности, как правило, соответствуют более широким полосам. Плоскостность холоднокатаных полос зависит от формы поперечного сечения подката. Подкат с симметричным двояковыпуклым «чечевицеобразным» профилем поперечного сечения при выпуклости до 0,12 мм придает наибольшую устойчивость к образованию неплоскостности холоднокатаных полос.

Как уже отмечалось выше, механические свойства металлопродукции, производимой на широкополосных станах, непостоянны в пределах партии, плавки. Главная причина нестабильности механических свойств – это непостоянство химического состава. Вторым по значимости фактором нестабильности механических свойств полос является вариация температуры конца прокатки. На рис. 4.5 показаны зависимости механических свойств тонких (1,8 мм) горячекатаных полос из стали 10кп от температуры $T_{кп}$ конца прокатки. Здесь видно, что изме-

нения $T_{кп}$ даже в пределах 10ºС могут существенно влиять на структуру и свойства горячекатаного металла. На рис. 4.6,*а* приведены средние квадратические отклонения температуры конца прокатки полос. Данные получены в условиях прокатки при отключенной системе автоматического регулирования температуры прокатки. Диапазон колебаний температуры конца прокатки полос одного типоразмера составлял ±(20-40)°С по всему массиву экспериментальных данных.

Непостоянство температуры конца прокатки по длине полосы и между полосами в партии обусловливается, главным образом, колебаниями температуры раскатов на промежуточном рольганге, а между полосами различных партий – различиями в скорости прокатки. Для примера на рис. 4.6,*б,в* показаны средние значения и средние квадратические отклонения температуры раскатов T_p и заправочной скорости $V_з$.

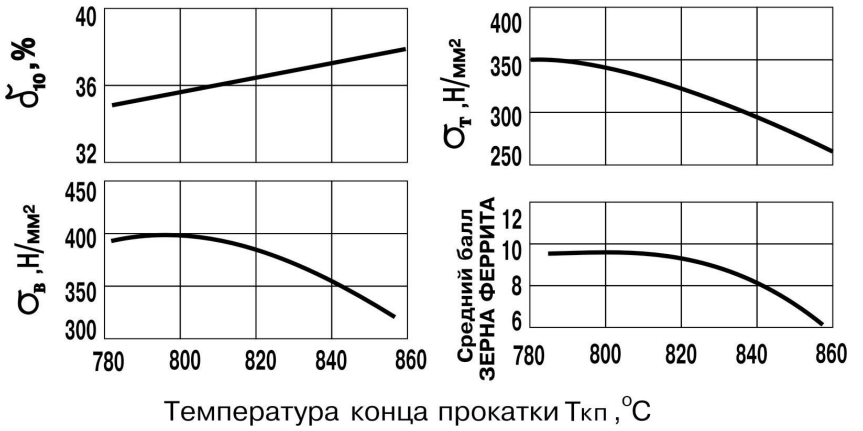


Рис. 4.5. Зависимости механических свойств полос толщиной 1,8 мм из стали 10кп от температуры конца прокатки. Температура смотки 600-620°С

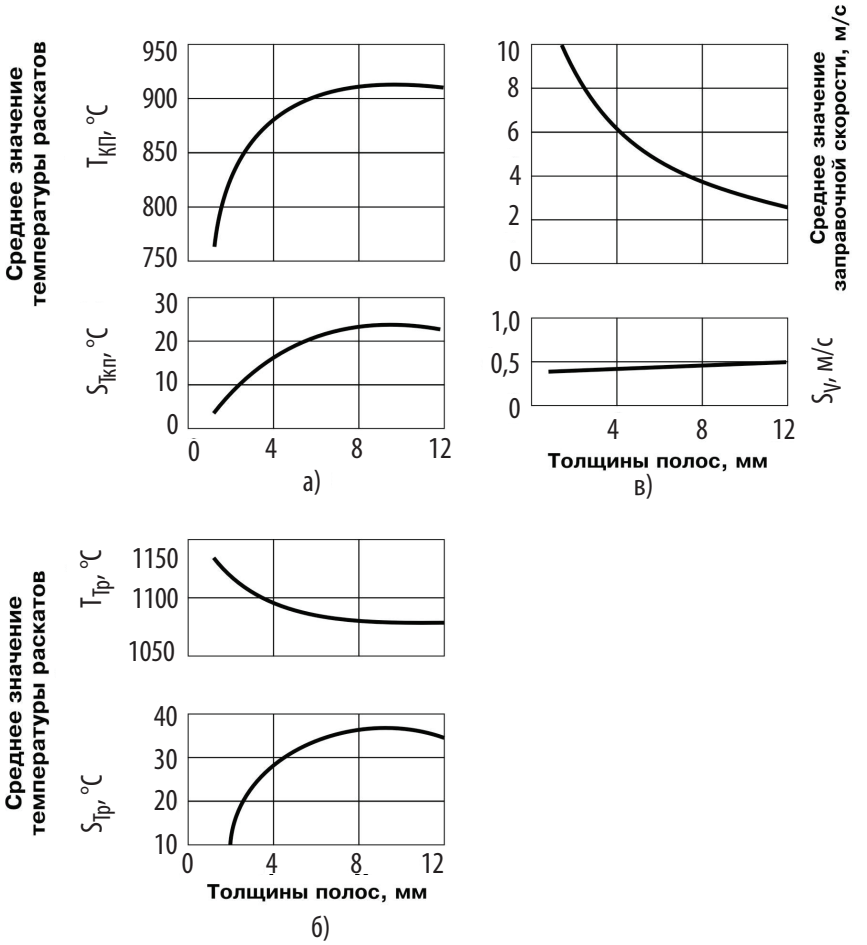


Рис. 4.6. Средние значения и средние квадратические отклонения температуры конца прокатки на ШСГП 2000 полос $T_{кп}$ различных толщин (а); температуры раскатов $T_р$ за черновой группой клетей при прокатке полос различных толщин (б); заправочной скорости $V_з$ полос различных толщин (в)

4.3. Влияние условий нагрева слябов на стабильность технологии прокатки листов и полос

Основной задачей нагрева является обеспечение требуемой температуры выдаваемых на прокатку слябов с минимальным ее разбросом в пределах партии слябов (плавки). Однако конструкционные особенности методических печей в ряде случаев затрудняют решение этой задачи.

В методических печах нагрев металла происходит с трех сторон: сверху и с узких торцов. Широкие торцы последовательно расположенных слябов контактируют между собой. Нижняя поверхность сляба контактирует либо с монолитной подиной, либо с глиссажными трубами, которые на ряде печей покрыты рейтерами. Нестабильность нагрева проявляется, в первую очередь, наличием на слябе глиссажных меток, которые дестабилизируют процесс прокатки в линии ШСГП. Различие температур металла в зоне меток и вне их пределов может достигать 50-200°С. Кроме того, имеет место температурный перепад в поперечном сечении слябов. Экспериментально установлено, что распределение температуры слябов $T_{сл}$ по их толщине характеризуется коэффициентом вариации $V_{Tсл}$, равным 3-12 % при максимальном значении $T_{сл}$ на верхней поверхности слябов.

Отмеченные выше факторы действуют в случае однорядного или симметричного многорядного способа посада слябов. В условиях «шахматного» посада слябов характер распределения $T_{сл}$ по их длине другой из-за преимущественных условий нагрева свободных концевых участков слябов. Перепад температур по длине нагретых слябов в пределах одной плавки может составлять 5% и более, в то время как в случае однорядного посада слябов разброс температур не превышает 1-2%. Как показывает опыт, использование печей с комплексным нижним и верхним обогревом существенно (в 1,5-2 раза) выравнивает температуру в продольном и поперечном сечениях слябов.

К числу факторов, определяющих стабильность нагрева слябов, относятся качественные показатели используемого топлива, которым является либо природный газ, либо коксодоменная смесь газов. Теплота сгорания топлива этих видов существенно различна: у природного газа в 5 раз выше, чем у коксодоменного. Изменение характеристик, например, природного газа может привести к изменению его теплоты сгорания в 1,5-2 раза. Непостоянство содержания компонентов коксодоменной смеси также негативно отражается на стабильности нагрева.

Анализируя результаты замеров в линии ШСГП 1700 температуры $T_{сл}$ более 500 слябов непосредственно после их выдачи из нагревательных печей, можно сделать следующие выводы [48]. Для каждой печи $T_{сл}$ является случайной величиной,

а закон ее распределения соответствует нормальному. Статистические характеристики $T_{сл}$ по печам ШСГП 1700 представлены в табл. 4.1, где $\bar{X}_{Tсл}$ – среднее значение температуры слябов, ºС; $S_{Tсл}$ – среднее квадратическое отклонение, ºС.

Таблица 4.1

Статистические характеристики температуры слябов, выдаваемых из печей ШСГП 1700

Номер печи	$\bar{X}_{Tсл}$, °С	$S_{Tсл}$, °С
1	1260	6
2	1259	9
3	1256	6
4	1265	10

Проверка нескольких массивов $T_{сл}$ для слябов горячего и холодного посада позволила установить, что эти массивы принадлежат одной совокупности. Это объясняет достаточно большую величину $S_{Tсл}$. Нестабильность режима нагрева слябов была вызвана в основном неудовлетворительным состоянием оборудования печей и непостоянством качества используемого топлива – коксодоменной смеси.

Равномерность нагрева металла под прокатку является хорошей основой для обеспечения стабильности технологического процесса прокатки на ШСГП. Для решения этой задачи в полном объеме во время горячей прокатки необходимо также обеспечить стабильную продолжительность транспортирования металла в линии стана от нагревательных печей до моталок.

Продолжительность τ транспортирования раскатов в линии ШСГП 1700 замеряли[1] на трех характерных участках: первый – от каждой из четырех нагревательных печей до вертикального окалиноломателя на входе в черновую группу клетей; второй – в межклетьевых промежутках черновой группы, третий – на промежуточном рольганге. Объемы выборок на каждом участке состояли из 136-180 слябов. Проверка массивов выборок по критерию χ^2 показала нормальный закон распределения для продолжительности движения слябов и раскатов на всех участках.

Анализ продолжительности транспортирования слябов различных сечений (210×910, 195×1060, 180×1530 мм) и раскатов толщинами 40, 35, 37 мм на каждом участке ШСГП 1700 выявил равенство их эмпирических центров распределений,

[1] Исследования проведены совместно с Д.Л. Романовским, А.А. Чмелевым, С.А. Воробьем

однородность и равенство дисперсий. Это дает возможность обобщать результаты анализа ограниченного числа типоразмеров слябов и раскатов на весь сортамент стана.

Статистические характеристики распределений продолжительности транспортирования слябов и раскатов приведены в табл. 4.2 и 4.3. Здесь и далее в этой главе обозначено $\overline{X}$ – среднее значение параметра, S – среднее квадратическое отклонение, V – коэффициент вариации.

Таблица 4.2

Статистические характеристики продолжительности τ транспортирования слябов от нагревательных печей до вертикального окалиноломателя в черновой группе клетей ШСГП 1700

Номер печи	$\overline{X}_\tau$, с	S_τ, с	V_τ
1	13,7	1,16	0,085
2	24,7	0,99	0,040
3	35,8	1,08	0,030
4	47,1	1,13	0,024

Таблица 4.3

Статистические характеристики продолжительности τ транспортирования раскатов по черновой группе клетей к промежуточному рольгангу ШСГП 1700

Показатель	Транспортирование до клети						На промежуточном рольганге
	г/ок*	1-й	2-й	3-й	4-й	5-й	
$\overline{X}_\tau$, с	15,7	16,6	22,2	19,9	25,2	34,6	46,8
S_τ, с	0,97	0,82	0,53	1,01	0,77	1,05	7,03
V_τ	0,062	0,049	0,028	0,05	0,031	0,030	0,043

* г/ок – горизонтальный окалиноломатель.

Уменьшение коэффициентов вариации продолжительности транспортирования слябов от печей № 2-4 обусловливается изменением средних величин $\overline{X}_\tau$ за счет времени прохождения слябом расстояния между соседними печами, которое составляет ~ 11 с.

Значительный, в 2 раза больший, разброс величин коэффициента вариации продолжительности транспортировки раскатов на рольгангах перед горизонтальным окалиноломателем, 1-й и 3-й клетями черновой группы объясняется поддержанием требуемой величины технологической паузы между раскатами в чистовой группе клетей при нарушении темпа выдачи слябов из печей или темпа прокатки.

Выявленные закономерности позволяют с надежностью 95% указать возможные диапазоны значений продолжительности транспортирования слябов и раскатов ($\bar{X}_\tau \pm S_\tau$) на всех рассмотренных участках: на первом участке: от печи № 1 – 13,2÷ 16 с; от печи № 2 – 23,7 ÷ 25,7 с; от печи № 3 – 34,6 ÷ 37 с; от печи № 4 – 45,8÷48,4 с; на втором участке – 130 ÷ 140 с; на третьем участке – 45 ÷ 51 с.

Для второго (межклетьевой промежуток черновой группы) и третьего (промежуточный рольганг) участков с учетом аддитивности дисперсии нормального распределения нескольких переменных, общая суммарная дисперсия может достигать ~ 10 $с^2$, максимальный разброс продолжительности транспортирования металла при прохождении трех рассмотренных участков составлять ~ 20 с.

4.4. Надежность технологии горячей прокатки полос

4.4.1. Оценка надежности технологии горячей прокатки

Известны два направления исследований и анализа надежности различных технологических процессов [52]. В соответствии с первым искомый результат получают методами математической статистики. При этом изучаются свойства материала, характеристики технологической системы, режимы и условия ее функционирования. Это направление наиболее трудоемко. Объективность выводов здесь пропорциональна числу рассматриваемых факторов и зависит от обоснованности принимаемых гипотез. Поэтому, несмотря на достаточную точность получаемых результатов, оно используется сравнительно редко.

Согласно второму направлению надежность технологического процесса может быть определена без изучения влияния различных факторов – путем непосредственного измерения достигнутых свойств, качества и сравнения их с требуемыми (допустимыми) величинами. Это направление вследствие относительной простоты реализации получило достаточно широкое распространение, например, при анализе и прогнозировании уровня механических свойств или геометрических характеристик прокатной продукции.

Рассмотрение обоих методов позволяет для обеспечения объективности получаемых результатов предложить следующую последовательность этапов исследований:

1. Оценка влияния различных технологических факторов на надежность технологического процесса;

2. Определение показателей надежности каждого элемента технологической системы;

3. Разработка и реализация организационных мер по совершенствованию технологического процесса.

Первый этап реализуется, как правило, с использованием стандартных методов математической статистики. На втором применяют один из методов теории надежности технологического процесса, включающий предварительный теоретический расчет параметров и надежности изучаемой системы, моделирование «отказов», экспериментальное исследование. Основной из них – метод моделирования отказов – базируется на сравнении по каждому показателю качества пары функций T_p и C_n. Здесь T_p – требования, наложенные на технологический процесс; C_n – способность процесса реализовать эти требования.

Для сложной динамической системы, какой является ШСГП, достаточно трудно сформулировать понятие «отказ». Основываясь на рекомендации автора работы [52], под отказом понимали граничное значение контролируемого параметра. Нижняя граница означает полный отказ (потерю качества продукции), верхняя граница обеспечивает безотказное функционирование процесса (стопроцентное обеспечение требуемого качества продукции), а любое промежуточное значение связано с возможностью потери качества.

Учитывая сказанное, с целью исследования надежности процесса тонколистовой горячей прокатки была разработана методика определения взаимосвязи статистических характеристик действующих случайных факторов с энергосиловыми и температурными параметрами процесса прокатки, а также с показателями качества горячекатаных полос.

Еще раз подчеркнем, что в основе исследований технологического процесса, подверженного воздействию случайных факторов, должна лежать процедура определения вероятностных характеристик его выходных параметров. На практике, руководствуясь допущением о нормальном виде распределения этих параметров, обычно ограничиваются отысканием моментов этих распределений: математического ожидания, дисперсии, асимметрии и т.п. По большому счету, этого недостаточно для понимания сущности наблюдаемых явлений, выработки и реализации предложений по повышению надежности производственного процесса за счет целенаправленного воздействия на технологические режимы.

Именно поэтому предложена методика анализа надежности процесса прокатки полос на ШСГП, которая базируется на определении взаимосвязи статистических характеристик действующих случайных факторов и выходных параметров

(энергосиловых, температурных параметров процесса прокатки; показателей качества готовой металлопродукции). Точность принятой методики исследовали в условиях ШСГП 1700. Температуру полос замеряли за клетями № 2 и 5 черновой группы стана. Толщину готовых полос измеряли с погрешностью ± (0,036-0,1) мм. Фиксировали также ток главных двигателей клетей черновой и чистовой групп. Исследовали диапазон толщин 2,2-10 мм, ширин полос 1050-1520 мм, скоростей прокатки 2,0-18,5 м/с, температур конца прокатки 760-940°С.

Результаты сравнения экспериментальных и расчетных значений представлены на рис. 4.7. Величины среднего квадратического отклонения расчетных значений от экспериментальных: для температуры конца прокатки не превышают 5 °С; для мощности прокатки – 0,02 МВт; поперечная разнотолщинность находилась в пределах погрешности прибора.

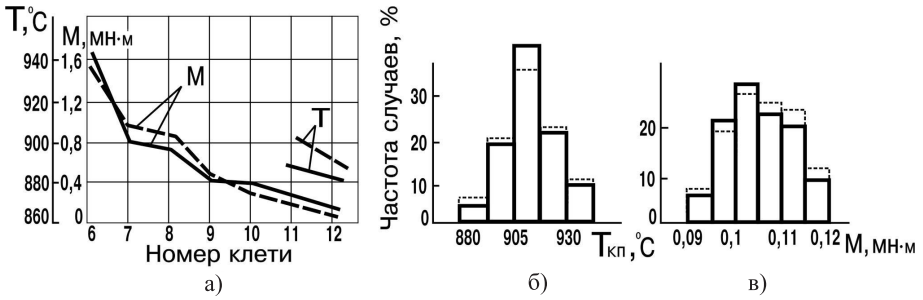


Рис. 4.7. Сравнение экспериментальных (сплошные линии) и расчетных (пунктирные линии) значений момента прокатки М и температуры Т металла: а – детерминированные величины; **б, в** – стохастические величины параметров в 12-й клети

Дополнительно для проверки точности разработанного алгоритма сравнивали рассчитанные по модели значения заправочной скорости и ускорения для последней клети чистовой группы ШСГП 1700 и 2000, обеспечивающие получение экспериментально установленных значений температуры конца прокатки $T_{кп}$ полос. Ошибка в определении заправочной скорости находилась в пределах от 0,2 до 0,5 м/с, что составляет 5%. Ошибка в определении ускорения не превышала 0,02 м/с^2. Таким образом, можно считать, что совпадение расчетных и экспериментальных данных – удовлетворительное.

В реальном процессе прокатки изменение энергосиловых параметров может возникать не только в результате направленного воздействия (изменения режима обжатий, коррекции температуры нагрева или скорости прокатки), а и вследствие непрогнозируемого воздействия, вызванного стохастическим характером изменения

технологических факторов. В частности, при деформации металла происходит изменение усилия *P,* момента *M,* мощности *N* и температуры *T* за счет отклонения значений исходных технологических факторов от базовых значений, при которых выполнялась настройка и выбор температурно-деформационных режимов прокатки. В свою очередь, непостоянство усилия прокатки вызывает изменения упругой деформации клети, а следовательно, изменения толщины и скорости полосы на выходе из очага деформации. Изменение крутящего момента на валках приводит к дополнительным нагрузкам в приводной линии стана, а изменение скорости выхода полосы из межвалкового зазора в клетях непрерывной чистовой группы стана приводит к изменению натяжения полосы.

Названные отклонения параметров процесса прокатки в комплексе приводят к плохо прогнозируемым изменениям показателей качества готовых полос: продольной и поперечной разнотолщинности, плоскостности, механических свойств. Поэтому результаты исследования статистических характеристик исходных технологических факторов являются важными, так как они обладают наиболее емкой информацией о характере изменения входных возмущений для ШСГП. Массивы значений исходных технологических факторов могут быть получены как для конкретных участков длины полосы (начало, середина, конец), так и для различных полос в пределах одной плавки, а также для полос одного типоразмера, прокатываемых в различные периоды эксплуатации стана.

Характерные участки действия факторов позволили провести их дифференцирование по «месту действия» вдоль линии стана следующим образом:

1) факторы, действующие на «входе» в стан: толщина сляба $H_{сл}$, ширина сляба $B_{сл}$, длина сляба $L_{сл}$, температура нагрева сляба $T_{сл}$ (влияние этих факторов рассмотрено в разделе 4.4.2);

2) факторы, действующие в линии стана:

- на участке черновой группы: толщина раската по клетям H_i, продолжительность τ_i транспортирования раската по участкам черновой группы, толщина раската H_p, температура раската T_p;
- на участке промежуточного рольганга: скорость транспортирования V_p раската;
- на участке чистовой группы: толщины полосы по клетям H_i, скорость прокатки в последней клети V_n, радиусы рабочих валков R_i, шлифовочный профиль рабочих валков $\Delta R_{шi}$.

Для всесторонней характеристики стабильности горячей прокатки полос необходимо рассматривать значения обеих статистических характеристик распределений параметров этого процесса: математического ожидания $\overline{X}$ и среднего квадратического отклонения S.

Температура раскатов $\overline{X}_{Тр}$ – основной технологический фактор, влияющий на стабильность процесса прокатки на рассматриваемом участке стана. При прочих равных условиях с повышением значения $\overline{X}_{Тр}$ от 1070 до 1150°С возрастает стабильность усилия P прокатки, а S_p снижается. Это, в свою очередь, обусловливает стабилизацию толщины прокатываемых полос и улучшает их плоскостность. Аналогично, с увеличением $\overline{X}_{Тр}$ стабилизируются значения момента M и мощности N прокатки. В то же время изменение $\overline{X}_{Тр}$ в указанных пределах незначительно дестабилизирует температуру окончания деформации металла: $S_{Tкп}$ увеличивается на 0,5-0,7 °С. Влияние $\overline{X}_{Тр}$ возрастает от первой к последней клети чистовой группы. Т.е., доля $\overline{X}_{Тр}$ в итоговой величине средних квадратических отклонений увеличивается: для усилия прокатки примерно в 1,6 раза; для момента прокатки в 2,3 раза; для мощности прокатки в 1,5 раза. В последней клети доля влияния $\overline{X}_{Тр}$ на S_P, S_M, S_N, $S_{Tкп}$ составляет от 15 до 30 % итоговой величины.

Влияние парного взаимодействия факторов $\overline{X}_{Тр}$ и S_{Tp} распространяется на все клети чистовой группы стана. Их влияние на величину S_i энергосиловых параметров превышает 30% для первой клети и снижается до 10-12 % для последней. Повышение $\overline{X}_{Тр}$ от 1050 до 1150 °С приводит к незначительному снижению влияния S_{Tp} на $S_{Tкп}$. Так, при S_{Tp}, равном 15 °С, величина $S_{Tкп}$ с увеличением $\overline{X}_{Тр}$ в указанных пределах снижается менее чем на 0,3 °С.

Приведенные результаты позволяют сделать вывод о том, что $\overline{X}_{Тр}$ является наиболее весомым фактором управляющего воздействия на участке клетей чистовой группы ШСГП.

Доля стабилизирующего воздействия фактора «постоянной прокатки» $V{\cdot}H$ на энергосиловые параметры процесса в различных клетях чистовой группы составляет до 15% их средних квадратических отклонений. Действие этого фактора тем сильнее, чем выше его абсолютное значение. Отсюда следует вывод о возможности эффективного управления стабильностью процесса прокатки путем коррекции деформационно-скоростного режима и, в первую очередь, за счет изменения скорости прокатки.

Разброс значений величины заправочной скорости прокатки S_{V_3} в последней клети чистовой группы стана значимо дестабилизирует все энергосиловые параметры процесса прокатки только в последних двух клетях. Доля влияния фактора находится в пределах 2-5% величины S_i энергосиловых параметров процесса прокатки.

Дестабилизирующее влияние разброса значений радиусов рабочих валков клетей чистовой группы S_{Ri} проявляется только на величинах S_i усилия и момен-

та прокатки. Показатель среднего квадратического отклонения S_{Ri} относится к группе факторов, чье влияние возрастает с увеличением номера клети в чистовой группе стана. Доля влияния S_{Ri} в итоговой величине среднего квадратического отклонения усилия и момента прокатки составляет 2-7% в первой и 10-12% в последней клети чистовой группы. Парные взаимодействия S_{Ri} с остальными технологическими факторами незначимы.

Наиболее значимым фактором, оказывающим дестабилизирующее действие на величину поперечной разнотолщинности, является температура раската T_p. Изменение ее на 50-85°С приводит к повышению значения $S_{\delta h}$ в 1,5-1,6 раза.

Фактор S_{Ri} также оказывает дестабилизирующее действие на $S_{\delta h}$, хотя доля его не превышает 10% итоговой величины $S_{\delta h}$. Влияние S_{Ri} возрастает в 1,5 раза от клети $N-4$ к клети N, где N – количество клетей ШСГП. Уменьшение величины S_{Ri} до значений 0,010-0,015 мм (соответствует различию температур валков, подаваемых на шлифовку, в 30-45 °С) позволяет полностью устранить дестабилизирующее влияние S_{Ri} на $S_{\delta h}$.

На температуру конца прокатки $T_{кп}$ наибольшее влияние оказывают температура и толщина раскатов, скорость транспортирования раскатов от черновой до чистовой группы клетей, скорость прокатки полос в последней клети чистовой группы. Результаты статистического анализа температуры, толщины и скорости транспортирования раскатов по промежуточному рольгангу приведены в табл. 4.4. Частотное распределение этих параметров близко к нормальному.

Таблица 4.4

Результаты статистического анализа параметров процесса горячей прокатки полос на стане ШСГП 2000 (n – объем выборки)

Параметры	n	$\overline{X}$	S	Эксцесс	Асимметрия
T_p, °С	87	1123,2	12,8	2,0	–0,04
H_p, мм	193	35,10	0,25	2,8	0,65
V_p, м/с	105	3,47	0,35	2,9	–0,4

В качестве примера на рис. 4.8 представлена гистограмма распределения значений средней скорости движения раскатов по промежуточному рольгангу. Максимальные колебания толщины полос в клетях чистовой группы составляют 0,18-0,65 мм в первых клетях и 0,11-0,32 мм в последних.

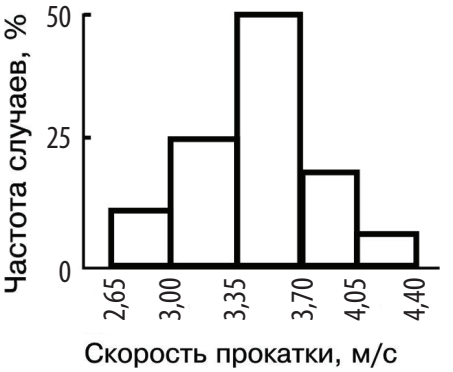


Рис. 4.8. Гистограмма распределения средней скорости транспортирования раскатов по промежуточному рольгангу ШСГП 2000

Сравнение полученного расчетным путем распределения температуры конца прокатки полос толщиной 2 мм с экспериментальным (рис. 4.9) свидетельствует о достаточно полном учете в расчетах влияния случайного характера параметров процесса. Фактическая средняя температура конца прокатки равна 849°С при среднем квадратическом отклонении 4,5°С, расчетная – 854 °С при S = 13,3°С.

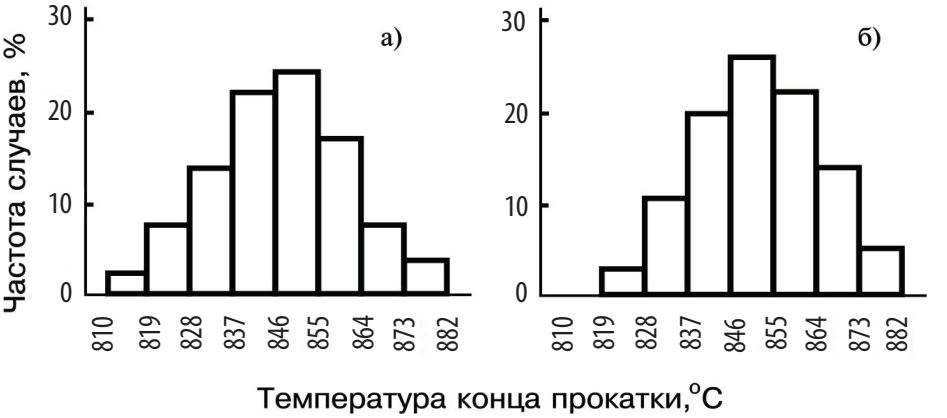


Рис. 4.9. Экспериментальная (а) и расчетная (б) гистограммы распределения температуры конца прокатки полос толщиной 2 мм

Исследования показали, что зависимость среднего квадратического отклонения температуры конца прокатки $S_{T\text{кп}}$ от среднего квадратического отклонения начальной толщины S_{Hp}, температуры S_{Tp} раскатов, толщины полос по клетям S_{hi} – линейная, а от среднего квадратического отклонения средней скорости транспортирования по рольгангу S_{Vp} – близка к линейной.

Колебания толщины полос в клетях чистовой группы практически не оказывают влияния на температуру конца прокатки при конечной толщине полос более 4 мм.

Колебания температуры раскатов влияют на температуру конца прокатки более существенно. При среднем квадратическом отклонении температуры раскатов 15°С средние квадратические отклонения температуры конца прокатки полос толщинами 2 и 8 мм составляют 4,8 и 8°С. Т.е., с увеличением толщины прокатываемых полос влияние колебаний температуры раскатов на температуру конца прокатки увеличивается.

Среднее квадратическое отклонение скорости транспортирования 0,5 м/с приводит к среднему квадратическому отклонению температуры конца прокатки 3°С для полос толщиной 2 мм и 4,8 °С для полос толщиной 8 мм. Увеличение температуры раскатов с 1100 до 1150 °С усиливает влияние S_{Vp} на $S_{T\text{кп}}$ (при S_{Vp} = 0,5 м/с значение $S_{T\text{к.п}}$ возрастает на 0,5-0,7 °С). Увеличение средней скорости транспортирования от 3,5 до 5 м/с существенно сказывается на влиянии S_{Vp} на $S_{T\text{кп}}$. Среднее квадратическое отклонение температуры конца прокатки уменьшается на 1,5-2,4 °С.

Изменения температуры, толщины и скорости транспортирования раскатов, а также толщины полос в клетях чистовой группы стана с семиклетьевой чистовой группой вызывают изменения температуры конца прокатки в пределах ± (20-25) °С. С увеличением толщины прокатываемых полос влияние средних квадратических отклонений скорости транспортирования и начальной температуры раскатов на среднее квадратическое отклонение температуры конца прокатки увеличивается, а влияние изменений толщины полос в клетях чистовой группы уменьшается. Уменьшение разброса величин толщины раскатов не даст существенного снижения диапазона изменений температуры конца прокатки. Так, среднее квадратическое отклонение толщины раскатов 0,25 мм не мешает стабилизации температуры конца прокатки. Для обеспечения среднего квадратического отклонения $S_{T_{\text{КП}}}$ не более 5°С необходимо, чтобы среднее квадратическое отклонение средней скорости транспортирования раскатов по промежуточному рольгангу не превышало 5% среднего значения, а среднее квадратическое отклонение начальной температуры раскатов S_{Tp} не превышало 5-6 °С.

Наследственность передачи возмущений в линии стана определяет требования к сужению интервалов допустимых колебаний температуры нагрева, толщины слябов, продолжительности транспортирования раскатов в линии стана. Передача возмущений через прокатываемую полосу от клетей черновой к чистовой группе стана регламентирует выбор толщины слябов, режимов обжатий и толщины раскатов в зависимости от назначения готовых горячекатаных полос. В клетях чистовой группы формируются окончательный характер и величина показателей качества готовых полос. Поэтому по условиям работы предшествующего участка стана должны регламентироваться деформационный и скоростной режимы прокатки, обеспечивающие возможную стабилизацию вносимых возмущений.

Более подробно результаты исследований в этой области приведены в нашей работе [48].

4.4.2. Влияние конструкционных особенностей широкополосных станов на надежность процесса прокатки и качество листовой стали

Состав, расположение оборудования и технология прокатки полос на широкополосных станах горячей прокатки, эксплуатируемых ныне на металлургических комбинатах, различны. Представленный выше метод дифференцирования факторов по «месту действия» вдоль линии стана позволил предположить, что степень их влияния на надежность процесса в целом взаимосвязана с конструкционными особенностями каждого из участков стана.

Длины основных участков линии ШСГП – черновой группы клетей, промежуточного рольганга, чистовой группы клетей и уборочной линии – находятся в следующих диапазонах: черновые группы клетей – 81-228 м; промежуточные рольганги – 42-132 м; чистовые группы – 36-48 м; уборочные линии – 99-206 м. Из восьми рассмотренных ШСГП на одном реализуется деформация раскатов в непрерывной трехклетьевой черновой подгруппе. На трех ШСГП в черновой группе клетей используется реверсивная прокатка, на четырех станах прокатка в черновой группе ведется по последовательной схеме. Количество клетей в черновой группе, с учетом окалиноломателей – 3-7, в чистовой – 6-7.

Первичную оценку влияния конструкционных особенностей ШСГП на надежность процесса прокатки проводили для участков, имеющих наибольшие различия, а именно – клетей черновой группы. Основываясь на материалах работы [53], в качестве объекта исследований выбрали ШСГП 1700, имеющий наибольшую протяженность черновой группы клетей.

При проведении исследований исходили из следующих положений. Уравнения, полученные методом регрессионного анализа, использовали только в тех случаях, когда величины варьируемых факторов не выходят за пределы интервала варьирования. Данные о стохастических особенностях процесса наиболее информативны, когда размеры интервала варьирования максимально возможно расширены. В этом случае зависимости адекватны процессу во всем интервале изменения факторов. Границы интервалов варьирования факторов в вычислительных экспериментах, полученные на основании производственных данных [48], приведены в таблице 4.5.

Таблица 4.5

Значения факторов, используемых в вычислительном эксперименте, для оценки параметров процесса в клетях черновой группы

Уровни факторов	$\overline{X}_{L_{сл}}$, м	$S_{L_{сл}}$, м	$\overline{X}_T$, °C	S_T, °C	$\overline{X}_{H_{сл}}$, мм	$S_{H_{сл}}$, мм	$\overline{X}_{Hp}$, мм	S_{Hi}, мм	S_{τ_i}, с
Нижний	7,01	0	1200	0	170	0	30	0	0
Верхний	9,5	0,3	1270	12	200	0,95	40	0,60	1,10
Нулевой	8,30	0,15	1235	6	185	0,475	35	0,30	0,55
Интервал варьирования	1,0	0,15	35	6	15	0,475	5	0,30	0,55

В таблице обозначено: $L_{сл}$, $H_{сл}$, T – длина, толщина и температура слябов; H_p – толщина раскатов; H_i – текущая толщина металла, прокатываемого в i-ой клети; τ_i – продолжительность транспортирования раската в i-том межклетьевом промежутке.

При проведении исследований соблюдали условие независимости варьируемых факторов, а также их статистических характеристик. Для математического ожидания $\overline{X}_i$ и среднего квадратического отклонения S_i это обеспечивается свойствами нормального закона распределения случайной величины.

Применение планируемого эксперимента позволило сократить общее количество расчетов и упростило математическое описание результатов. Учитывая число варьируемых факторов, характер связей между ними, согласно работе [53], реализовали дробный факторный эксперимент ДФЭ типа 2^{19-13} для получения уравнений регрессии вида:

$$y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + \ldots + b_nX_n ,$$

принятых нами для описания взаимосвязи статистических характеристик рассматриваемых факторов.

Для расширения возможностей управления процессом горячей прокатки полос необходимо получить данные о влиянии статистических характеристик технологических факторов на параметры технологии в пределах группы клетей и оценить их значимость по участкам стана. Поэтому численные эксперименты реализовали так, чтобы получить искомые зависимости для каждой клети группы.

Проверка по критерию Фишера показала адекватность полученных уравнений линейного вида реальным условиям для всех рассматриваемых технологических параметров процесса горячей прокатки полос в черновой группе клетей ШСГП. При определении математических ожиданий искомых функций нескольких случайных переменных аргументами являлись только математические ожидания варьируемых факторов процесса прокатки, а для значений средних квадратических отклонений искомых функций – также их S_i. Это согласуется со свойствами статистических характеристик случайной функции.

Обеспечение стабильности и надежности любого процесса ориентировано на ограничение рассеивания технологических факторов. Поэтому в нашем случае при вероятностном анализе главное внимание сосредоточили на исследовании взаимосвязи S_i случайных технологических факторов и параметров процесса прокатки. Для значений $\overline{X}_i$ определяли расположение центра распределения в диапазоне допустимых параметров процесса при соответствующих значениях факторов. Степень влияния факторов на значения средних квадратических отклонений оценивали по величине и знаку у соответствующего коэффициента уравнения регрессии. Используемое в дальнейшем понятие «стабилизирующий фактор» означает, что с увеличением абсолютной величины его статистической характеристики (математического ожидания) величина S_i соответствующего параметра прокатки уменьшается. Действие «дестабилизирующего характера» противоположно.

Температура нагрева слябов $\overline{X}_{T_{сл}}$ является основным стабилизирующим фактором для всех энергосиловых параметров процесса прокатки в клетях черновой группы. Влияние $\overline{X}_{T_{сл}}$ на стабильность параметров прокатки в различных клетях группы неодинаково. Общий вид этой зависимости показан на рис. 4.10. В рассмотренных условиях с увеличением номера клети N значение b_i при $\overline{X}_{T_{сл}}$ возрастает. Для всего диапазона значений технологических факторов влияние $\overline{X}_{T_{сл}}$ максимально и составляет до 40% суммарной величины S_i параметров процесса прокатки.

Стабилизирующее действие $\overline{X}_{T_{сл}}$ на значения средних квадратических отклонений усилия, момента и мощности прокатки фактически не зависит от толщины используемых слябов, изменяющейся в реальных пределах (170-200 мм), и

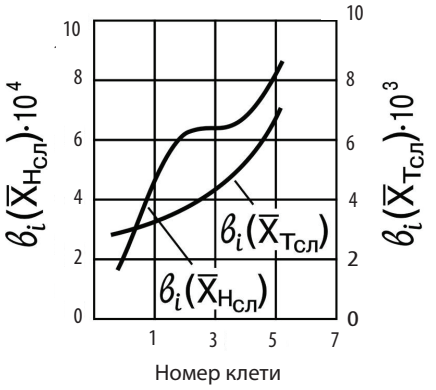


Рис. 4.10. Влияние $\overline{X}_{Tсл}$ и $\overline{X}_{Hсл}$ на соответствующие коэффициенты $в_i$ для различных клетей черновой группы стана

толщины раскатов в диапазоне от 30 до 40 мм. Величины произведений $b_i \cdot \overline{X}_{Tсл}$ равны абсолютному «вкладу» фактора в итоговую величину S_i энергосиловых параметров процесса для реальных условий прокатки (табл. 4.6).

Таблица 4.6

Величины произведений $b_i \cdot \overline{X}_{Tсл}$ в клетях 1 и 5 черновой группы ШСГП 1700 в уравнениях для расчета средних квадратических отклонений усилия P момента M, мощности N и температуры T прокатки *

Номер клети	S_p, МН	$S_м$, МН·м	S_N, МВт	S_T, °C
	v_p, %	$v_м$, %	v_N, %	v_T, %
Первая	0,37-0,38	0,049-0,051	0,098-0,102	0,62-0,67
	3,9-4,2	3,7-3,9	3,7-4,0	1
Пятая	0,85-0,88	0,135-0,140	0,91-0,94	9,10-9,40
	4,8-5,9	7,1-8,3	7,3-8,2	1

* В числителе – значение среднего квадратического отклонения, в знаменателе – коэффициента вариации.

Отклонение температуры нагрева слябов $S_{Tсл}$ – основной дестабилизирующий фактор. Доля его влияния в итоговой величине S_{Pi}, S_{Mi}, S_{Ni}, S_{Ti} достигает 40%. Необходимо отметить, что для всего диапазона величин $\overline{X}_{Hсл}$ и $\overline{X}_{Hp}$ значимость влияния $S_{Tсл}$ не изменяется, а его действие распространяется на все клети черновой группы. Деформация раскатов в черновых клетях стабилизирует их температуру. Величины S_{Ti} уменьшаются по мере обжатия раскатов.

Влияние толщины слябов на параметры процесса прокатки неоднозначно и зависит от конкретных условий прокатки. Для усилия, момента и мощности прокатки $\overline{X}_{Hсл}$ является дестабилизирующим фактором. Для температуры раскатов –

стабилизирующим. Доля влияния $\overline{X}_{Hсл}$ составляет до 10% от суммарной величины S_i параметров процесса прокатки. Вид зависимости на рис. 4.10 достаточно близко соответствует распределению режима обжатий в клетях черновой группы ШСГП.

Увеличение толщины слябов в диапазоне от 170 до 210 мм при условии получения раскатов одной толщины на 14-20% повышает нестабильность усилия, момента и мощности прокатки в клетях всей группы. Это обусловлено тем, что при увеличении суммарной (по группе) и единичной (в каждой клети) степени деформации в большей мере проявляются негативные воздействия факторов, косвенно влияющих на изменение энергосиловых параметров, а именно относительной разноширинности, степени износа рабочих валков, величины «наката» от деформации в вертикальных валках и т.п.

В тех же условиях увеличение $\overline{X}_{Hсл}$ повышает в среднем на 18% стабильность температуры деформируемого металла. Отмеченный эффект связан с изменением соотношения статей теплового баланса полосы в очаге деформации и, в первую очередь, с изменением условий разогрева раскатов от работы деформации. Потери тепла металлом, возникающие при его транспортировании и деформировании в предыдущих клетях группы, компенсируются за счет дополнительного повышения температуры при увеличении единичного обжатия в каждой последующей клети.

Отклонения толщины слябов $S_{Hсл}$ и точности настройки S_{Hi} клетей черновой группы дестабилизируют все энергосиловые параметры процесса прокатки. Однако степень их влияния различна: непостоянство толщины слябов значимо влияет на разброс значений параметров только в одной клети (горизонтальном окалиноломателе). Возмущения, вызываемые большими величинами S_{Hi}, передаются вдоль группы на последующие одну-две клети. Причем, если рассматривать клети № 1, 2, то влияние S_{Hi} передается только от одной предыдущей, а если №№ 3-5, то от двух. С уменьшением H_i одни и те же величины S_{Hi} вызывают больший разброс энергосиловых параметров прокатки. Для температуры прокатки влияние рассмотренных факторов незначимо.

Повышение **продолжительности транспортирования раскатов** между клетями черновой группы $S\tau_i$ усиливает дестабилизирующее действие на все энергосиловые параметры процесса прокатки и по уровню воздействия эквивалентно влиянию S_{Hi}. Например, по условиям ШСГП 1700 наибольшее дестабилизирующее влияние на температуру прокатки в клети № 5 оказывают значения $S_{\tau i}$ в межклетьевых промежутках 1 (между горизонтальным окалиноломателем и клетью № 1), 3 (между клетями № 2-3), 4 (между клетями № 3-4), 5 (между клетями № 4-5). Это влияние увеличивается от 1-го к 5-му промежутку более чем в

10 раз. Изменение доли влияния $S\tau_i$, по участкам черновой группы на S_{T5} температуры деформации в клети № 5 показано на рис. 4.11.

Дестабилизирующими факторами являются отклонения длины слябов $S_{Lсл}$ и толщины раскатов S_{Hp}, однако их влияние на энергосиловые параметры проявляется только в клети № 5, причем $S_{Lсл}$ значимо влияет только при прокатке задних концов раскатов.

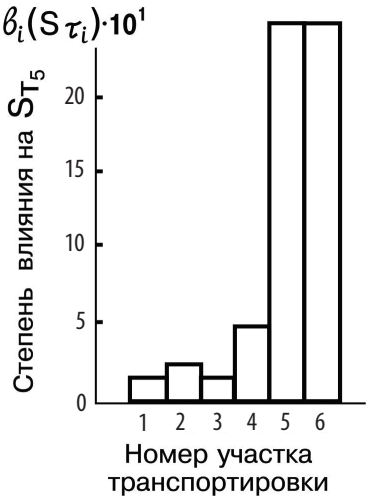


Рис. 4.11. Влияние $S\tau_i$ по участкам черновой группы клетей стана на S_{T5}

На значения математических ожиданий усилия, момента, мощности и температуры прокатки в клетях черновой группы (исключая окалиноломатель) влияние $\overline{X}_{Hp}$, $\overline{X}_{Hсл}$, $\overline{X}_{Tсл}$ возрастает при переходе от клети № 1 к клети № 5 примерно в 1,1-1,3 раза. Влияние $\overline{X}_{Lсл}$ сказывается на значениях математического ожидания параметров прокатки только задних концов раскатов, $\overline{X}_{Hp}$ значимо влияет только в клети № 5. Значение средних квадратических отклонений распределений величин всех энергосиловых параметров по длине раскатов возрастает в 1,35 раза при прокатке задних концов раскатов.

Величина S_i итоговых распределений для энергосиловых параметров составляет от 5 до 12% значения их математического ожидания. Максимальную долю влияния (до 40%) на величину S_i оказывают значения статистических характеристик температуры слябов ($\overline{X}_{Tсл}$ и $S_{Tсл}$). Следует отметить, что с увеличением $\overline{X}_{Tсл}$ влияние $S_{Tсл}$ на S_i энергосиловых параметров уменьшается.

Результаты исследований позволяют сделать вывод о том, что характер изменения величин средних квадратических отклонений энергосиловых параметров по клетям черновой группы подобен изменению величины относительного обжатия. Так, на участке горизонтальный окалиноломатель – клеть № 2 величина ε_i возрастает на 10-16%, на участке клеть № 2 – клеть № 4 остается практически на одном уровне, а на участке клеть № 4 – клеть № 5 – возрастает на 4-9%. Именно этим объясняются резкие скачки величины S_i энергосиловых параметров прокатки на первом и третьем участках черновой группы.

Предложенная методика численного эксперимента с использованием метода Монте-Карло была использована для анализа других компоновок оборудования ШСГП. Возможные схемы компоновки и расположения клетей черновой группы ШСГП показаны на рис. 4.12. В результате моделирования оказалось возможным

сформулировать следующие выводы о влиянии конструкций (компоновки) широкополосных станов на стабильность процесса прокатки полос.

Прокатка раскатов с использованием реверсивных проходов в клетях черновой группы.

Известные схемы прокатки предусматривают возможность трех – семи проходов в реверсивной клети (клетях). Наличие в процессе прокатки фаз «захвата» и «выброса» металла снижает надежность процесса при рассматриваемой схеме компоновки оборудования. Количественные закономерности действия как стабилизирующих, так и дестабилизирующих технологических факторов изменяются. Влияние стабилизирующего фактора $\overline{X}_{Тсл}$ в условиях трех реверсивных проходов такое же, как в случае прокатки по рассмотренной выше схеме. При пяти и более реверсивных проходах влияние $\overline{X}_{Тсл}$ возрастает на 5-15% и составляет до 45% от суммарной величины S_i параметров процесса прокатки в реверсивной клети. В случае использования схемы прокатки, реализующей пять реверсивных проходов с последующей деформацией раската в одной-трех клетях, значение b_i в этих клетях скачкообразно возрастает, а «вклад» фактора в S_i параметров прокатки в последней клети группы может достигать 50-53%.

Рис. 4.12. Схемы расположения клетей черновых групп. Стрелками показано направление прокатки. Фигурные скобки обозначают объединение клетей в непрерывную подгруппу

В схеме прокатки, предусматривающей реверсивные проходы в черновой группе клетей, возрастает дестабилизирующее влияние отклонений продолжительности транспортирования раскатов S_{τ_i}, что согласуется с полученными нами данными, отражающими взаимосвязь S_{τ_i} и изменения толщины раската. Установлено, что влияние S_{τ_i} на S_i, при использовании только реверсивных проходов подобно представленному на рис. 4.11 и практически не зависит от количества проходов.

При схеме прокатки с тремя реверсивными проходами и последующей деформацией металла в одной-трех последовательных клетях возникает дополнительное дестабилизирующее воздействие на участке транспортирования раската от реверсивной до следующей клети. При этом доля влияния S_{τ_i} на этом участке в 2-5 раз выше, чем на предыдущих участках транспортирования. Увеличение количества проходов в реверсивной клети усугубляет дестабилизирующее действие $S\tau_i$ на рассматриваемом участке черновой группы. Значение S_i всех энергосиловых параметров практически постоянно по длине раската и возрастает на 5-7% при переходе от прокатки передних к задним концам. Установлено, что действие S_{τ_i} может нивелироваться за счет перераспределения величины относительного обжатия как по проходам в реверсивной клети, так и во всей группе черновых клетей.

Действие остальных технологических факторов такое же, как и при рассмотренной выше схеме прокатки на ШСГП 1700 с последовательным расположением клетей (без реверсивных проходов).

Прокатка раскатов с использованием непрерывной подгруппы клетей.

Схемы расположения оборудования с непрерывными подгруппами клетей (см. рис. 4.12) обладают несомненными преимуществами по сравнению со всеми другими компоновками клетей черновой группы с позиции обеспечения стабильности процесса прокатки. Так, действие $S\tau_i$, формирующееся на первых участках транспортирования металла, ослабляется уже в одной-двух клетях непрерывной подгруппы, тем самым снижая суммарную величину S_i параметров процесса прокатки в последней клети группы на ~ 30%. Возрастает стабилизирующее действие $\overline{X}_{Тсл}$, достигая 35-40% итоговой величины S_i в клетях непрерывной подгруппы.

В то же время при рассматриваемой компоновке клетей черновой группы ШСГП увеличивается дестабилизирующее воздействие $S_{Тсл}$ и S_{Hi} по сравнению с другими схемами. В отличие от схем прокатки на станах с последовательным расположением клетей (без реверсирования раскатов) и с реверсивными проходами влияние S_{Hi} передается вдоль всей группы клетей со скачкообразным увеличением в 1,2-1,4 раза в клетях непрерывной подгруппы. Однако в целом итоговые величины S_i параметров процесса прокатки в клетях черновой группы с непрерывной подгруппой ниже, чем при рассмотренных ранее схемах компоновки.

На промежуточном рольганге стана формируется узконаправленное дестабилизирующее воздействие – изменяется величина статистических характеристик температуры раскатов ($X_{Тр}$ и $S_{Тр}$), что отражается на стабильности режимов прокатки полос в клетях чистовой группы. Основным дестабилизирующим фактором является разброс температуры раскатов $S_{Тр}$, поступающих на промежуточный

рольганг. Доля его влияния составляет от 30 до 50% итоговой величины S_i для всех энергосиловых параметров прокатки в клетях чистовой группы ШСГП с наибольшим влиянием на стабильность процесса в первой клети чистовой группы стана. Роль этого фактора от первой до последней клети чистовой группы ослабевает в 2-2,7 раза, что дает возможность сделать вывод о стабилизирующем действии клетей чистовой группы на температуру прокатываемых полос.

Примечательно, что в чистовой группе клетей стана степень влияния $S_{Тр}$ на S_i усилия, момента, мощности прокатки почти на порядок превышает аналогичное по направлению действие фактора $S_{Тсл}$ для клетей черновой группы. В то же время по влиянию на S_i температуры прокатки оно меньше, чем $S_{Тсл}$. Величины $b_i S_{Тр}$, равные значениям «вклада» фактора в итоговую величину S_i параметров процесса для реальных условий прокатки на ШСГП 1700, представлены в табл. 4.7.

Таблица 4.7

Величины произведения $b_i S_{Тр}$ по клетям чистовой группы ШСГП для средних квадратических отклонений усилия P, момента M и мощности прокатки N

Клети	S_P, МН	S_M, МН·м	S_N, МВт
Первая	1,15–2,3	$6\cdot10^{-2}$–$1{,}2\cdot10^{-1}$	$2{,}5\cdot10^{-1}$–$5{,}2\cdot10^{-1}$
Последняя	0,5–1,0	$4{,}5\cdot10^{-3}$–$9\cdot10^{-3}$	$1\cdot10^{-1}$–$5\cdot10^{-1}$

При реальных величинах $S_{Тр}$ его самостоятельное влияние на S_i температуры прокатки незначимо.

Разброс значений продолжительности транспортирования раскатов по промежуточному рольгангу $S\tau_p$ дестабилизирующе влияет на усилия, моменты и мощности прокатки во всех клетях чистовой группы. Доля его влияния может достигать 20% итоговой величины S_i энергосиловых параметров процесса прокатки в первой клети и снижается до 1-5% в последней клети. Отмеченный характер влияния $S\tau_p$ свидетельствует об ослаблении действия этого фактора. Для обоих рассмотренных выше факторов характерно увеличение дестабилизирующего воздействия при повышении длины промежуточного рольганга: изменение L_p от 42 до 120 м способствует повышению $S_{Тр}$ и $S\tau_p$ на 60-70%.

Выполненные исследования указывают также на возможность стабилизации параметров процесса прокатки в чистовой группе за счет использования промежуточного перемоточного устройства (ППУ) или экранирующих устройств. При этом изменение $S_{Тр}$ по длине раската практически полностью нивелируется

(уменьшается на 80-85%), незначительным становится также влияние $S\tau_i$ (< 10% итоговой величины S_i энергосиловых параметров процесса прокатки).

Наследственность передачи возмущений в линии стана определяет требования к сужению интервалов допустимых колебаний температуры нагрева и толщины слябов, продолжительности транспортирования раскатов в линии стана. Передачу возмущений через прокатываемую полосу от черновых клетей к чистовой группе стана следует учитывать при выборе толщины слябов, режимов обжатий и толщины раскатов в зависимости от назначения готовых горячекатаных полос. В клетях чистовой группы окончательно формируется их качество. Поэтому выбираемые деформационный и скоростной режимы прокатки должны обеспечивать максимально возможное нивелирование вносимых возмущений.

Наиболее предпочтительной с точки зрения обеспечения стабильности процесса прокатки является схема, реализующая деформирование раскатов в черновой группе минимальной длины. Использование реверсивных проходов ухудшает стабильность процесса прокатки на ШСГП, однако в совокупности с непрерывной подгруппой приводит к варианту, эквивалентному схеме последовательной прокатки в клетях черновой группы. С позиций стабилизации температурно-скоростных и деформационных параметров процесса горячей прокатки полос желательно, чтобы промежуточный рольганг ШСГП был минимально допустимой длины и оснащен экранирующими устройствами. Эффективно также использование промежуточного перемоточного устройства.

Глава 5

Несимметричная прокатка полос

Особенности и возможности процесса несимметричной прокатки

Расчет параметров процесса несимметричной прокатки методом линий скольжения

Матрично-операторный вариант метода линий скольжения

Основные уравнения плоского пластического течения

Соотношения вдоль линий скольжения

Постановка краевых задач

Матрично-операторный способ построения полей линий скольжения

Построение поля линий скольжения и годографа скоростей

Матричное уравнение для несимметричного процесса

Анализ результатов расчета

Эффекты асимметрии процесса при холодной прокатке полос

Влияние несимметрии процесса прокатки на текстуру листовой стали

Использование асимметрии процесса для определения коэффициента трения при прокатке

НЕСИММЕТРИЧНАЯ ПРОКАТКА ПОЛОС

5.1. Особенности и возможности процесса несимметричной прокатки

Процесс прокатки в реальных промышленных условиях нередко проходит с элементами геометрической, скоростной, температурной и другой асимметрии даже тогда, когда номинально он считается симметричным. Такое утверждение базируется прежде всего на рассмотренных выше результатах вероятностной оценки распределений величин входных и выходных параметров процесса прокатки, условно называемого симметричным. Кроме того, достаточно часто помимо возникающих случайно отклонений параметров прокатки от заданных значений преднамеренно создается определенная несимметрия этого процесса с целью достижения желательного влияния на его энергосиловые условия или показатели качества прокатанного металла.

В связи со сказанным вопросы теории и технологии процесса асимметричной прокатки в большей или меньшей степени являлись предметом исследований многих известных ученых, специализирующихся в области обработки металлов давлением. Поскольку сослаться на все работы этого направления не представляется возможным, назовем лишь наиболее известные имена и значимые публикации. При выполнении собственных исследований авторы настоящей книги опирались прежде всего на результаты теоретических и экспериментальных исследований А.А. Королева, В.Н. Выдрина, В.П. Полухина, М.Я. Бровмана, В.А.Николаева, В.Г. Синицына, В.С. Горелика, В.Н. Скороходова, А.И. Гришкова, их коллег, специалистов металлургических комбинатов России, Украины и Казахстана. При этом предметом исследований являлись наименее изученные или спорные вопросы теории и технологии асимметричной прокатки.

По мнению авторов настоящей книги наиболее полная классификация различных видов асимметрии процесса прокатки предложена М.Я. Бровманом [54]. Результаты всесторонних собственных экспериментов и многочисленные экспериментальные данные, приведенные в технической литературе, наиболее полно обобщены и систематизированы В.А. Николаевым [55] и В.Г. Синицыным [56]. Среди названных М.Я. Бровманом видов в настоящей книге теоретически и экспериментально исследовали процесс прокатки при геометрической, скоростной, фрикционной (при различных коэффициентах трения на контактных поверхностях в очаге деформации со стороны верхнего и нижнего валков), а также асимметрии за счет неодинаковых механических свойств прокатываемого металла,

в частности, из-за различной температуры по толщине полос. Основные результаты выполненных работ, предложения по использованию эффектов асимметрии для совершенствования процесса прокатки и улучшения качества металлопродукции, а также направления дальнейшего развития теории процесса асимметричной прокатки на базе современных возможностей метода линий скольжения, численного анализа и вычислительной техники сводятся к следующему.

Асимметрия (несимметрия) процесса прокатки в современных условиях рассматривается не столько как неизбежное и подлежащее устранению следствие несовершенств технологического процесса, сколько как средство воздействия на его параметры, а также на качество прокатанного металла [57-61].

Так, исследованиями М.Я. Бровмана показано, что при прокатке на стане 3000 толстых листов шириной 1800-3100 мм из углеродистой стали за счет рассогласования скоростей валков можно усилие прокатки, равное 27-40 МН, уменьшить на 1,5-2,0 МН. При этом толщину прокатываемых листов можно регулировать на 0,20-0,25 мм только степенью асимметрии процесса прокатки.

Результаты исследований, выполненных В.С. Гореликом совместно с сотрудниками Донецкого политехнического института и Мариупольских металлургических комбинатов им. Ильича и «Азовсталь», показали возможность управления геометрическими параметрами полос (изгибом, плоскостностью и разнотолщинностью) в черновых и чистовых клетях широкополосных станов горячей прокатки (ШСГП), используя эффекты асимметрии процесса прокатки. Эксперименты проводили в клетях с индивидуальным и общим (через шестеренную клеть) приводом рабочих валков на ШСГП 2000, 1700 (валковая асимметрия) и толстолистовых станах 3000 и 3600 (скоростная асимметрия) при прокатке раскатов толщинами 50-160 мм (в черновых клетях) и толщинами 2-16 мм (в чистовых клетях) из углеродистых и низколегированных сталей. Было установлено, что изгиб раскатов при выходе из валков связан с неравномерным по толщине нагревом слябов, наклоном раскатов при задаче в валки, неодинаковыми жесткостями трансмиссий и привода валков. Знак кривизны выходящего из валков раската определяется параметрами очага деформации: при «высоком» очаге деформации раскат изгибается на ведомый валок, при «низком» – на ведущий. В нестационарной стадии прокатки возможно целенаправленно управлять изгибом раската путем воздействия по определенному закону на соотношение скоростей валков и их нагрузок. На широкополосных станах горячей прокатки несимметричную прокатку с рассогласованием на 1-3% окружных скоростей верхнего и нижнего рабочих валков используют для повышения точности геометрических размеров прокатываемых полос. В стационарной стадии прокатки полос толщинами 2-16 мм при реализации асимметричных режимов было получено снижение продольной

разнотолщинности на 20-65%, поперечной разнотолщинности – на 15-30%, неплоскостности – на 50-60%.

Приведенные цифры, очевидно, относятся к частному случаю проведения конкретных экспериментов и не имеют обобщающего характера. Однако потенциальные возможности асимметрии процесса прокатки иллюстрируют убедительно.

Описания процесса асимметричной прокатки с помощью приближенных теорий по ряду причин оказываются несовершенными. В работе [90], например, отмечается невозможность предсказать таким путем экспериментально установленную зависимость от степени деформации знака кривизны полос, прокатываемых в несимметричных условиях, наличие нескольких экстремумов на соответствующей кривой и т.п.

В настоящее время достаточно полно рассмотрены вопросы влияния рассогласования угловых скоростей валков и различия их диаметров на выходные параметры процесса прокатки. Установлен теоретически [57-60] и нашел подтверждение в условиях лабораторного и промышленного экспериментов [61] немонотонный характер изменения некоторых выходных параметров асимметричного процесса прокатки даже при монотонном изменении его входных параметров. Так, например, при рассогласовании угловых скоростей или разных диаметрах валков выходящий конец полосы по мере увеличения степени деформации, изгибается вначале на валок с меньшей линейной скоростью, затем – на валок с большей линейной скоростью, а далее этот процесс повторяется с уменьшающейся амплитудой. Такой же «осциляционный» характер имеет изменение кривизны выходящего конца полосы при фиксированном обжатии в зависимости от изменения рассогласования угловых скоростей валков или различия их диаметров.

На широкополосных станах горячей прокатки достаточно часто прокатывают неравномерно нагретые по толщине полосы. Это связано с неодинаковыми условиями нагрева в методических печах верхней и нижней поверхностей слябов, а также с разными условиями охлаждения сторон раскатов при движении их по рольгангам. При прокатке такого металла выходящая из валков полоса искривляется, вследствие чего передний ее конец может застревать в выходной проводке или между роликами рольганга, создавая аварийную ситуацию. В этой связи представляет интерес определение радиуса кривизны выходящей из валков полосы в зависимости от разности температур верхней и нижней поверхностей деформируемого металла, а также выбор таких деформационно-скоростных режимов несимметричной прокатки, которые даже при существенно неравномерном температурном поле обеспечат выход прямой полосы из валков. В виде примера рассмотрим решение этой задачи в приближенной постановке с использованием результатов,

основанных на характеристическом анализе процесса несимметричной прокатки. Сохраним обозначения и ход решений, приведенные в работе [59].

Схема деформирования полосы, поле линий скольжения и годограф показаны на рис. 5.1. Области, прилегающие к валкам, вращаются как жесткое целое с угловыми скоростями ω_u и ω_l. Здесь u и l – индексы верхнего и нижнего валков

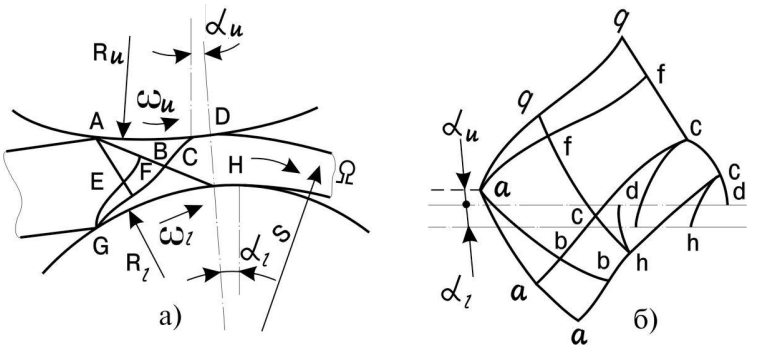


Рис. 5.1. Поле линий скольжения (а) и годограф (б) при несимметричной горячей прокатке. Обозначения – в тексте

соответственно. После прокатки полоса также вращается как жесткое целое с угловой скоростью Ω, поэтому выходные линии скольжения составляют часть окружностей. Каждая из них, умноженная на масштабные множители, дважды появляется на годографе с постоянным значением разности радиусов кривизны. Если неравномерно нагретая по толщине полоса на выходе не испытывает воздействия сил и моментов или они невелики, то радиусы кривизны круговых дуг линий скольжения (рис. 5.2) удовлетворяют условию:

$$r_\beta / r_\alpha = k_u / k_l \,, \tag{5.1}$$

где r_α, r_β – радиусы кривизны выходных α и β линий скольжения; k_u, k_l - предельные напряжения сдвига материала полосы на верхней и нижней поверхностях соответственно. Если обозначить $k_u/k_l = \mu_t$, то

$$r_\alpha = r \,;\; r_\beta = \mu_t^r \,. \tag{5.2}$$

При μ_t = 1,0-1,4 выражение, связывающее толщину полосы h и параметры r и μ_t, принимает вид:

$$h = r(\mu_t + 1)\left(1 - \sqrt{2}/2\right) \,. \tag{5.3}$$

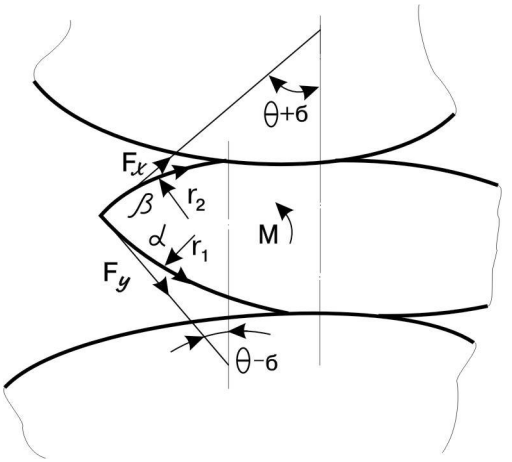


Рис. 5.2. Выходные линии скольжения и усилия, действующие на выходящий конец полосы. Обозначения – в тексте

В случае, когда полоса нагрета равномерно, $\mu_t = 1$, $h = r\left(2-\sqrt{2}\right)$.

Рассмотрим влияние соотношений между угловыми скоростями ω_u и ω_l, радиусами валков R_u и R_l и температурами слоев полосы t_u и t_l на радиус и направление изгиба полосы при выходе из валков. Примем для определенности $R_u\omega_u > R_l\omega_l$ (далее будет показано, что это условие только упрощает рассуждения при выводе, а в итоговых формулах несущественно). Полоса из валков может выходить по одному из трех вариантов (рис.5.3):

I – $ob > oa$ (рис. 5.3,*а*), т.е. $\omega_l(R_l + r) > \omega_u(R_u + \mu_t r)$, прокатываемая полоса искривляется по направлению к нижнему валку;

II – $ob = oa$ (рис. 5.3,*б*), т.е. $\omega_u(R_u + r) = \omega_l(R_l + \mu_t r)$, полоса остается прямой при значительном различии параметров;

III – $ob < oa$ (рис. 5.3,*в*), т.е. $\omega_l(R_l + r) < \omega_u(R_u + \mu_t r)$, полоса изгибается по направлению к верхнему валку.

Если S – средний радиус кривизны полосы после прокатки, то $S\Omega$ – линейная скорость точек материала на линии соприкосновения окружностей с радиусами r и μ_t. Для выходной части годографа (рис. 5.3,*г*) будут иметь место соотношения:

$$R_l\omega_l - R_u\omega_u = \left[\mu_t\omega_u + \sqrt{1+\mu_t^2\Omega}\right]r - \omega_l r\ ;$$

$$R_l\omega_l - R_u\omega_u = \mu_t\omega_u r - \left(\omega_l + \sqrt{1+\mu_t^2\Omega}\right)r\ ;$$

откуда
$$\Omega = \frac{\omega_l\left(R_l + r\right) - \omega_u\left(R_u + \mu_t r\right)}{\sqrt{1+\mu_t^2}}, \qquad (5.4)$$

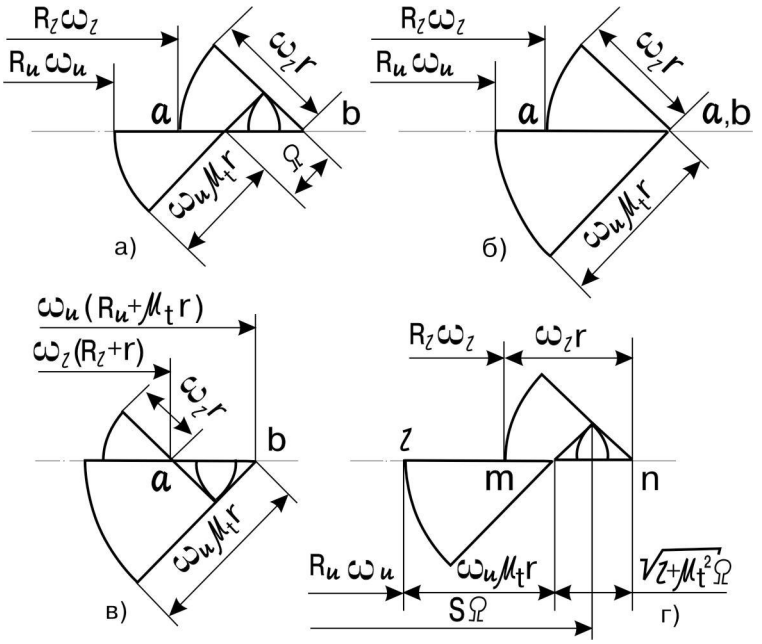


Рис. 5.3. Варианты выхода полосы из валков.
Обозначения – в тексте

причем отрицательное значение Ω соответствует изгибу по направлению к верхнему валку. Далее для вариантов I и III

$$S\Omega = R_l\omega_l + \omega_l r - \Omega r / \sqrt{1+\mu_t^2}$$

$$S\Omega = R_u\omega_u + \mu_t\omega_u r + \Omega r / \sqrt{1+\mu_t^2}$$

откуда

$$2S\Omega = \omega_l\left(R_l + r\right) + \omega_u\left(R_u + \mu_t r\right) \qquad (5.5)$$

Подставляя в выражение (5.5) значение Ω из зависимости (5.4), получим:

$$S = \frac{r\sqrt{1+\mu_t^2}\left[\omega_l\left(R_l + r\right) + \omega_u\left(R_u + \mu_t r\right)\right]}{2\left[\omega_l\left(R_l + r\right) - \omega_u\left(R_u + \mu_t r\right)\right]}\ ; \qquad (5.6)$$

где $r = h\left(2+\sqrt{2}\right)/\left(\mu_t + 1\right).$ (5.7)

В случае, когда температура полосы одинакова по высоте $\mu_t = 1$, формулы (5.6) и (5.7) принимают следующий вид:

$$S = \frac{r\left[\omega_l\left(R_l + r\right) + \omega_u\left(R_u + r\right)\right]}{\sqrt{2}\left[\omega_l\left(R_l + r\right) - \omega_u\left(R_u + r\right)\right]}\ ; \tag{5.8}$$

$$r = h\left(1 + 1/\sqrt{2}\right). \tag{5.9}$$

В формулах (5.6) и (5.8) положительное значение S соответствует искривлению полосы к нижнему валку, отрицательное – к верхнему, и принятое ранее ограничение о большей окружной скорости точек нижнего валка теперь несущественно. Наконец, следует иметь в виду, что обращение знаменателя в нуль в формулах (5.6) и (5.8) означает, что полоса остается прямой при выходе из валков.

Для оценки диапазона применения полученных формул авторы работы [59] обратились к экспериментальным данным, характеризующим кинематические параметры процесса несимметричной горячей прокатки и, в частности, изгиб выходящего из валков конца полосы.

Сравнение расчетных и экспериментальных величин искривления прокатываемой полосы показало, что полученное приближенное решение позволяет достаточно просто определять направление изгиба и кривизну выходящего из валков конца полосы с учетом различия диаметров валков, рассогласования угловых скоростей и неравномерности нагрева полосы по высоте. Однако расчеты по приведенным формулам не отражают всех особенностей искривления полосы: направление изгиба определяется знаком знаменателя в формуле (5.8) и не зависит от величины обжатия, хотя в действительности такая зависимость есть. Результаты расчета дают близкие к реальным значения искривлений только при больших обжатиях. Во всем диапазоне обжатий результаты расчета удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными только при малых (1-4%) различиях диаметров и рассогласованиях угловых скоростей валков. И только при малых различиях параметров процесса прокатки направление изгиба полосы остается неизменным во всем диапазоне обжатий.

При значительном различии диаметров валков и (или) рассогласовании угловых скоростей характер искривления полосы (по экспериментальным данным) приобретает осцилляционный характер: при малом обжатии полоса изгибается к одному из валков, при его увеличении – к другому. К сожалению, полученные

формулы не отражают этой особенности. Рассчитанная с их помощью кривизна имеет постоянный знак и соответствует экспериментальным значениям при обжатиях 20-40%.

Несмотря на отмеченные недостатки, полученные формулы представляют определенный практический интерес. Ими можно пользоваться при малых рассогласованиях угловых скоростей валков и различиях их диаметров. Кроме того, при больших значениях этих соотношений, результаты расчета (по абсолютному значению) достаточно хорошо характеризуют амплитуды отклонения полосы к верхнему или нижнему валку.

Для получения результатов общего характера необходимы подходы, базирующиеся на фундаментальных основах теории пластичности, максимально возможно учитывающие всю совокупность факторов, влияющих на процесс асимметричной прокатки, и не содержащие априорных предположений о характере его протекания. Кроме того, для достоверного определения энергосиловых и кинематических параметров процесса асимметричной прокатки используемые методы теории пластичности должны быть ориентированны на применение быстродействующей вычислительной техники. Именно такой подход к математическому описанию процесса несимметричной прокатки методами линий скольжения и нелинейного программирования разработан[1] и изложен в наших работах [57-61]. Прежде чем описывать все математические выкладки этого решения обозначим основные постулаты и подходы к решению.

Как будет показано ниже, использование в рассматриваемой задаче теории течения приводит к необходимости решения системы двух (для задачи о плоской деформации) дифференциальных уравнений гиперболического типа, которое осуществили методом линий скольжения. За счет применения матричных операторов дифференциальные уравнения сводятся к системе нелинейных алгебраических уравнений, описывающих поле линий скольжения в очаге деформации. Для решения используются методы нелинейного программирования, исключая тем самым трудоемкий процесс последовательных приближений, обычный для подобного рода задач. Разработанный метод[2] позволяет также без дополнительных усложнений решать обратные задачи отыскания значений или границ изменения исходных величин, обеспечивающих требуемые значения выходных параметров (усилия, моменты на валках, кривизну прокатываемой полосы, свойства металла и др.). А в итоге управлять параметрами прокатки за счет регулирования степени асимметрии процесса.

---

[1] Совместно с Е.В. Бинкевичем, А.К. Голубченко.

[2] Разработан Е.В. Бинкевичем.

В виде иллюстрации возможностей полученного решения в нашей статье [57] с помощью теории линий скольжения рассмотрено влияние угла входа заготовки в валки на параметры процесса асимметричной прокатки, и, в частности, на изгиб выходящего из очага деформации переднего конца прокатанной полосы. Конкретное численное решение для случая прокатки, когда заготовка задается в валки с наклоном к одному из них, показало, что при небольших (до 5°) углах наклона заготовки и отсутствии заднего натяжения полоса на выходе из очага деформации изгибается к тому же валку. Заднее натяжение уменьшает амплитуду искривления полосы на выходе из валков без изменения ее знака. Подробный анализ этого случая асимметричной прокатки дан ниже.

В работе [60] приведены результаты численного решения рассмотренным методом задачи определения изменения кривизны прокатываемой полосы в зависимости от изменения радиусов верхнего и нижнего валков, а также в зависимости от относительного обжатия при рассогласовании угловых скоростей верхнего и нижнего валков с одинаковыми радиусами. Как будет показано, результаты расчета соответствуют имеющимся экспериментальным данным [61] об изменении знака кривизны в зависимости от отношения радиусов валков.

Постановку задачи, алгоритм и результаты расчета энергосиловых и кинематических параметров процесса несимметричной прокатки методом линий скольжения рассмотрим используя подробно изложенные в монографии [61] решения, анализ, выкладки и обобщения. При этом сохраним обозначения, принятые в работе [61].

5.2. Расчет параметров процесса несимметричной прокатки методом линий скольжения

5.2.1. Матрично-операторный вариант метода линий скольжения

Ввиду сложности процесса несимметричной прокатки его аналитическое описание требует привлечения современных методов теории пластичности, предполагающих широкое использование численных алгоритмов и вычислительных средств. Как уже отмечалось выше, при расчете параметров симметричного процесса достаточно надежные результаты удается получить, используя метод линий скольжения. Применение матрично-операторного варианта этого метода делает возможным его эффективное использование при расчетах несимметричных процессов.

Сетки линий скольжения для прокатки листов и полос, как правило, очень сложны. Их построение требует решения задач непрямого типа, когда вначале ни

линии скольжения, ни их отображение на плоскость скоростей (годограф) неизвестны по форме. Начиная с работы Александера и до недавнего времени сетки линий скольжения строили шаг за шагом, исходя из некоторой начальной линии скольжения, пользуясь методом, разработанным Хиллом. Если граничные условия таковы, что форму начальной линии скольжения нельзя установить, то для ее нахождения используют метод проб и ошибок, и затем, зная ее, восстанавливают всю сетку линий скольжения. Эта процедура достаточно трудоемка даже при решении задач симметричной прокатки, а наличие несимметрии делает практически нереальным применение этого метода в классическом варианте. Эвинг предложил метод построения сеток линий скольжения, основанный на разложении радиусов кривизны в двойные степенные рады. Дальнейшее развитие идеи Эвинга и введение системы матричных операторов позволило создать метод, в котором принцип суперпозиции сеток, разработанный Хиллом, реализуется с помощью простых матричных операций [61][1].

Ниже приводятся основные уравнения плоского пластического течения и соотношения матрично-операторного способа, используемые для решения задач несимметричной прокатки.

5.2.2. Основные уравнения плоского пластического течения

Деформация считается плоской (плоское пластическое течение), когда частицы материала перемещаются только в плоскостях, перпендикулярных некоторому фиксированному направлению, например, оси z декартовой координатной системы x, y, z, и перемещения не меняются от плоскости к плоскости. Состояние тела определяется скоростями перемещений

$$v_z = 0; \quad v_x = v_x(x, y); \quad v_y = v_y(x, y); \tag{5.10}$$

и скоростями деформаций

$$\dot{\varepsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x}; \quad \dot{\varepsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y}; \quad 2\dot{\varepsilon}_{xy} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x},$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \dot{\varepsilon}_{yz} = \dot{\varepsilon}_{zx} = 0, \tag{5.11}$$

где v_x, v_y, v_z – компоненты вектора скорости по осям x, y, z;

$\dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_{xy}, \dot{\varepsilon}_z, \dot{\varepsilon}_{zx}, \dot{\varepsilon}_{yz}$ – компоненты тензора скоростей деформаций.

[1] В книге [61], послужившей основой при изложении настоящего материала, использованы фрагменты кандидатской диссертации Л.В. Бинкевич.

Поскольку скорости деформаций ε_z, ε_{zx}, ε_{yz} равны нулю, то для изотропного материала, очевидно, равны нулю и касательные напряжения τ_{xy}, τ_{yz}, так что напряженное состояние определяется компонентами σ_x, σ_y, σ_{xy}, σ_z, причем напряжение σ_z является одним из главных. Остальные главные напряжения, лежащие в плоскости *xy*, определяются, как обычно, из характеристического уравнения и равны:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{1}{2}\sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \qquad (5.12)$$

Согласно закону течения для жестко-идеально пластического тела

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial f}{\partial x_{ij}}; \qquad (5.13)$$

где $\dot{\varepsilon}_{ij}$ – тензор скоростей деформаций; λ – неопределенный множитель; f – поверхность нагружения.

При произвольном, не зависящем от гидростатического напряжения σ, условии текучести в силу равенства $\varepsilon_z = 0$ следует

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma} = 0, \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_z} = 0 \; ; \qquad (5.14)$$

что в главных осях вместе с условием текучести дает три уравнения

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_2} = 0; \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_3} = 0; \quad f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0 \; . \qquad (5.15)$$

Совместное удовлетворение этих уравнений возможно только при условии

$$d\sigma_1 = d\sigma_2 . \qquad (5.16)$$

После интегрирования с учетом выражения (5.12) это условие приобретает вид

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2 \; , \qquad (5.17)$$

где $k = \tau_0$ – значение касательного напряжения при испытании на чистый сдвиг, отвечающее переходу материала из жесткого в пластическое состояние.

Таким образом, все возможные условия текучести при плоской жесткопластической деформации сводятся к условию (5.17), которое на основе ассоциированного закона (5.13) приводит к соотношениям

$$\dot{\varepsilon}_x = 2\lambda(\sigma_x - \sigma_y), \quad \dot{\varepsilon}_y = 2\lambda(\sigma_y - \sigma_x), \quad \dot{\varepsilon}_{xy} = 4\lambda\tau_{xy}, \tag{5.18}$$

причем при вычислении производных слагаемое $4\tau_{xy}^2$ представляется в виде $2\tau_{xy}^2 + 2\tau_{yx}^2$.

Исключая из (5.18) неопределенный множитель λ, получим

$$\frac{\sigma_y - \sigma_x}{\tau_{xy}} = \frac{\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_y}{\dot{\varepsilon}_{xy}}; \qquad \dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y = 0. \tag{5.19}$$

Второе выражение в (5.19) есть условие неожимаемости, а первое означает совпадение площадок с максимальным касательным напряжением и максимальной скоростью сдвига. В самом деле, компоненты двухвалентного тензора в декартовой системе координат (x, y), повернутой относительно исходной (x, y), определяются формулами

$$\sigma_{p'q'} = l_{p'i}\, l_{q'j} \cdot \sigma_{ij}; \; \varepsilon_{p'q'} = l_{p'i}\, l_{q'j} \cdot \varepsilon_{ij}, \tag{5.20}$$

где $l_{m'n}$ – косинусы углов между m'-ой осью новой системы и n-ой осью старой.

В плоском случае, когда новая система координат (t, n) повернута относительно старой (x, y) на угол Ψ, имеем

$$\cos(t, x) = \cos(n, y) = \cos\Psi,$$
$$\cos(t, y) = \cos(n, x) = \sin\Psi.$$

Компоненты напряжений в новой системе будут

$$\sigma_t = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\cos 2\psi + \tau_{xy}\sin 2\psi;$$

$$\sigma_n = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\cos 2\psi - \tau_{xy}\sin 2\psi;$$

$$\sigma_{tn} = \tau_n = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\sin 2\psi + \tau_{xy}\cos 2\psi. \tag{5.21}$$

Направление оси t с максимальным касательным напряжением определяется из условия максимума последнего выражения $\partial\tau_n/\partial\psi = 0$, что дает

$$2\mathrm{tg}2\theta = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{\tau_{xy}}, \qquad (5.22)$$

где θ – значение угла Ψ при $\tau_n = \tau_{\max}$.

Такое же уравнение с заменой $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, на $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_{xy}$ будет и для угла с максимальной скоростью сдвига. Приравнивая правые части этих двух выражений для угла θ, получим первую формулу уравнений (5.19).

В осях t, n, повернутых относительно x, y на угол $\Psi = 0$ в силу формул (5.21), (5.22), (5.17), (5.18):

$$\tau_n = \sigma_n = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) = \sigma; \qquad \tau_{tn} = \pm k,$$

$$\dot{\varepsilon}_t = \dot{\varepsilon}_n = \dot{\varepsilon}_z = 0. \qquad (5.23)$$

При этом $\dot{\varepsilon}_z = 0$ по исходным допущениям, а скорости нормальных деформаций $\dot{\varepsilon}_t$ и $\dot{\varepsilon}_n$, которые выражаются через $\dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_{xy}$ так же, как $\sigma_n, \sigma_t, \sigma_{nt}$ через $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, равны нулю вследствие условия несжимаемости.

Из равенств (5.23) следует, что напряженное состояние при $\Psi = 0$ сводится к наложению плоского гидростатического давления σ на плоское сдвиговое напряжение интенсивностью k, а мгновенная деформация элемента сводится к чистому сдвигу или скольжению в направлении максимального касательного напряжения.

Условия равновесия в отсутствии массовых сил дают в осях xy два уравнения:

$$\frac{\partial\sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial\tau_{xy}}{\partial y} = 0; \qquad \frac{\partial\sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial\tau_{xy}}{\partial x} = 0, \qquad (5.24)$$

так что для восьми неизвестных $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, $\dot{\varepsilon}_{xy}$, $\dot{\varepsilon}_y, \varepsilon_y, v_x, v_y$ имеется восемь уравнений (5.11), (5.17), (5.19), (5.24).

Все эти уравнения имеют силу в зоне пластического деформирования, причем уравнения (5.17), (5.24) замыкают задачу в напряжениях. Так что при соответствующих краевых условиях она может стать статически определимой. В жесткой зоне скорости деформаций должны обращаться в нуль, а что касается

напряженного состояния, то в дополнение к уравнениям равновесия (5.24) можно лишь утверждать, что

$$\left(\sigma_x - \sigma_y\right)^2 + 4\tau_{xy}^2 \le k^2 \qquad (5.25)$$

и задача о напряжениях становится незамкнутой.

5.2.3. Соотношения вдоль линий скольжения

Введем в рассмотрение траектории максимальных касательных напряжений, то есть линии, касательные к которым в каждой точке совпадают с направлением максимального касательного напряжения. Как отмечалось, эти линии одновременно являются линиями скольжения (линиями максимальной скорости сдвига) и (ввиду того, что на них $\psi = 0$ (рис. 5.4,*а*)) удовлетворяют уравнению

$$\frac{dy}{dx} = tg\,\theta\,. \qquad (5.26)$$

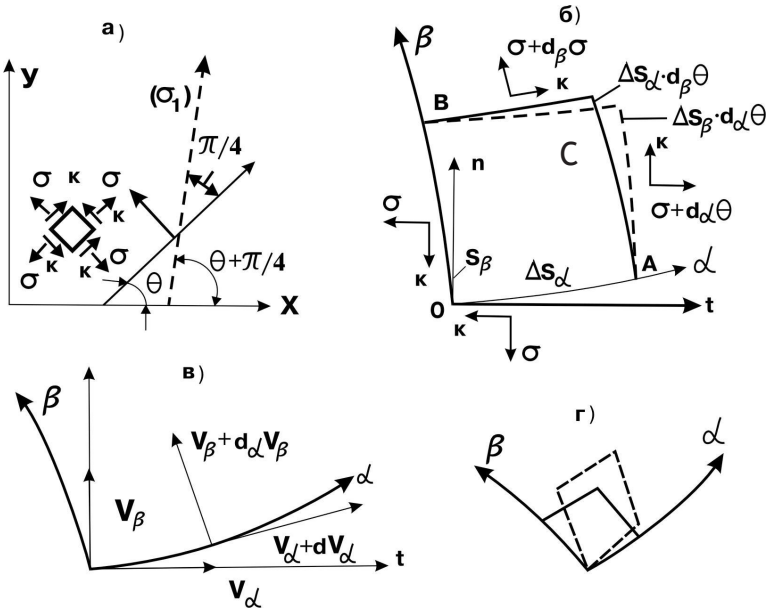


Рис. 5.4. Основные соотношения для поля линий скольжения: а – взаимное расположение линий скольжения и главных направлений; теорема Генки; **б –** равновесие элемента, выделенного линиями скольжения; **в –** постоянство удлинений линий скольжения; соотношения Гейрингер; **г –** характер деформирования элементарной ячейки поля линий скольжения

По закону парности касательных напряжений свойствами линий скольжения будут обладать и ортогональные к ним линии

$$\frac{dy}{dx} = -ctg\theta \ . \qquad (5.27)$$

Присвоим семейству линий скольжения (5.26) наименование α-линий, (5.27) – β-линии и рассмотрим условия равновесия элемента OACB в криволинейной системе координат α, β (рис. 5.4,*б*). В силу специального вида напряженного состояния в сетке линий скольжения, в проекции на касательную к линии α (в точке 0) получим

$$-\sigma\Delta S_\beta - k\Delta S_\alpha + (\sigma + d_\alpha\sigma)(\Delta\sigma_\beta + d_\alpha\Delta S_\beta) + k(\Delta S_\alpha + d_\beta\Delta S_\alpha) -$$
$$k(\Delta S_\beta + d_\alpha\Delta S_\beta)d_\alpha\theta - (\sigma + d_\beta\sigma)(\Delta S_\alpha + d_\beta\Delta S_\alpha)d_\beta = 0,$$

где значком d_α отмечено приращение величины вдоль линии α. Отбрасывая величины высшего порядка малости (такие как $d_\alpha\sigma(\Delta S_\beta)$ или $d_\beta\sigma(\Delta S_\alpha)d_\beta\theta$ и учитывая (рис. 5.4, б), что $d_\alpha\Delta S_\beta = \Delta S_\alpha d_\beta\theta$, $d_\beta\Delta S_\alpha = -\Delta S_\beta d_\alpha\theta$, получим $(d_\alpha\sigma - 2kd_\alpha\theta)\Delta S_\beta = 0$

или
$$d_\alpha(\sigma - 2k\theta) = 0, \qquad (5.28)$$

откуда следует, что вдоль каждой α-линии комбинация σ-2$k\theta$ должна оставаться постоянной, меняясь, может быть, от одной линии к другой. Аналогичная ситуация имеет место для комбинации σ-2$k\theta$ вдоль линии β. Таким образом, имеем соотношения Генки

$$\sigma - 2k\theta = \xi; \quad \sigma + 2k\theta = \eta, \qquad (5.29)$$

где ξ – постоянная вдоль данной линии α, η – вдоль данной линии β.

Соотношения (5.29) включают в себя параметр θ, определяющий геометрию самой сетки скольжения, в связи с чем последняя обладает рядом специфических свойств (5.17).

Согласно формуле (5.23) нормальные компоненты $\dot{\varepsilon}_n$ и $\dot{\varepsilon}_t$ тензора скорости деформации в локальной прямоугольной системе координат (t, n), совпадающей в данной точке с касательными к линиям скольжения α и β, обращаются в нуль. Если бы сетка линий скольжения не была криволинейной, то отсюда следовало бы, что элементы α- и β-линии не удлиняются. В действительности же это обозначает, что не удлиняются лишь проекции элементов линий скольжения:

линии α на ось t и линии β на ось n (рис. 5.4,*в*). Записывая эти условия для элемента ΔS_α, получим

$$v_\alpha = v_\alpha + d_\alpha v_\alpha - (v_\beta + d_\alpha v_\beta) d_\alpha \theta .$$

После отбрасывания членов высшего порядка малости

$$d_\alpha v_\alpha - d_\alpha v_\beta = 0.$$

Аналогично для элемента ΔS_β

$$d_\beta v_\beta - d_\beta v_\alpha = 0.$$

Таким образом, для скоростей перемещений в сетке линий скольжения имеют место соотношения Гейрингер

$$dv_\alpha - v_\beta d\theta = 0 \quad \text{вдоль } \alpha\text{-линии;}$$

$$dv_\beta - v_\alpha d\theta = 0 \quad \text{вдоль } \beta\text{-линии.} \qquad (5.30)$$

В противоположность уравнениям Генки, соотношения Гейрингер в общем случае не интегрируемы. В частном случае, когда одно семейство линий, например α, состоит из прямых, вдоль них $v_\alpha = \text{const} = 0$. То есть, прямые линии скольжения нерастяжимы. Очевидно, что $C = c(\theta)$ так, что всюду в сетке компоненты скорости имеют вид

$$v_\beta = \varphi(\theta) + \psi(S_\alpha); \quad v_\alpha = \varphi(\theta),$$

где S_α – координата вдоль α –линий. Неизвестные функции φ и ψ должны быть найдены из граничных условий.

С практической точки зрения интересно отметить, что квадратный элемент в системе ($\alpha\beta$) подвержен положительному сдвигу ($\tau = k > 0$). Так что он стремится вытянуться в ромб в направлении биссектрисы координатного угла (рис. 5.4,*г*). Это обстоятельство позволяет правильно ориентировать сетку линий скольжения в конкретных задачах.

5.2.4. Постановка краевых задач

Из формул (5.17), (5.22) и (5.23) следует, что напряжения σ_x, σ_y, τ_{xy} в осях xy связаны с параметрами σ и τ в сетке линий скольжения зависимостями

$$\sigma_x = \sigma - k \sin 2\theta ,$$

$$\sigma_y = \sigma + k\sin 2\theta\,,$$
$$\tau_{xy} = k\cos 2\theta\,. \qquad (5.31)$$

Используя их, можно получить значения нормального и касательного напряжений на площадке, произвольно наклоненной к осям X, Y. Если касательная к этой площадке составляет с осью X угол ψ, то в силу формул (5.21)

$$\sigma_n = \sigma + k\sin 2(\theta - \psi),$$
$$\tau_{tn} = \tau_n = k\cos 2(\theta - \psi). \qquad (5.32)$$

Таким образом, если вдоль некоторой линии L заданы нормальная σ_n и касательная τ_n составляющие напряжений, то параметры σ и θ вдоль L могут считаться известными

$$\theta = \psi \pm \arccos\frac{\tau_n}{k} + m\pi\,,$$
$$\sigma = \sigma_n - k\sin 2(\theta - \psi). \qquad (5.33)$$

Согласно уравнениям Генки, если линия L на участке задания σ_n, τ_n не совпадает с линией скольжения (задача Коши), то решение для параметров σ, τ единственным образом определено в треугольнике, выделяемом отрезком линии L и линиями скольжения α и β. Действительно, каждая из двух линий скольжения этого треугольника имеет выход на линию L, в связи с чем на них определены соответствующие константы ξ и η, а следовательно, в силу уравнений (5.29), значения σ, θ. Если же отрезок линии L совпадает с линией скольжения, то определить решение в его окрестности нельзя. Линии, для которых решение задачи Коши невозможно, носят название характеристик данной системы уравнений.

Линии скольжения являются характеристиками системы уравнений Генки (5.29) или, что то же, нелинейной системы уравнений (5.24), (5.25). Они также являются характеристиками системы уравнений Гейрингер (5.30) для скоростей перемещений. Действительно, при задании функций υ_α, υ_β, например, вдоль линии α, прирост их в направлении β остается неопределенным, так как для этих двух величин имеется только одно уравнение из системы (5.30). Поскольку через каждую точку на плоскости независимых переменных проходит две линии скольжения, то все эти системы уравнений принадлежат к гиперболическому типу.

Для определения решения в области, примыкающей к характеристике, нужно вводить дополнительные условия, в частности, задавать искомые функции и на другой характеристике (задача Римана) или на характеристике и нехарактеристической линии (смешанная задача).

В технологических задачах граничные условия носят более сложный характер. Граница деформируемой области состоит из нескольких участков (в общем случае – поверхностей), на которых заданы различные краевые условия. Обычно выделяются три типа границ: участок контакта инструмента и тела, граница жесткой и деформируемой областей, свободная от напряжений граница деформируемого тела (5.11).

В связи с этим решение технологических задач, во-первых, не сводится к решению какой-либо основной краевой задачи, а распадается на цепочку решений таких задач. А во-вторых, связано с необходимостью «конструирования» поля характеристик, позволяющего удовлетворять краевым условиям, изменяющимся по длине контура деформируемого тела. Рассмотрим подробнее последнее обстоятельство. Определим радиусы кривизны линий скольжения равенствами (рис. 5.4,*в*):

$$R = \frac{\partial S_\alpha}{\partial \theta} \qquad S = \frac{\partial S_\beta}{\partial \theta}\ , \tag{5.34}$$

где ∂S_α, ∂S_β – элементы линий α, β. Эти величины положительны, если соответствующие им центры кривизны располагаются в положительных направлениях линий α, β.

Рассматривая криволинейный четырехугольник OACB как элементарный, получим

$$dS = dS_\alpha\ ,\ \ dR = -dS_\beta\ , \tag{5.35}$$

что с учетом (5.34) дает

$$dS + Rd\theta = 0 \text{ (на } \alpha); \quad dR - Sd\theta = 0 \text{ (на } \beta\text{)}. \tag{5.36}$$

Согласно (5.35), двигаясь по линии α в сторону вогнутости линии β, мы обязательно придем к точке, где $S = 0$, то есть к точке возврата. Поскольку характеристики не могут быть продолжены за огибающую (геометрическое место точек возврата), радиусы кривизны не меняют знака в области непрерывности.

Вследствие разрывов в краевых условиях, встречаются ситуации, когда радиус кривизны линий одного семейства, например α, терпит разрыв при переходе через некоторую характеристику другого семейства, например β. На такой линии производная от среднего давления в направлении α терпит разрыв, а следовательно, терпят разрыв и производные нормальных напряжений. Действительно, уравнения Генки (5.29) можно переписать в виде

$$\frac{\partial \sigma}{\partial S_\alpha} = \frac{2k}{R}\ ; \qquad \frac{\partial \sigma}{\partial S_\beta} = \frac{2k}{S}\ .$$

Как видно, скачок $R\ (S)$ вызывает скачок $\frac{\partial\sigma}{\partial S_\alpha}\left(\frac{\partial\sigma}{\partial S_\beta}\right)$. Согласно соотношениям (5.31) далее следует, что скачки $\frac{\partial\sigma}{\partial S_\alpha}$, $\frac{\partial\sigma}{\partial S_\beta}$ вызывают скачки производных σ_x, σ_y. Таким образом, разрыв кривизны характеристики некоторого семейства сопровождается разрывами производных от напряжений (слабые разрывы напряжений) в направлении этой линии.

Скачок радиуса кривизны R на линии β (соответственно S на линии α) остается постоянным при движении вдоль этой линии. Действительно, пусть R_1 и R_2 есть значения R до и после линии разрыва. Вдоль β (5.36) имеем $dR_1 = Sd\theta$, $dR_2 = Sd\theta$. Вычитая эти равенства почленно и учитывая, что S непрерывно, получим $d(R_2 - R_1) = 0$ вдоль β. Или $R_2 - R_1 = \text{const}$ вдоль β.

Таким образом, если скачок кривизны возник, то он не исчезает, и сетка характеристик обычно имеет вид лоскутного одеяла. На границах лоскутов, то есть на характеристиках, терпит разрыв кривизна характеристик другого семейства. В связи с этим и возникает понятие конструкции поля характеристик или взаимного расположения областей, в которых кривизны характеристик непрерывны.

Ввиду неоднозначности решений, основанных на теории течения, применение метода линий скольжения предполагает обязательное использование процедуры последовательных приближений и состоит из следующих этапов: установление (с точностью до некоторых геометрических параметров) вида (конструкции) поля линий скольжения, решение краевых задач для отдельных ячеек (лоскутов) этого поля (то есть отыскание всех кинематических и статических параметров в каждом из них), проверку (на окончательном этапе) выполнения условий, обеспечивающих физическую осуществимость решения, повторение (при необходимости) всего цикла с изменением исходных геометрических параметров, характеризующих поле.

При всем разнообразии подходов к решению краевых задач (геометрический метод, численное интегрирование, использование метода Римана) эта процедура остается неизменной и является наиболее слабым звеном как при решении методом линий скольжения более или менее сложных задач пластического течения, так и, в особенности, при построении алгоритмов, ориентированных на управление параметрами процессов, связанных с пластическим деформированием металлов.

От этого недостатка свободен и легко поддается алгоритмизации метод, основанный на применении матричных операторов для описания поля линий скольжения, позволяющий свести задачу его отыскания к решению нелинейного матричного уравнения.

5.2.5. Матрично-операторный способ построения полей линий скольжения

Как мы видели, при плоской деформации уравнения для распределения напряжений и скоростей являются гиперболическими. Характеристики определяют траектории скоростей максимальных угловых деформаций и ортогональную сетку линий скольжения (рис. 5.5,*а*). Любая точка *P* внутри сетки может быть определена с использованием либо декартовых (*xy*), либо характеристических ($\alpha\beta$) координат. Во втором случае координаты точки *P* представляют собой отсчитываемые против часовой стрелки углы ϕ между направлениями соответствующих линий скольжения в точке 0 и в точке *P*. На рис. 5.5, а точка *P* имеет координаты α_3, β_2.

При построении матричных операторов линии скольжения описываются с помощью их радиусов кривизны, и, кроме того, используются так называемые подвижные координаты. При этом вводятся следующие определения. На линии скольжения фиксируют исходную точку 0 (рис. 5.5,*б*,*в*) и направление на кривой всегда считают положительным от исходной точки, причем наклон всегда считается положительным и не зависит от направления вращения касательной. Радиус кривизны линии скольжения ρ определяется выражением

$$\frac{1}{\rho} = \pm\left|\frac{d\phi}{dS}\right| ,$$

где ϕ – угол наклона местной касательной к касательной в исходной точке, S – длина дуги.

В этом случае знак радиуса кривизны будет положительным, если ϕ увеличивается вдоль линии скольжения против часовой стрелки (рис. 5.5,*б*), и отрицательным, если ϕ увеличивается при движении вдоль линии скольжения по часовой стрелке (рис. 5.5,*в*).

При таком правиле знаков вторая теорема Генки для пары расходящихся линий скольжения (рис. 5.5,*г*) записывается в виде

$$\frac{\partial S}{\partial \alpha} = -R\frac{\partial R}{\partial \beta} = -S . \qquad (5.37)$$

На линии ОА $\phi = \alpha$, α увеличивается против часовой стрелки, так что *R* отрицательно; на линии ОВ $\phi = \beta$, угол β увеличивается против часовой стрелки, так что *S* положительно. Согласно (5.37) радиусы *R* и *S* при движении соответственно вдоль β- и α-линий растут, что отвечает геометрической картине:

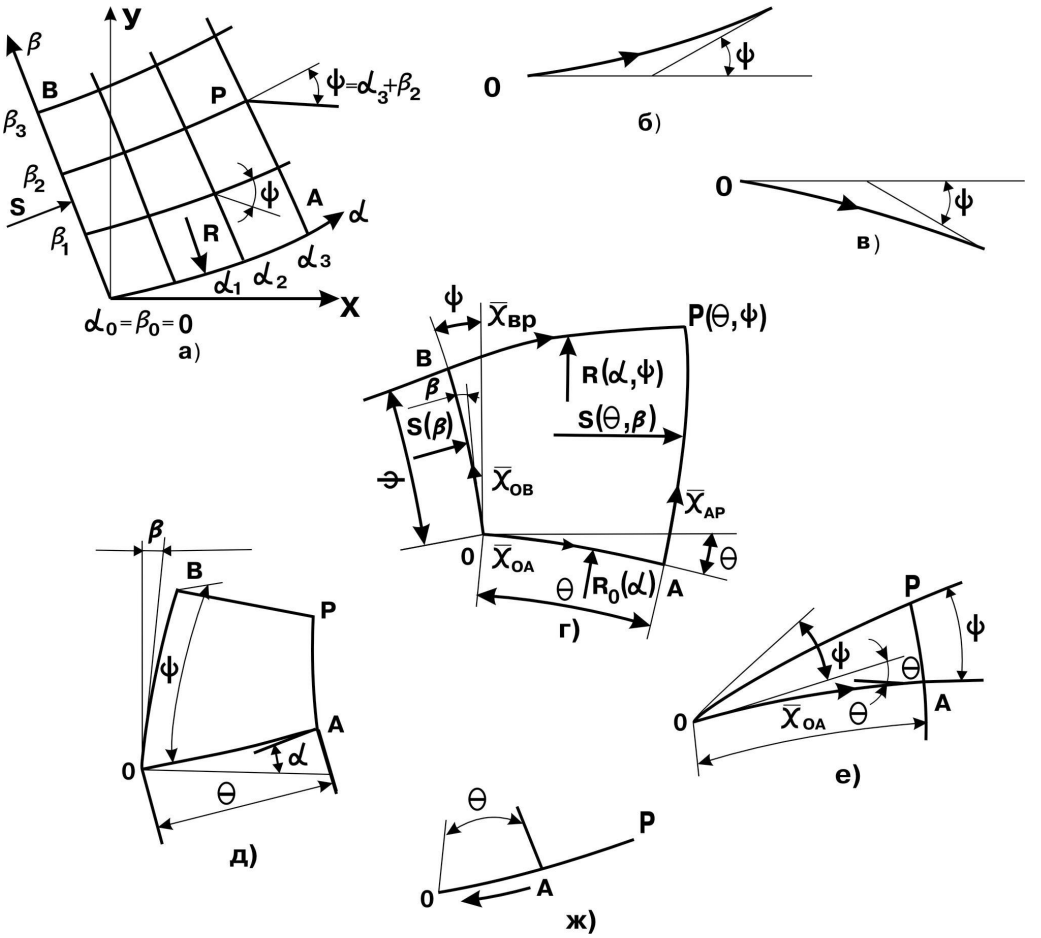


Рис. 5.5. Элементы матричных представлений полей линий скольжения:
а – сетка линий скольжения; **б** – , **в** – направления поворота касательной, соответствующие положительному (б) и отрицательному (в) значениям радиуса кривизны; **г** – четырехугольная ячейка с выпуклыми базисными характеристиками; **д** – то же с вогнутыми базисными характеристиками; **е** – центрированный веер; **ж** – сдвиг точки вдоль линии скольжения

R (α, ψ), S (θ, β) для расходящихся линий скольжения больше по абсолютной величине, чем соответственно R (α), S (β).

Для пары сходящихся линий скольжения (рис. 5.5,*д*) R положительно, *S* отрицательно, радиусы при удалении от исходных линий уменьшаются, и вторая теорема Генки имеет вид

$$\frac{\partial S}{\partial \alpha} = R \; ; \quad \frac{\partial R}{\partial \beta} = S \; . \tag{5.38}$$

Таким образом, уравнение для радиусов кривизны можно представить в общем виде

$$\frac{\partial R}{\partial \beta} = \lambda_1 S \; ; \quad \frac{\partial S}{\partial \alpha} = \lambda_2 R \, , \tag{5.39}$$

где $\lambda_1 = \lambda_2 = \pm 1$ в зависимости от относительной ориентации кривых α, β.

Уравнения (5.39) являются гиперболическими и решение начальной характеристической задачи для них можно представить в виде двойных степенных рядов

$$\begin{gathered} R(\alpha,\beta) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[\alpha_n \alpha_{m+n} (\lambda_1 \lambda_2 \beta)_m + \lambda_1 b_n (\lambda_1 \lambda_2 \alpha)_m \beta_{m+n+1} \right] , \\ S(\alpha,\beta) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[\lambda_2 \alpha_n \alpha_{,m+n+1} (\lambda_1 \lambda_2 \beta)_m + b_n (\lambda_1 \lambda_2 \alpha)_m \beta_{n+n} \right] , \end{gathered} \tag{5.40}$$

где выражения, содержащие греческие буквы с индексами, обозначают приведенные степени соответствующих величин вида $\varphi_m = \dfrac{\varphi_m}{m!}$; a_n, b_n – коэффициенты степенных рядов.

Для случая, представленного на рис. 5.5,*г*, $\lambda_1 = -1$, $\lambda_2 = -1$ точка *P* имеет координаты $\alpha = \theta$, $\beta = \psi$, и выражения (5.40) для радиусов кривизны линий скольжения, проходящих через точку *P*, приобретают вид

$$\begin{gathered} R(\theta,\psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[\alpha_n \frac{\theta^{m+n}}{(m+n)!} \frac{\varphi^m}{m!} - b^n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\varphi^{m+n+1}}{(m+n+1)!} \right] , \\ S(\theta,\psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[-\alpha_n \frac{\theta^{m+n+1}}{(m+n+1)!} \frac{\varphi^m}{m!} + b_n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\varphi^{m+n}}{(m+n)!} \right] . \end{gathered} \tag{5.41}$$

На базисных (выходящих из принятой начальной точки) линиях скольжения выражения (5.40) принимают вид

$$R(\alpha,0)=\sum_{m,n=0}^{\infty} a_n \frac{\alpha^n}{n!}; \qquad S_0=\sum_{n=0}^{\infty} b_n \frac{\beta^n}{n!}. \tag{5.42}$$

Если по аналогии с (5.42) радиусы кривизны произвольных α и β линий, проходящих через точку P, представить в виде

$$R(\alpha,\psi)=\sum_{n=0}^{\infty} r_n(\psi)\frac{\alpha_n}{n!}; \quad S_\theta(\theta,\beta)=\sum_{n=0}^{\infty} s_n(\theta)\frac{\beta_n}{n!}, \tag{5.43}$$

то из (5.41) для коэффициентов r_n, s_n получим

$$\begin{aligned} r_n(\psi)&=\sum_{m=0}^{\infty} a_{n-m}\frac{\psi^m}{m!}-\sum_{m=n+1}^{\infty} b_{m-n-1}\frac{\psi^m}{m!},\\ s_n(\theta)&=\sum_{m=0}^{\infty} b_{n-m}\frac{\theta^m}{m!}-\sum_{m=n+1}^{\infty} a_{m-n-1}\frac{\theta^m}{m!}. \end{aligned} \tag{5.44}$$

Достоинство приведенных зависимостей состоит в том, что они могут быть представлены в матричном виде.

Обратимся вначале к центрированному вееру (рис. 5.5,*е*). Исходными величинами для его описания являются: начальная точка 0, линия скольжения ОА и внутреннее направление ОА. Радиус кривизны линии скольжения ОА представляется в виде ряда $R(\alpha)=\sum_{n=0}^{\infty} a_n\alpha_n$, или в матричном виде

$$R(\alpha)=[\alpha_0\alpha_1...\alpha_n]\begin{bmatrix}\alpha_0\\ \alpha_1\\ \cdot\\ \cdot\\ \cdot\\ \alpha_n\end{bmatrix}=A\bar{X}_{\text{OA}}, \tag{5.45}$$

где $A=[\alpha_0\alpha_1...\alpha_n]$ – матрица-строка приведенных степеней координат, $\left[\frac{\alpha_n}{n!}\right]$, $\bar{X}_{\text{OA}}=[\alpha_0\alpha_1...\alpha_n]^{\text{T}}$ – вектор коэффициентов степенного ряда для линии скольжения ОА, причем порядок букв в индексе указывает внутреннее направление (от исходной точки О к А). Радиусы кривизны двух оставшихся граничных линий

скольжения OP и AP центрированного веера задаются выражениями (5.43). Поэтому векторы коэффициентов для них будут

$$\overline{X}_{\text{OP}} = \begin{bmatrix} r_0 \\ r_1 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ r_n \end{bmatrix}; \qquad \overline{X}_{\text{AP}} = \begin{bmatrix} s_0 \\ s_1 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ s_n \end{bmatrix}. \tag{5.46}$$

Коэффициенты $r_n(\psi)$ и $s_n(\theta)$, необходимые для определения $R(\alpha,\psi)$ и $S(\theta,\beta)$, можно разложить и представить в виде матрицы. Покажем это для коэффициентов $r_k(\psi)$.

Имеем

$$\overline{X}_{\text{OP}} = \begin{bmatrix} s_0 \\ s_1 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ s_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_0\psi_0 \\ a_1\psi_1 + a_0\psi_0 \\ \dots \\ \dots \\ \dots \\ \sum_{m=0}^{\infty} a_{n-m}\psi_m \end{bmatrix}. \tag{5.47}$$

Это выражение можно переписать в виде

$$\overline{X}_{\text{OP}} = \begin{bmatrix} \psi_0 & 0 & 0 \\ \psi_1 & \psi_0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ \psi_n & \psi_{n-1} & \psi_{n-2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \cdot \\ a_n \end{bmatrix} = \mathrm{P}_{\psi}^{*}\,\overline{X}_{\text{OA}} \tag{5.48}$$

Поступая аналогично с коэффициентами $S_n(\theta)$, получим

$$\overline{X}_{\text{AP}} = \begin{bmatrix} \theta_1 & \theta_2 & \cdot & \theta_n \\ \theta_2 & \theta_3 & \cdot & \theta_{n+1} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \theta_n & \theta_{n+1} & \cdot & \theta_{n+n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \cdot \\ a_n \end{bmatrix} = Q_\theta^* \overline{X}_{\text{OA}} . \qquad (5.49)$$

После отыскания $\overline{X}_{\text{OA}}$ и $\overline{X}_{\text{OB}}$ можно найти радиус кривизны в любой точке этих линий.

Подход, использованный при рассмотрении центрированного веера, можно непосредственно применить и для прямоугольной сетки (рис. 5.5,*г*). Принимая в качестве базисных линий $\overline{X}_{\text{AP}}$ и $\overline{X}_{\text{OP}}$, для радиусов кривизны $R(\alpha\,;\psi)$, $S(\theta,\beta)$ линий AP и BP, проходящих через точку P, получим

$$\overline{X}_{\text{AP}} = P_\theta^* \overline{X}_{\text{OB}} + Q_\theta^* \overline{X}_{\text{OA}} ,$$

$$\overline{X}_{\text{BP}} = P_\psi^* \overline{X}_{\text{OA}} + Q_\psi^* \overline{X}_{\text{OB}} . \qquad (5.50)$$

Построение линий скольжения на вогнутой стороне базисной линии скольжения в центрированном веере можно осуществить, используя уравнения (5.49), (5.50). Для рис. 5.5,*е*, принимая в качестве базисной линию OP, получим

$$\overline{X}_{\text{OA}} = \left[P_\psi^*\right]^{-1} \overline{X}_{\text{OP}} ,$$

$$\overline{X}_{\text{BP}} = Q_\theta^{\circ} \overline{X}_{\text{OA}} = Q_\theta^* \left[P_\psi^*\right]^{-1} \overline{X}_{\text{OP}} . \qquad (5.51)$$

Таблица 5.1

Действие матричных операторов

№№ п/п	Операция	Преобразуемый элемент	Оператор
1.	Сдвиг начала (рис. 5.5,*ж*)	OA → OP	S_θ
2.	Изменение направления отсчета (рис. 5.5,*ж*)	OA → AO	R_θ

3.	Построение поля линий скольжения на выпуклой стороне центрированного веера (рис. 5.5,*е*)	OA → OP	P_{ψ}^{*}
		OP → OA	$P_{\psi}^{*-1} = P_{-\psi}^{*}$
		OA → AP	Q_{ψ}^{*}
		OA → PO	$P_{\theta\psi} = R_{\theta} P_{\psi}^{*}$
		AO → PA	$Q_{\theta\psi} = P_{\psi} Q_{\theta}^{*}$
4.	Построение поля линий скольжения в четырехугольнике на выпуклых сторонах (рис. 5.5,*г*)	→ BP	$P_{\psi}^{*} \overline{X}_{\text{OA}} + Q_{\psi}^{*} \overline{X}_{\text{OB}}$
		→ PB	$P_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OA}} + Q_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OB}}$
		→ AP	$P_{\theta}^{*} \overline{X}_{\text{OB}} + Q_{\theta}^{*} \overline{X}_{\text{OA}}$
		→ PA	$P_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OB}} + Q_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OA}}$
5.	Построение поля линий скольжения в четырехугольнике на вогнутых сторонах (рис. 5.5,*д*)	→ BP	$P_{\psi}^{*} \overline{X}_{\text{OA}} - Q_{\psi}^{*} \overline{X}_{\text{OB}}$
		→ PB	$P_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OA}} - Q_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OB}}$
		→ AP	$P_{\theta}^{*} \overline{X}_{\text{OB}} - Q_{\theta}^{*} \overline{X}_{\text{OA}}$
		→ PA	$P_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OB}} - Q_{\theta\psi} \overline{X}_{\text{OA}}$
6.	Построение поля вблизи гладкой границы (отсутствие трения на OP или OB) (рис. 5.5,*ж*; 5.6,*а*)	OA → PA	$T_{\theta\theta}^{-1} = -P_{\theta\theta} + Q_{\theta\theta}$
		PA → OA	$T_{\tilde{\theta}} = -P_{\theta\theta} - Q_{\theta\theta}$
		OA → BA	T_{θ}^{-1}
7.	Построение поля вблизи плоской поверхности OP с трением (рис. 5.6,*б*)	OA → PA	$G_{\eta} + Q_{\psi\psi} + P_{\psi\psi} \times$ $\times (I\cos\eta - J\sin\eta)^{-1} \times$ $\times (J\cos\eta - I\sin\eta)$
8.	То же с предельным трением (прилипанием, η = 0) (рис. 5.6,*б*)	OA → PA	$G_{\eta} = G_0 = Q_{\psi\psi} + P_{\psi\psi} J$

9.	То же при отсутствии трения (гладкая граница, η = π/4) (рис. 5.6,*б*)	ОА → РА	$G_\eta \to G_{\pi/4} = Q_{\theta\theta} - P_{\theta\theta} = T_\theta^{-1}$
10.	Свободная от напряжений поверхность РО (рис. 5.6,*в*)	ОА → РА	$F = R_\psi P_{\psi\psi}^{-1} \times$ $\times \left[R_\theta (D+I)^{-1}(D-I) + Q_{\theta\theta} R_\theta\right]$

Для четырехугольника, построенного на вогнутых базисных линиях (рис. 5.5, д), получим

$$\overline{X}_{\text{АР}} = P_\theta^* \overline{X}_{\text{ОВ}} - Q_\theta^* \overline{X}_{\text{ОА}},$$
$$\overline{X}_{\text{ВР}} = P_\psi^* \overline{X}_{\text{ОА}} - Q_\psi^* \overline{X}_{\text{ОВ}}. \qquad (5.52)$$

Для построения полей линий скольжения во всей области деформирования необходимы операторы, позволяющие менять внутреннее направление на характеристике, передвигать исходную точку, задавать граничные условия, вычислять координаты точек и усилия на линиях скольжения. Для их получения используются свойства линий скольжения и представления (5.40). В табл. 5.1 приведены данные о действии матричных операторов, полученные различными авторами. Ссылки на соответствующие публикации даны в работе [61]. В табл. 5.2 записаны развернутые выражения для основных операторов и вспомогательных матриц.

Зная коэффициенты степенных рядов для радиусов кривизны линий скольжения, можно определить координаты произвольных точек на них.

При отыскании декартовых (x, y) координат точки А (рис. 5.6,*г*) вначале, обычно, определяют подвижные (x, y) координаты, поскольку они связаны с радиусом кривизны соответствующей линии скольжения простыми соотношениями. Если ряд для радиуса кривизны имеет вид

$$R(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n \frac{\phi_n}{n!},$$

то подвижные координаты определяются выражениями

$$\overline{X}(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi_n}{n!},$$

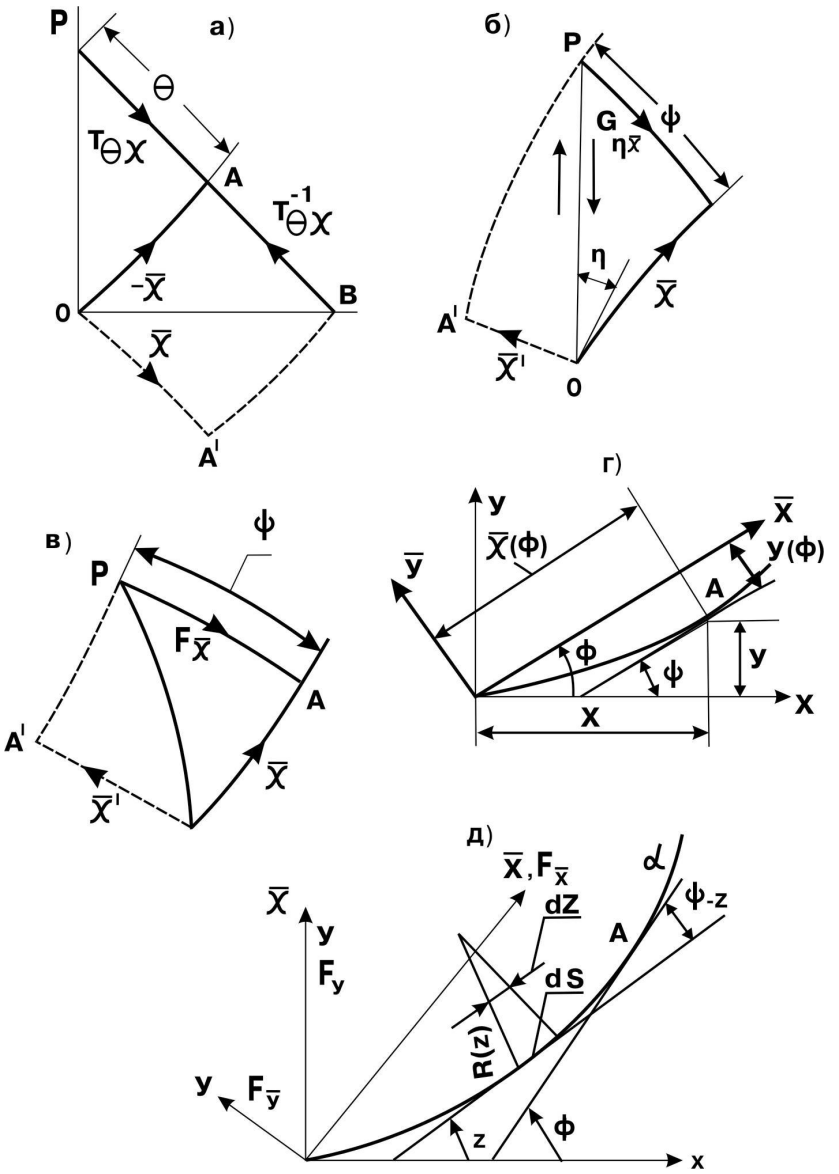


Рис. 5.6. Виды граничных условий, отыскание координат и усилий:
а) отсутствие трения на границе OB и OP; **б)** прямая шероховатая граница OP с трением; **в)** свободная от напряжений поверхность OP; **г)** декартовы (xy) и подвижные (*x'y'*) координаты; **д)** усилия и моменты

$$\overline{Y}(\phi) = \pm\sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi_{n+1}}{(n+1)!},$$

причем $t_{n+1} - t_{n-1} = |r_n|$, $t_0 = 0$, $t_1 = |r_0|$, а знаки “+” или “-” в выражении для $\overline{Y}(\phi)$ принимаются в зависимости от того, имеет линия скольжения положительную или отрицательную кривизну. Непосредственно из рис. 5.6, г следуют выражения для декартовых координат точки А

$$x = \overline{x}\cos\phi - \overline{y}\sin\phi;$$

$$y = \overline{x}\sin\phi + \overline{y}\cos\phi.$$

Вычисление сил и моментов, действующих на линии скольжения, также можно осуществить, используя представления в виде рядов. На рис. 5.6, д на линию скольжения, имеющую радиус кривизны $R(\alpha)$, действует гидростатическое давление p_0 в точке 0. Вычислим силу и момент, действующие на вогнутую сторону дуги этой линии скольжения. Нормальные и касательные усилия, действующие на участок ϕ α-линии скольжения ОА, получаются суммированием элементарных усилий

$$dF_{\overline{X}} = -k\cos(\phi - z)ds + p\sin(\phi - z)ds,$$

$$dF_{\overline{Y}} = k\sin(\phi - z)ds + p\cos(\phi - z)ds. \qquad (5.53)$$

Таблица 5.2

Значения основных операторов

Оператор	Развернутая форма ($\varphi_n = \varphi_n / n!$)
P_φ^*	$\begin{bmatrix} \varphi_0 & 0 & 0 & \cdot \\ \varphi_1 & \varphi_0 & 0 & \cdot \\ \varphi_2 & \varphi_1 & \varphi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$

Q_{φ}^{*}	$\begin{bmatrix} \varphi_1 & \varphi_2 & \varphi_3 & \cdot \\ \varphi_2 & \varphi_3 & \varphi_4 & \cdot \\ \varphi_3 & \varphi_4 & \varphi_5 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$
S_{φ}	$\begin{matrix} \varphi_0 & \varphi_1 & \varphi_2 & \cdot \\ 0 & \varphi_0 & \varphi_1 & \cdot \\ 0 & 0 & \varphi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{matrix}\Bigg]$
R_{φ}	$-\begin{bmatrix} \varphi_0 & \varphi_1 & \varphi_2 & \cdot \\ 0 & -\varphi_0 & -\varphi_1 & \cdot \\ 0 & 0 & \varphi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$
$P_{\varphi\theta}$	$R_{\varphi} P_{\theta}^{*}$
	$R_{\theta} Q_{\varphi}^{*}$
I	$\begin{matrix} 1 & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & 1 & 0 & \cdot \\ 0 & 0 & 1 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{matrix}\Bigg]$
J	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \cdot \\ 1 & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & 1 & 0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$

Нормальное давление p, действующее на элемент ds, можно выразить через гидростатическое давление p_0 в исходной точке 0. Для α-линии $p+2k\alpha = \text{const}$, так что $p = p_0 - 2kz$. Учитывая также, что $ds = R(z)dz$, выражения (5.53) можно переписать в виде

$$dF_{\overline{X}} = -k\cos(\phi - z)dz + p_0 \sin(\phi - z)R(z)dz - 2kz\sin(\phi - z)R(z)dz \quad ;$$

$$dF_{\overline{Y}} = k\sin(\phi - z)R(z)dz + p_0 \cos(\phi - z)R(z)dz - 2kz\cos(\phi - z)R(z)dz \quad .$$

Интегрирование выражений (5.53) по интервалу ϕ позволяет получить полные значения силы $F_{\overline{X}}$ и $F_{\overline{Y}}$, которые в безразмерных величинах равны

$$\frac{F_{\overline{X}}}{k} = -\overline{X} + \frac{P_0}{k}\overline{Y} - 2\int_0^{\phi} zR(z)\sin(\phi - z)dz \quad ;$$

$$\frac{F_{\overline{Y}}}{k} = -\overline{Y} + \frac{P_0}{k}\overline{X} - 2\int_0^{\phi} zR(z)\cos(\phi - z)dz \quad ;$$

$$\overline{X} = \int_0^{\phi} R(z)\cos(\phi - z)dz \quad ;$$

$$\overline{Y} = \int_0^{\phi} R(z)\sin(\phi - z)dz \quad .$$

Интегралы в этих формулах можно вычислить, представив их в виде сумм ряда. В результате получим

$$\int_0^{\phi} zR(z)\cos(\phi - z)dz = \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi^n}{n!} \quad ,$$

$$\int_0^{\phi} zR(z)\sin(\phi - z)dz = \sum_{n=0}^{\infty} c_{n-1} \frac{\phi^n}{n!} \quad ;$$

где $c_{n+1}+c_{n-1} = nr_{n-1}$, $c_0=c_{-1}=0$.

Переходя к декартовым координатам, получим окончательно

$$\frac{F_X}{k} = \frac{F_{\bar{X}}}{k}\cos\phi - \frac{F_{\bar{Y}}}{k}\sin\phi \ ,$$

$$\frac{F_Y}{k} = \frac{F_{\bar{Y}}}{k}\cos\phi - \frac{F_{\bar{X}}}{k}\sin\phi \ .$$

5.2.6. Построение поля линий скольжения и годографа скоростей

Использование матричного метода при решении задач прокатки связано с необходимостью предварительного задания картины поля линий скольжения и соответствующего ему поля скоростей. Единственное, но принципиальное с вычислительной точки зрения, отличие от обычного варианта использования метода линий скольжения состоит в алгоритмизации процесса, позволяющей за счет использования нелинейного программирования избежать необходимости прибегать к методу проб и ошибок. Ввиду отсутствия стандартной методики построения поля линий скольжения для несимметричного процесса остановимся на этом вопросе, взяв за основу подход, применяемый при построении поля линий скольжения и годографа скоростей при симметричной прокатке.

Полосу будем считать толстой и достаточно широкой для реализации условий плоского пластического течения. При этом на контактной поверхности металл прилипает к валкам, и пластическая область на оси симметрии не стягивается в одну точку, а имеет некоторую протяженность (рис. 5.7). Из условий совместности полей напряжений и скоростей следует, что векторы скорости точек металла на контактной поверхности направлены по касательной к поверхности и в принятых условиях равны по модулю вектора окружной скорости валка. Векторы скорости металла в окрестности точки *D* (рис. 5.7,*а*) в жесткой и пластической областях будут иметь одинаковое направление, но будут отличаться по величине: в первой области он будет равен скорости металла на выходе из валков (ν_1), во второй – окружной скорости валка (ν_b). Разность значений ν_1 и ν_b определяет величину разрыва тангенциальной составляющей скорости вдоль жестко-пластической границы DC_1GC (величина разрыва скорости вдоль линии скольжения постоянна).

На поле скоростей (рис 5.7,*б*) произвольно выбирается направление, параллельное оси полосы, и от некоторого начала (O_3) откладываются векторы скорости ν_1 и ν_b (в этой точке они направлены параллельно оси полосы). Величина отрезка d_2d_1 на поле скоростей определяет разность ν_1 - ν_b и масштаб полей напряжений и скоростей.

Жесткая область на выходе из валков, имеющая постоянную скорость v_1, отображается на поле скоростей одной точкой d_1. Вследствие постоянства величины разрыва тангенциальной составляющей скорости вдоль жестко-пластической границы DGC эта линия отобразится на поле скоростей в виде дуги окружности с центром в точке d_1 и радиусом, равным величине разрыва $v_1 - v_b$.

Линия скольжения CBA является продолжением жесткопластической границы нижней половины очага деформации, симметричной линии DC_1GO относительно оси полосы. Следовательно, разрыв тангенциальной составляющей скорости распространяется вдоль линии CBA. При симметричном очаге деформации величина разрыва скорости вдоль CBA равна величине разрыва вдоль CGA.

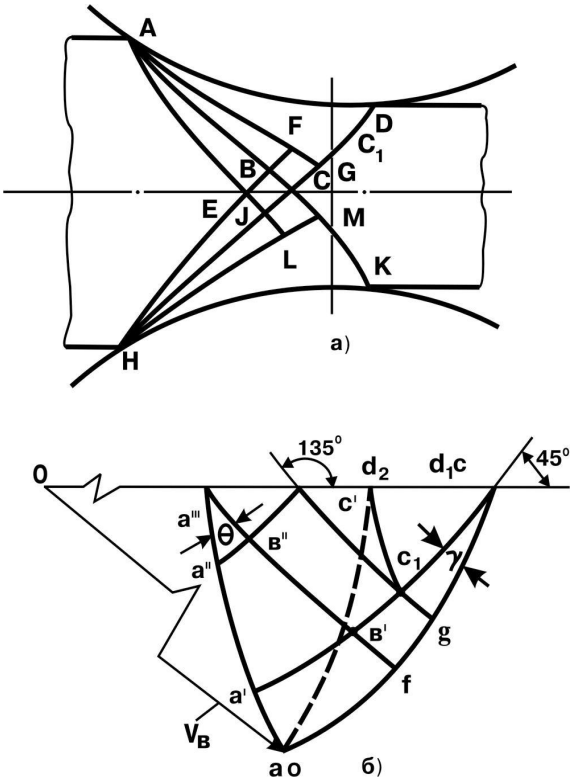


Рис. 5.7. Симметричная прокатка:
а – линии скольжения; **б** – годограф

Точка C отобразится (при рассмотрении только верхней половины очага деформации) тремя точками C, C_1, C. Отрезки CC_1 и C_1C, равные между собой и определяющие величину разрыва скорости вдоль линий скольжения CGD и CBA, ортогональны линиям разрыва в точке C и наклонены к оси под углами соответственно $\pi/4$ и $3\pi/4$.

Дальнейшее построение поля скоростей осуществляется путем задания линий $\overline{c_1b}$ и $\overline{c_1b''}$, отображающих отрезок CB линии CBA (линии $\overline{c_1b}$ и $\overline{c_1b''}$ ортогональны в соответствующих точках отрезку CB). Располагая линией $\overline{c_1b''}$ ($\overline{c_1b'}$) и выбрав произвольно угловые параметры *a* и *b*, можно построить поле скоростей.

Допущение о прилипании металла к валкам у контактной поверхности предполагает наличие некоторого объема (AFGD), движущегося с валками как единое

целое. Скорость точек области AFGD пропорциональна расстоянию каждой из них от оси валка и направлена по нормали к прямой, проходящей через ось валка и данную точку. Это означает, что поворот области d_2gfad_2 поля скоростей на угол, равный $\pi/2$, по часовой стрелке дает область DGFAD поля напряжений (рис. 5.7). После получения линии скольжения CB строится область CBE. Правильность выбора исходной линии $\overline{c_1b''}$ ($\overline{c_1b'}$) для построения поля скоростей и соответствующего ему поля линий скольжения проверяется построением поля напряжений CBE. Если линия $\overline{c_1b''}$ выбрана неправильно, то линии скольжения CB, EB не обеспечат построения криволинейного треугольника BAE – эти линии не сойдутся в точке A.

Построенное поле напряжений должно быть совместимым с полем скоростей. Условие совместимости состоит в равенстве нулю потока вектора скорости через линию контакта или в равенстве потоков вектора скорости через жесткопластические границы ($v_0h_0 = v_1h_1$). Если это равенство не соблюдается или не получается нужное соотношение h_1/h_0, то необходимо, задаваясь другими углами a и b и линий $\overline{c_1b''}$, построить новое поле скоростей и соответствующее ему поле напряжений.

Построенное поле напряжений должно также отвечать условию равновесия полосы под действием нормальных и касательных сил на контактной поверхности и продольных напряжений, приложенных к полосе. Это условие проверяется путем совместного рассмотрения условий равновесия жестких частей полосы на входе и выходе из очага деформации.

Таким образом, при симметричной прокатке имеется три параметра, распоряжаясь которыми можно описать процесс. Обычно задается угол θ_0 входа полосы в валки, определяющий параметр b, так что свободных параметров остается всего два. Асимметрия процесса приводит к деформации сетки линий скольжения и диаграммы годографа скоростей (рис. 5.8). Асимметрия процесса может быть обусловлена наклонным входом полосы в валки, рассогласованием угловых скоростей ω_1 и ω_2 валков, разницей их радиусов R_1, R_2 (индексы “1” и “2” относятся, соответственно, к верхнему и нижнему валкам), неравномерностью нагрева полосы по высоте и другими причинами. Материал полосы непрерывно (пластически) деформируется в области AGCMHEA, на линиях HJCGD и ABCMK имеют место разрывы ρ_1 и ρ_2 тангенциальных составляющих скоростей. Как и в симметричном случае, в областях AGD и EMK материал считается прилипшим к валкам, но вращается, вообще говоря, с различными угловыми скоростями ω_1 и ω_2. Ввиду этого скорость полосы на выходе из валков равна

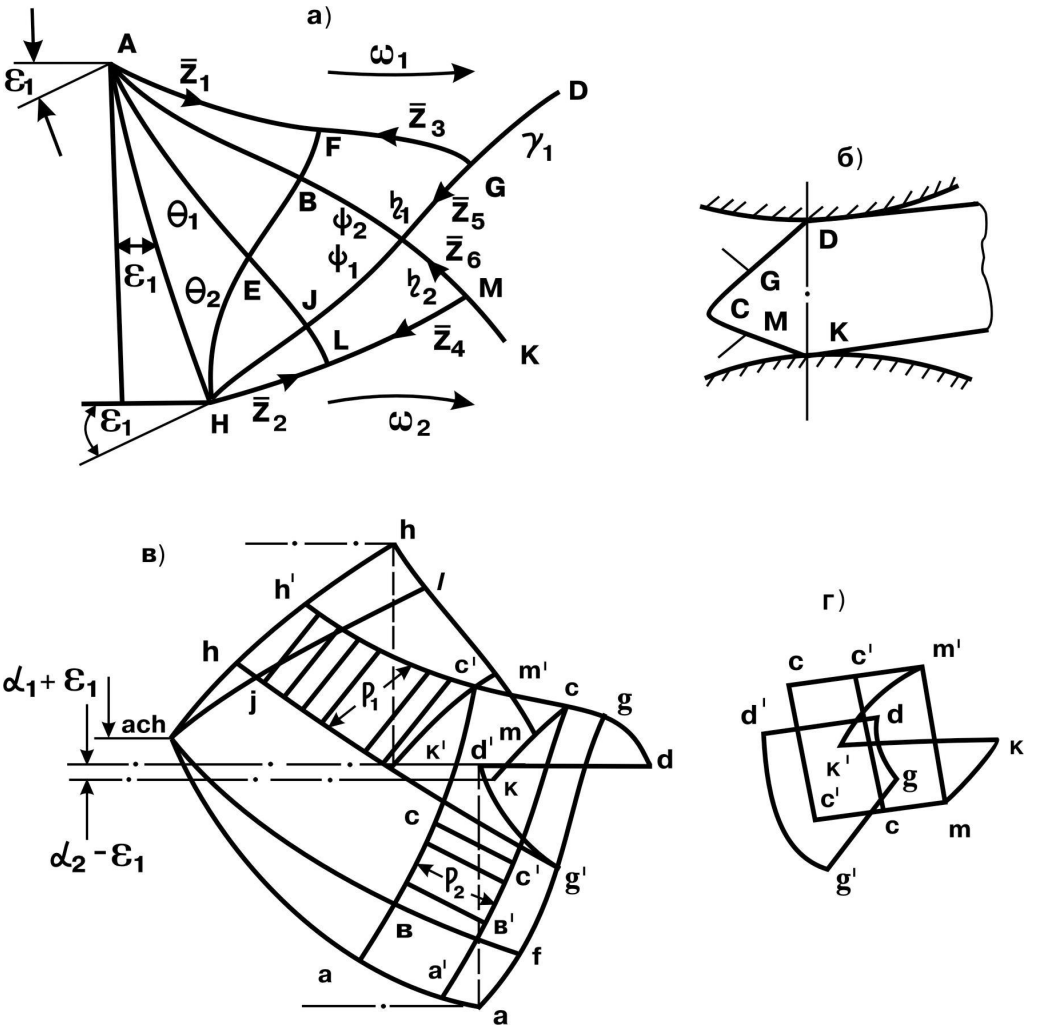


Рис. 5.8. Поле линий скольжения и годограф при асимметричной прокатке: а – поле линий скольжения; **б** – влияние искривления полосы к верхнему валку на линии скольжения; **в** – годограф; **г** – влияние искривления полосы к верхнему валку на годографы

$$\Omega b_1 = \omega_1 R_1 + \rho_1 \text{ в точке } D;$$

$$\Omega b_2 = \omega_2 R_2 + \rho_2 \text{ в точке } K, \qquad (5.54)$$

где Ω – угловая скорость вращения полосы на выходе из валков, b_1 и b_2 – радиусы кривизны наружного (прилегающего к верхнему валку) и внутреннего (прилегающего к нижнему валку) слоев полосы на выходе из валков.

Состояние материала в очаге деформации при плоском пластическом течении металла определяется из уравнений Генки (5.29) и Гейрингер (5.30). Из этих уравнений отыскиваются все неизвестные величины σ, φ, υ_α, υ_β при известных линиях скольжения, так что одновременно с уравнениями (5.29), (5.30) необходимо рассматривать уравнения направлений характеристик (5.26), (5.27).

5.2.7. Матричное уравнение для несимметричного процесса

Применим к решению связанной системы (5.31), (5.40), (5.28), (5.29) матрично-операторный способ. Поле линий скольжения при несимметричной прокатке определяется шестью характеристиками AF, HL, GF, ML, GC, MC и двумя линиями годографа скоростей a*b* и *aj* (рис. 5.8,*а*,*в*). Для полного описания процесса необходимо также знать радиусы валков R_1 и R_2, кинематические параметры ω_1, ρ_1, ρ_2, Ω и, наконец, среднее давление σ хотя бы в одной точке (например, *c*). Составим матричные уравнения для отыскания полей линий скольжения и годографа скоростей и затем сформулируем остальные условия.

Для получения матричных уравнений воспользуемся соотношениями, приведенными в таблицах 5.1, 5.2. Из этих таблиц следует, что отрезки EBF и EJL (рис. 5.8,*а*) имеют векторные представления (векторы $\overline{X}$ здесь и далее обозначены через $\overline{z}_i$).

$$\text{EBF} \mapsto Q_{Q_1\xi_1}\overline{z_1}; \quad \text{EJL} \mapsto Q_{Q_2\xi_2}\overline{z_2}, \qquad (5.55)$$

где $\xi_i = \psi_i + \eta_i$ (i = 1,2) значок $\mapsto$ имеет смысл «представляется в виде».

Рассматривая далее участки поля между двумя заданными характеристиками, получим

$$\overline{z}_\xi = Q_{\xi_1\psi_2} Q_{\theta_1\xi_1}\overline{z}_1 + P_{\psi_2\xi_2} Q_{\theta_2\xi_2}\overline{z}_2, \qquad (5.56)$$

$$\overline{z}_4 = Q_{\xi_1\psi_2} Q_{\theta_1\xi_1}\overline{z}_1 + P_{\xi_2\psi_1} Q_{\theta_2\xi_2}\overline{z}_2, \qquad (5.57)$$

$$\overline{z}_5 = Q_{\xi_1\psi_2} Q_{\theta_1\xi_1}\overline{z}_1 + P_{\psi_2\xi_1} Q_{\theta_2\xi_2}\overline{z}_2, \qquad (5.58)$$

$$\bar{z}_6 = Q_{\xi_1\psi_2} Q_{\theta_1\xi_1} \bar{z}_1 + P_{\xi_2\psi_1} Q_{\theta_2\xi_2} \bar{z}_2 \tag{5.59}$$

Четыре оставшихся уравнения можно получить, рассматривая изображение годографа скоростей (рис. 5.8, в). Отображения линий скольжения, ограничивающих жесткую вращающуюся область AFGD, представляют собой кривые, геометрически подобные этим линия, повернутые на угол π/2 и имеющие в качестве масштабного множителя соответствующую угловую скорость. Таким образом

$$gc \mapsto \Omega\bar{z}_5; \quad mc \mapsto \Omega\bar{z}_6; \quad gd \mapsto -\Omega r_1 \bar{c};$$

$$mk \mapsto \Omega r_2 \bar{c}; \quad af \mapsto \omega_1 \bar{z}_1; \quad g'f \mapsto \omega_1 \bar{z}_3;$$

$$hl \mapsto \omega_2 \bar{z}_2; \quad m'l \mapsto \omega_2 \bar{z}_4, \tag{5.60}$$

где $\bar{c}$ - дуга окружности единичного радиуса.

С другой стороны, принимая в качестве базисных линий *eb* и *ej*, получим

$$ej \mapsto P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - Q_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8; \qquad cb \mapsto P_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 - Q_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7. \tag{5.61}$$

Добавляя или вычитая «круговые» векторы $\rho_1\bar{c}$ или $\rho_2\bar{c}$, получим

$$hj \mapsto Q_{\psi_2\theta_2} \bar{z}_8; \qquad ab \mapsto Q_{\psi_1\theta_1} \bar{z}_7.$$

$$c'j' \mapsto P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - Q_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 + \rho_1\bar{c}, \tag{5.62}$$

$$c'b' \mapsto P_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 - Q_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - \rho_2\bar{c}, \tag{5.63}$$

$$h'j' \mapsto Q_{\psi_2\theta_2} \bar{z}_8 - \rho_1\bar{c}, \tag{5.64}$$

$$a'b' \mapsto Q_{\psi_1\theta_1} \bar{z}_7 + \rho_2\bar{c}, \tag{5.65}$$

$$m'c' \mapsto -\Omega\bar{z}_0 + \rho_2\bar{c}, \tag{5.66}$$

$$g'c' \mapsto -\Omega\bar{z}_5 - \rho_1\bar{c}. \tag{5.67}$$

Располагая $m'l$ из (5.60) и $m'c'$ из (5.66), а также $g'f$ из (5.60) и $g'c$ (5.67) и руководствуясь правилами построения поля с помощью матричных операторов (табл. 5.1), получим альтернативные представления для $c'j'$ и $c'b'$.

$$c'j' \mapsto \omega_2 P^*_{\eta_2} \bar{z}_4 + Q^*_{\eta_2}\left(-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c}\right), \tag{5.68}$$

$$c'b' \mapsto \omega_1 P^*_{\eta_1} \bar{z}_3 + Q^*_{\eta_1}\left(\Omega \bar{z}_5 - \rho_1 \bar{c}\right), \tag{5.69}$$

и найдем

$$j'l \mapsto P_{\eta_2\psi_1}\left(-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c}\right) + Q_{\psi_1\eta_2}\omega_2 \bar{z}_4, \tag{5.70}$$

$$b'f \mapsto P_{\eta_1\psi_2}\left(-\Omega \bar{z}_5 + \rho_1 \bar{c}\right) + Q_{\psi_2\eta_1}\omega_1 \bar{z}_5. \tag{5.71}$$

Два последних выражения позволяют получить альтернативные представления для hl и af.

$$hl \mapsto P_{\theta_2\eta_2}\left(Q^*_{\psi_2} \bar{z}_8 + \rho_1 \bar{c}\right) + Q_{\eta_2\theta_2}\left(P_{\eta_2\psi_1}\left(-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c}\right) + Q_{\psi_1\psi_2}\omega_2 \bar{z}_4\right); \tag{5.72}$$

$$af \mapsto P_{\theta_1\eta_1}\left(Q^*_{\psi_1} \bar{z}_4 - \rho_2 \bar{c}\right) + Q_{\eta_1\theta_1}\left(P_{\eta_1\psi_2}\left(-\Omega \bar{z}_5 + \rho_1 \bar{c}\right)\right) + Q_{\psi_2\eta_1}\omega_1 \bar{z}_3. \tag{5.73}$$

Сравнивая (5.62) и (5.68), (5.63) и (5.69), выражение для hl из (5.60) с (5.72), выражение для af из (5.60) с (5.73) получим еще четыре соотношения, связывающие базисные векторы

$$\omega_2 P^*_{\eta_2} \bar{z}_4 - \Omega Q^*_{\eta_2} \bar{z}_6 - P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 + Q_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 = \left(\rho_1 - Q^*_{\eta_2}\rho_2\right)\bar{c}, \tag{5.74}$$

$$\omega_1 P^*_{\eta_1} \bar{z}_3 - \Omega Q^*_{\eta_1} \bar{z}_5 + Q_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - P_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 = \left(-\rho_2 + Q^*_{\eta_1}\rho_1\right)\bar{c}, \tag{5.75}$$

$$-\omega_1 \bar{z}_1 + \omega_1 Q_{\eta_1\theta_1} Q^*_{\psi_2\eta_1} \bar{z}_3 + \Omega Q_{\eta_1\theta_1} P_{\eta_1\psi_2} \bar{z}_5 + P_{\theta_1\eta_1} Q^*_{\psi_1} \bar{z}_7 =$$

$$= \left(Q_{\eta_1\theta_1} P_{\eta_1\psi_2}\rho_1 + P_{\theta_1\eta_1}\rho_2\right)\bar{c}, \tag{5.76}$$

$$-\omega_2 \bar{z}_2 + \omega_2 Q_{\eta_2\theta_2} Q^*_{\psi_1\eta_2} \bar{z}_4 - \Omega Q_{\eta_2\theta_2} P_{\eta_2\psi_1} \bar{z}_6 + P_{\theta_2\eta_2} Q^*_{\psi_2} \bar{z}_8 =$$

$$= -\left(P_{\theta_1\eta_1}\rho_1 + Q_{n_2\theta_2}P_{\eta_2\psi_2}\rho_2\right)\bar{c}\ . \qquad (5.77)$$

Выражения (5.56) – (5.59) и (5.74) – (5.77) – дают восемь матричных уравнений, связывающих восемь векторов $\bar{z}_1 - \bar{z}_8$, определяющих базисные линии скольжения. Каждое из этих матричных уравнений эквивалентно системе уравнений, порядок которой определяется размерностью вектора $\bar{z}_1$ (i = 1…8), или, другими словами, числом членов разложения базисных векторов в степенные ряды: при удержании n членов каждая из матриц, фигурирующих в уравнениях, имеет размерность n*n, каждый из векторов имеет n компонентов, и каждое матричное уравнение оказывается эквивалентным n алгебраическим уравнениям.

Для удобства анализа и использования эти уравнения представим в матричном виде (5.78). Каждый элемент матрицы (5.78) представляет собой блочную матрицу. При сохранении в разложениях числа членов $n = 4$ размерность каждого блока равна 4*4 и фактическая размерность матрицы равна 32*32. Векторы $\bar{z}_i$, $\bar{b}_i$, фигурирующие в матрице (5.78), также являются блочными, их истинная размерность равна 4-м, так что вектор $\bar{z} = \left[\bar{z}_1^{\mathrm{T}}, \bar{z}_2^{\mathrm{T}} \ldots \bar{z}_8^{\mathrm{T}}\right]^{\mathrm{T}}$ содержит 32 элемента, а вектор $\bar{b} = \left[0^{\mathrm{T}} \ldots 0^{\mathrm{T}}, \bar{b}_5^{\mathrm{T}} . \bar{b}_8^{\mathrm{T}}\right]^{\mathrm{T}}$ также имеет размерность 32, но содержит только 16 нулевых элементов.

$$\begin{bmatrix} Q_{\xi_1\psi_2}Q_{\theta_1\xi_1} & P_{\psi_2\xi_1}Q_{\theta_2\xi_2} & -I & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ P_{\psi_1\xi_2}Q_{\theta_1\xi_1} & P_{\psi_2\xi_1}Q_{\theta_2\xi_2} & 0 & -I & 0 & 0 & 0 & 0 \\ P_{\xi_1\psi_2}Q_{\theta_1\xi_1} & Q_{\xi_2\psi_1}Q_{\theta_2\xi_2} & 0 & 0 & -I & 0 & 0 & 0 \\ Q_{\psi_2\xi_2}Q_{\theta_1\xi_1} & P_{\xi_2\psi_1}Q_{\theta_2\xi_2} & 0 & 0 & 0 & -I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega_2 P^*_{\eta_2} & 0 & -\Omega Q^*_{\eta_2} & -P_{\psi_1\psi_2} & Q_{\psi_2\psi_1} \\ 0 & 0 & \omega_1 P_{\eta_1} & 0 & \Omega Q_{\eta_1} & 0 & Q_{\psi_1\psi_2} & -P_{\psi_2\psi_1} \\ 0 & -\omega_2 I & 0 & \omega_2 Q_{\eta_2\theta_2}Q_{\psi_1\eta_2} & 0 & -\Omega Q_{\eta_2\theta_2}P_{\eta_2\psi_1} & 0 & P_{\theta_2\mu_2}Q_{\psi_2} \\ -\omega_1 I & 0 & \omega_1 Q_{\eta_1\theta_1}Q_{\psi_2\eta_1} & 0 & \Omega Q_{\eta_1\theta_1}P_{\eta_1\psi_2} & 0 & P_{\theta_1\eta_1}Q^*_{\psi_1} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{z}_1 \\ \bar{z}_2 \\ \bar{z}_3 \\ \bar{z}_4 \\ \bar{z}_5 \\ \bar{z}_6 \\ \bar{z}_7 \\ \bar{z}_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \bar{b}_5 \\ \bar{b}_6 \\ \bar{b}_7 \\ \bar{b}_8 \end{bmatrix}$$

(5.78)

$$\bar{в}_5 = \left(\rho_1 - \rho_2 Q^*_{\eta_2}\right)\cdot\bar{C}, \ldots\ldots \bar{в}_7 = \left(\rho_1 - P_{\theta_2\eta_2} + \rho_2 Q_{\eta_2\theta_2}P_{\eta_2\psi_1}\right)\cdot\bar{C}\ ,$$

$$\bar{в}_6 = -\left(\rho_2 - \rho_1 Q^*_{\eta_1}\right)\cdot\bar{C}, \ldots\ldots \bar{в}_8 = \left(\rho_2 P_{\theta_1\eta_1} + \rho_1 Q_{\eta_1\theta_1}P_{\eta_1\theta_1}P_{\eta_1\psi_2}\right)\cdot\bar{C}\ .$$

Восемь матричных уравнений, сведенных в матрицу (5.78), исчерпывают все возможные соотношения между базисными векторами и должны обеспечивать построение полей линий скольжения и годографа скоростей. Рассмотрим эту

матрицу, предполагая пока, что величины ρ_1, ρ_2, ω_1, ω_2, R_1, R_2, Ω, b_1, b_2 заданы (к вопросу их задания или определения мы обратимся чуть ниже). Векторы $\overline{b}_1$ правой части содержат операторы, зависящие от угловых координат θ_1, θ_2 .. η_1, η_2, задающихся произвольно, исходя из предварительных соображений. Принципиально здесь имеет место та же ситуация, что и при симметричной прокатке: там, распоряжаясь тремя (или двумя) параметрами, методом последовательных приближений находят решение, удовлетворяющее как физическим условиям реализации процесса, так и технологическим требованиям. В данном случае число таких параметров гораздо больше (32 коэффициента), так что применение такого метода становится нереальным. В силу этого для решения матричного уравнения (5.78) необходимо использовать методы математического программирования. К числу наиболее эффективных относится метод скользящего допуска, который будет использоваться.

Обратимся теперь к вопросам, связанным с заданием параметров и условий процесса. Как отмечалось выше, несимметричный процесс прокатки полос характеризуется 14 степенями свободы (параметрами) θ_1, θ_2, ψ_1, ψ_2, ξ_1, ξ_2, γ_1, γ_2, ω_1, ω_2, ρ_1, ρ_2, Ω, p_0. Матричные уравнения (5.78) накладывают восемь связей, остальные определяются условиями процесса. На практике при прямом расчете процесса задаются угловые скорости ω_1, ω_2 верхнего и нижнего валков, величина разрыва скорости ρ_1 на линии HJCGD (при этом параметры ρ_1/ω_1 и ρ_1 служат масштабными единицами на диаграммах линий скольжения и годографа) радиусы R_1 и R_2 верхнего и нижнего валков (обычно в виде отношений R_1/H, R_2/H, где H - толщина полосы на входе), относительное обжатие $r_n = \varepsilon = 1\text{-}h/H$, h – толщина полосы на выходе и, наконец, значение p_0 давления из условия равенства полного усилия, действующего на каждый из валков. Дальнейшие условия вводятся, исходя из требований физической реализуемости процесса и особенностей технологического процесса. Из этих соображений на выходе из валков задаются значения вертикальной составляющей усилия и момента, действующего на полосу (два условия). На входе полосы в валки также могут быть заданы три условия (например, угол входа полосы в валки, что эквивалентно заданию двух параметров – x, y – координат точки встречи полосы с одним из валков) и горизонтальная составляющая силы. В этом случае вертикальная составляющая и связанный с нею момент (реакция на рольганг) определяются из решения. Еще два условия вытекают из требования равенства нулю поступательного смещения центров валков относительно друг друга, не имеющего места в реальном процессе, но вытекающего из общего решения.

5.2.8. Анализ результатов расчета

Для решения задач асимметричной прокатки была составлена программа, включающая блоки формирования матричных операторов, выполнения операций с матрицами, формирования матричного уравнения (5.78), решения этого уравнения. Программа решения уравнения (5.78) основана на методике скользящего допуска, позволяющей решать нелинейные системы уравнений при наличии ограничений типа равенств и неравенств. Блочный характер программы позволяет решать задачи расчета несимметричных процессов с использованием ПЭВМ [61].

Влияние различия радиусов валков на искривление выходящего конца прокатываемой полосы показано на рис. 5.9. По горизонтальной оси отложено отношение R_1/R_c, где R_c – радиус кривизны срединной линии выходящего конца полосы (центр кривизны – в стороне нижнего валка). При расчетах принималось, что скорости вращения валков одинаковы и равны 60 об/мин., $R_1/H = 10$, $\varepsilon = 20\%$, угол наклона полосы к горизонту на входе равен нулю. Как видно на рисунке при малом различии радиусов валков (до 9%) кривизна положительна, то есть конец полосы загибается по направлению к нижнему валку. При различии радиусов в пределах 9-16%, полоса изгибается в противоположном направлении. При дальнейшем увеличении различия радиусов картина периодически повторяется, но с уменьшающейся (затухающей) амплитудой. Существенным здесь является как осцилляционный характер искривлений прокатываемой полосы, так и то, что наибольшее искривление имеет место при незначительных различиях радиусов валков ($R_1/R_2 \approx 1{,}05$). При значениях $R_1/R_2 > 1{,}5$ влияние этого фактора становится несущественным. Моменты на верхнем и нижнем валках оказываются равными в точках, соответствующих выходу из валков прямой полосы. Эти выводы подтверждаются результатами расчетов несимметричного процесса, приведенными в других работах, ссылки на которые даны в монографии [61].

Зависимость искривления выходящего конца полосы от рассогласования угловых скоростей валков представлена на рис. 5.10. При расчетах было принято $R_1 = R_2 = 500$ мм, $R_1/H = 10$, $\varepsilon = 20\%$. Для малых рассогласований угловых скоростей (до 8%) кривизна положительна. То есть, выходящий конец полосы искривляется по направлению к нижнему, медленнее вращающемуся валку. Для больших значений рассогласований (10% и более) кривизна меняет знак и становится постоянной. Это означает, что при больших рассогласованиях угловых скоростей полоса может «наматываться» на валок, вращающийся быстрее.

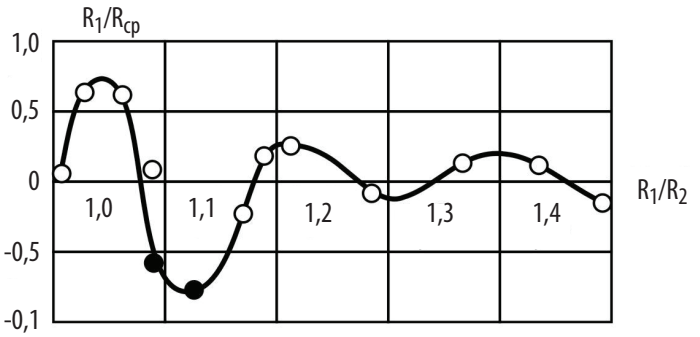


Рис. 5.9. Изменение кривизны переднего конца полосы в функции отношения радиусов валков. Условия прокатки названы в тексте

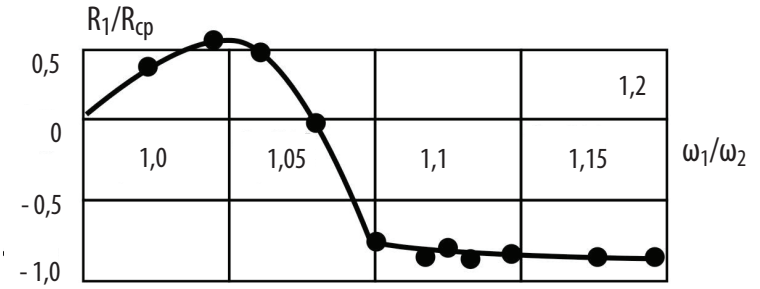


Рис. 5.10. Зависимость кривизны переднего конца прокатываемой полосы от отношения скоростей валков. Условия прокатки названы в тексте

Зависимость кривизны полосы на выходе из валков от относительного обжатия при асимметричной горячей прокатке полос разной толщины показана на рис. 5.11 [58]. Экспериментальные данные были получены при прокатке полос из стали Ст3 в валках с большим диаметром $D_б$ = 165 мм, меньшим $D_м$ = 135 мм и с одинаковыми угловыми скоростями $\omega_в = \omega_н = \omega$ = 40 об/мин.

Зависимость кривизны выходящей из валков полосы от отношения начальной толщины полосы к среднему диаметру валков показана на рис. 5.12. Экспериментальные данные были получены при $D_{ср}$ = 150 мм и разных толщинах прокатываемого металла, угловые скорости вращения валков равны 40 об/мин. Как видно теоретические и экспериментальные результаты достаточно хорошо согласуются.

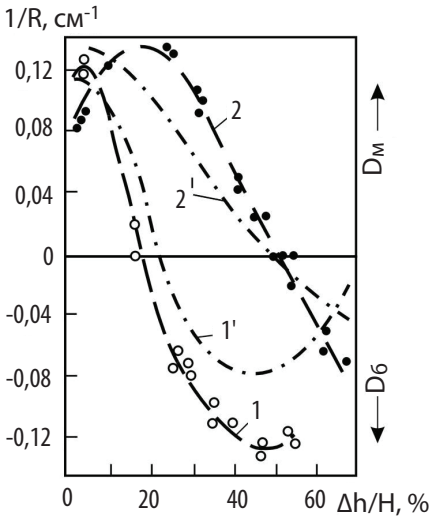


Рис. 5.11. Зависимости кривизны полос (1/R) от относительного обжатия (Δh/H) при асимметричной ($\Delta D/D_{ср}$ = 0,2) горячей (t = 900°C) прокатке полос: 1, 1' –H = 2,1 мм, данные работы [56] и расчетные по матричному уравнению; 2, 2' – то же для H = 9,5 мм

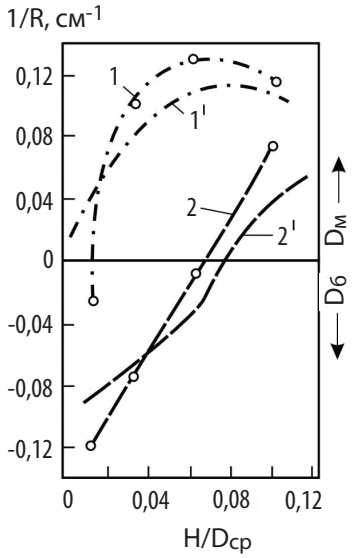


Рис. 5.12. Зависимости кривизны полос (1/R) выходящей из валков полосы от отношения ее толщины к среднему диаметру валков (H/Dср) при симметричной горячей прокатке полос: 1, 1' – Δh/H = 20%, данные работы [56] и расчетные по матричному уравнению; 2, 2' – то же при Δh/H = 50%

Зависимость кривизны на выходе из валков от относительного обжатия при разной толщине подката и различной скорости вращения валков ($\omega_б$ = 40 об/мин, $\omega_м$ = 35 об/мин, $D_{ср}$ = 150 мм, $D_б = D_м$ = 150 мм) показана на рис. 5.13.

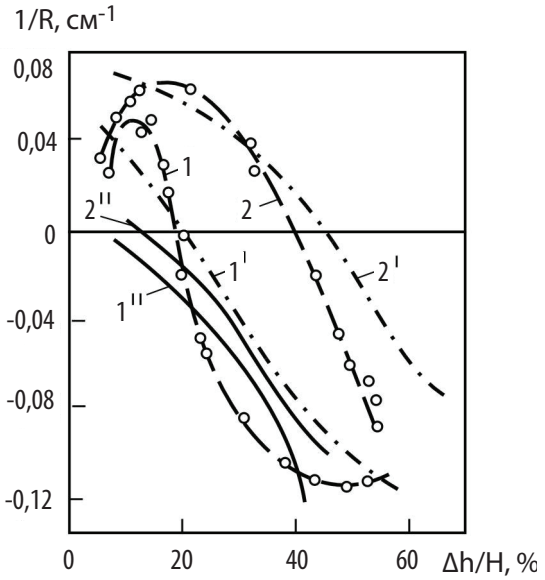


Рис. 5.13. Зависимости кривизны (1/R) полосы от относительного обжатия (Δh/H) при асимметричной горячей прокатке: $D_б = D_м = 150$ мм, $\omega_б > \omega_м$; 1, 1', 1'' – H = 5 мм, данные работы [56], расчетные по матричному уравнению и по соотношениям энергетического метода [56]; 2, 2', 2'' – то же для H = 9,8 мм

На рисунке видно, что кривые 1'' и 2'', рассчитанные на основе энергетических соотношений, хуже отражают реальную картину, чем кривые 1' и 2', полученные на основе теории линий скольжения. Это, по-видимому, можно объяснить тем, что при энергетическом подходе учитываются только главнейшие силовые факторы и не принимается во внимание изменение напряжения на всем протяжении очага деформации, что является определяющим для кинематики выходящего из валков конца полосы.

В случае наклонного входа полосы в валки (рис. 5.14) необходимо связать параметр ε_1 (или координаты точки встречи) с параметрами поля линий скольжения. На рис. 5.14 представлены различные варианты входа полосы при наклоне ее к нижнему валку. Наиболее просто устанавливается связь между углом ε_1, параметрами поля линий скольжения и геометрическими параметрами валков в варианте (2), когда нижний край полосы направлен по касательной к валку в точке входа. В этом случае, с одной стороны, непосредственно из рис. 5.14 получим

$$wH = H\sin\varepsilon;\ Aw = H\cos\varepsilon. \qquad (5.79)$$

С другой стороны, эти же величины могут быть найдены как разности координат точек A и H. В терминах параметров линий скольжения эти разности координат можно представить как вертикальную и горизонтальную проекции разности

путей от A и H соответственно по известным линиям скольжения до общей конечной точки. Принимая в качестве конечности точку C, получим

$$wH = (AF)_x + (FG)_x - (GC)_x - (HL)_x - (LM)_x - (MC)_x ;$$
$$Aw = (AF)_y + (FG)_y + (GC)_y + (HL)_y + (LM)_y + (MC)_y . \qquad (5.80)$$

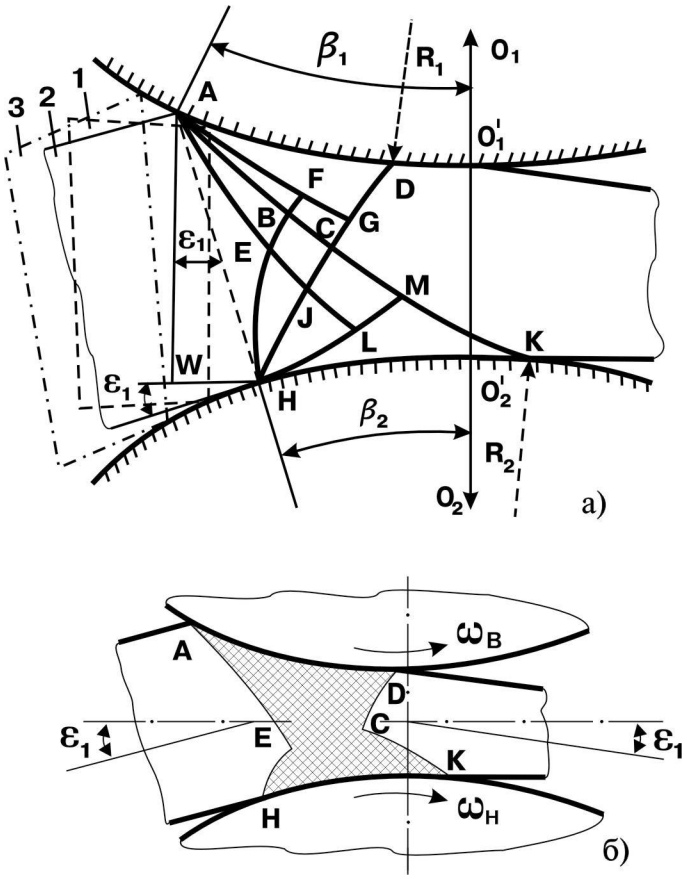


Рис. 5.14. Варианты входа полосы в валки (а) и примерный вид очага деформации при входе полосы с наклоном к нижнему валку (б): 1 – прямой вход; **2** – по касательной к нижнему валку; **3** – с произвольным углом наклона

Здесь индексами x, y обозначены проекции линий скольжения на горизонтальную и вертикальную оси декартовой системы X, Y координат с началом в точке H. Проекции линий скольжения с использованием матричных операторов находятся в следующей последовательности: через радиусы кривизны базисных линий выражаются радиусы кривизны линий скольжения AF, FG, GC, HL, MC, определяются подвижные координаты $\bar{x}, \bar{y}$ точек F, G, C, M, L, H и затем декартовы координаты x, y этих точек. Соответствующие зависимости имеют вид

$$x = \bar{x}\cos\varphi + \bar{y}\sin\varphi\ ; \quad y = -\bar{x}\sin\varphi + \bar{y}\cos\varphi\ ;$$

$$\bar{x} = -\sum_{n=0}^{\infty} t_n \left(\frac{\varphi_n}{n!}\right); \quad \bar{y} = \sum_{n=0}^{\infty} t_n \left(\frac{\varphi_n}{(n+1)!}\right),$$

где φ – угол наклона касательной (подвижной оси $\bar{x}$) к декартовой оси в рассматриваемой точке. Ось $\bar{y}$ повернута на угол π/2 против часовой стрелки относительно оси $\bar{x}$, t_n – коэффициенты, связанные с коэффициентами r_n степенного ряда для радиуса кривизны $R(\varphi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n \left(\frac{\varphi^n}{n!}\right)$ рекуррентными соотношениями

$$t_{-1} = 0,\ t_0 = 0,\ t_1 = r_0,\ t_{n+1} = -t_{n-1} - r_n.$$

Значения r_n определяются с помощью матричных операторов.

Сравнение правых частей выражений (5.79) и (5.80) дает искомые условия, связывающие угол ε_1 с параметрами поля линий скольжения

$$H \sin\varepsilon_1 = (AF)_x + (FG)_x - (GC)_x - (HL)_x - (LM)_x + (MC)_x = \Delta_x\ ,$$
$$H \cos\varepsilon_1 = (AF)_y + (FG)_y + (GC)_y + (HL)_y + (LM)_y + (MC)_y = \Delta_y\ .$$

При других вариантах входа полосы в валки принципиальная схема рассуждений сохраняется.

Поскольку за точками выхода D и K полоса является жесткой, здесь, как и ранее, необходимо иметь в виду соотношения (5.54), учитывая, что $b_1 = R_c + h/2$, $b_2 = R_c - h/2$. Кроме того, для принятой схемы входа полосы в валки должно выполняться условие

$$(R_2 + h_0)\cos\beta_2 + R_1\cos\beta_1 = L, \qquad (5.81)$$

где β_1, $\beta_2 = \varepsilon_1$ – углы захвата полосы на верхнем и нижнем валках, L – межцентровое расстояние валковой пары.

Углы не должны превышать предельных значений, обусловленных технологическими требованиями. При заданных значениях R_1, R_2, h, L выражение (5.81) однозначно определяет угол β_1. С другой стороны, при постановке задачи управления процессом выражение (5.81) выступает как уравнение связи.

Приведенные соотношения, наряду с матричными уравнениями (5.78), использованы для определения влияния угла входа на выходные параметры полосы при прокатке и для оценки возможности регулирования этих параметров. При проведении расчетов использовался описанный выше программный комплекс с добавлением блоков, отражающих специфику задачи.

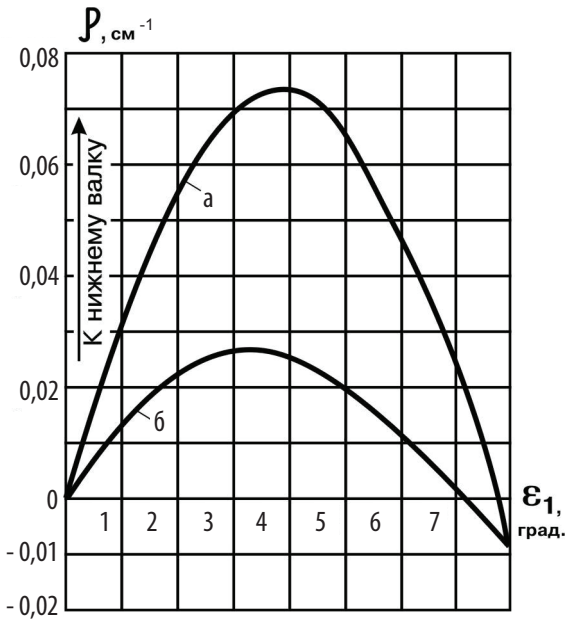


Рис. 5.15. Зависимость кривизны (ρ, см$^{-1}$) переднего конца прокатываемой полосы от угла входа (ε_1, град) полосы в валки при ее наклоне к нижнему валку:
а – прокатка без заднего натяжения;
б – прокатка с задним натяжением равным 0,1k. **Сталь 16ГС;**
k = 210 Н/мм^2;
$R_1 = R_2$ = 400 мм;
$\omega_1 = \omega_2$ = 60 об/мин;
исходная толщина полосы 10 мм;
относительное обжатие 40%.

Зависимость между углом ε_1 входа полосы в валки и кривизной ρ ее переднего конца показана на рис. 5.15. Материал полосы сталь с предельным сопротивлением сдвигу k = 210 Н/мм^2. Радиусы валков $R_1 = R_2$ = 400 мм, угловые скорости $\omega_1 = \omega_2$ = 60 об/мин. Толщина полосы на входе 10 мм, обжатие ε = 0,40. Наклон ε_1 полосы на входе предполагается в сторону нижнего валка. Кривая (а) соответствует случаю отсутствия заднего натяжения, кривая (б) – заднему натяжению, вызывающему в полосе напряжения, равные 0,1k. Согласно

приведенным на рис. 5.15 результатам в диапазоне изменения угла наклона $0° \leq \varepsilon_1 \leq 7°$ полоса изгибается в сторону нижнего валка, как при отсутствии, так и при наличии заднего натяжения, причем в этом диапазоне с возрастанием угла наклона ε_1 искривление увеличивается. При значениях ε_1, близких к 3-5°, возрастание искривления переднего конца замедляется и при $\varepsilon_1 \approx 7°$ направление искривления меняется на противоположное. В диапазоне $0° \leq \varepsilon_1 \leq 7°$ наличие заднего натяжения хотя и уменьшает искривление полосы на выходе, но не меняет его знака. В то же время, влияние заднего натяжения на искривление переднего конца полосы существенно зависит от обжатия: кривизна прокатываемой полосы тем больше, чем меньше обжатие, и при достаточно большом значении отношения величины заднего натяжения к величине обжатия знак кривизны полосы на выходе из валков может измениться на противоположный (подробнее об этом см. в работах [57, 62]).

Отношения угловых скоростей ω_1/ω_2 и радиусов R_1/R_2 валков, обеспечивающие выход прямой полосы из валков при наклонном входе её в валки, показаны на рис. 5.16. Как видно, при малых углах наклона задаваемой в валки полосы выход прямой полосы из валков достигается за счет незначительного рассогласования угловых скоростей и небольшого различия радиусов валков. Например, при $\varepsilon_1 = 1°$ выход прямого (ровного) переднего конца полосы обеспечивается при $\omega_1/\omega_2 = 1{,}03$ и $R_1/R_2 = 0{,}94$. При значительных углах наклона задаваемой полосы, превышающих 3°, управление процессом требует использования валков с существенно различающимися радиусами. Следует заметить, что эта ситуация вполне объяснима с точки зрения полученных выше результатов, показывающих влияние различия радиусов валков и рассогласования их угловых скоростей на искривление переднего конца полосы: в первом случае имеет место периодическая зависимость с убывающей амплитудой при росте отношения R_1/R_2 (рис. 5.9); во втором – постоянное значение искривления, начиная с определенной величины рассогласования (рис. 5.10). Так что управление процессом за счет изменения параметров R_1/R_2 и ω_1/ω_2 при увеличении их значений становится все менее эффективным.

Насколько важно в производственной практике использовать эффект асимметрии процесса прокатки для создания благоприятных технолоческих условий показано в работе [62] на примере широкополосного стана горячей прокатки 1680 металлургического комбината «Запорожсталь». Особенности деформации полос на этом стане состоят в том, что в первой черновой клети прокатка проходит без заднего натяжения раскатов, т.к. в клети нет вертикальных валков. Верхние слои раскатов имеют большую температуру, чем нижние. Нижние рабочие валки изнашиваются сильнее верхних. Раскаты при входе в прокатную клеть отклонены на 80-100 мм к нижнему валку.

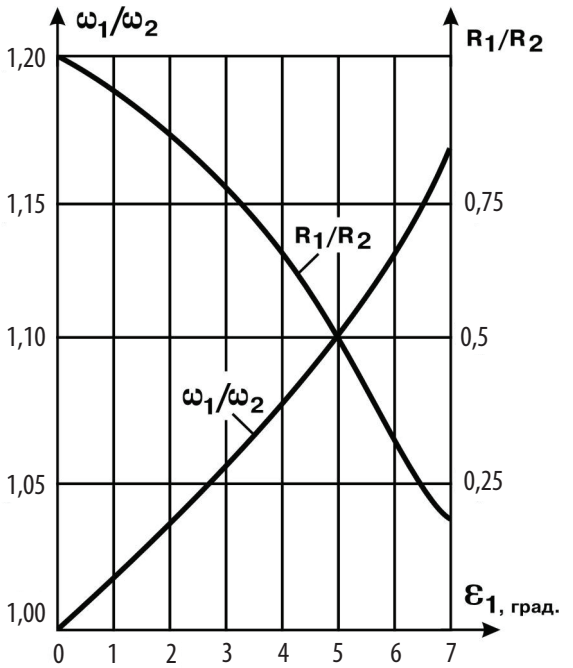


Рис. 5.16. Отношения ω_1/ω_2 угловых скоростей и радиусов R_1/R_2 валков, обеспечивающие прокатку ровной полосы при входе ее в валки под углом ε_1, град. Условия прокатки те же, что и на рис. 5.15.

Сохраняя в тексте и на рис. 5.17 обозначения, принятые в работе [62], считаем, что, раскат, обладающий достаточной жесткостью, входит в валки под углом θ, а основная его часть опирается на ролики рольганга перед клетью. Тогда длины дуг захвата (контакта) со стороны верхнего $\ell_в$ и нижнего $\ell_н$ валков будут разными:

$$\ell_в = R_в\,(\alpha + \theta); \quad \ell_н = R_н\,(\alpha - \theta)\,;$$

где $R_в$ и $R_н$ – радиусы верхнего и нижнего валков; α - угол захвата (контакта).

При $R_в = R_н$ получим $\ell_в > \ell_н$. Обжатие со стороны верхнего валка будет большим и, соответственно при одинаковых окружных скоростях верхнего $\upsilon_в$ и нижнего $\upsilon_н$ валков скорость течения металла на верхней поверхности полосы будет большей, чем на нижней, т.е. $\upsilon_{вh} > \upsilon_{нh}$. В таких условиях выходящий из валков передний конец раската будет изогнут в сторону нижнего валка (рис. 5.17,*а*). Этому способствует и более высокая температура верхних слоев раската. Высказанные аргументы подтверждены производственным опытом – практически все раскаты в подобных условиях из первой клети выходят с изгибом на нижний валок. Для исключения искривления передних концов раскатов было рекомендовано в клети 1 стана использовать нижний валок большего диаметра.

В клетях 2-4 ШСГП 1680 раскаты прокатывают с задним натяжением, которое создают вертикальные валки, и с наклоном к нижнему валку на угол $\theta \leq 5°$ (рис. 5.17,*б*). В этих условиях при входе в клеть раскаты прижимаются к нижнему валку, вследствие чего длина дуги захвата и обжатие со стороны нижнего валка увеличивается, скорость нижних слоев металла возрастает и при $\upsilon_{вh} > \upsilon_{нh}$ передний конец прокатанного металла изгибается на верхний валок. По мере уменьшения толщины раскатов влияние натяжения возрастает. Поэтому для получения раскатов с прямыми передними концами в клетях 2-4 ШСГП 1680 было рекомендовано [62] уменьшить скорость или диаметр нижнего валка, что дало позитивные результаты.

Высказанные рекомендации не являются однозначными для всех широкополосных станов, поскольку процесс несимметричной прокатки очень чувствителен к малейшим изменениям его параметров. Именно поэтому для принятия правильных технических решений и инструкций по технологии этого процесса в каждом конкретном случае требуется детальное его исследование с помощью предложенных выше математических моделей, алгоритмов и методов численного анализа.

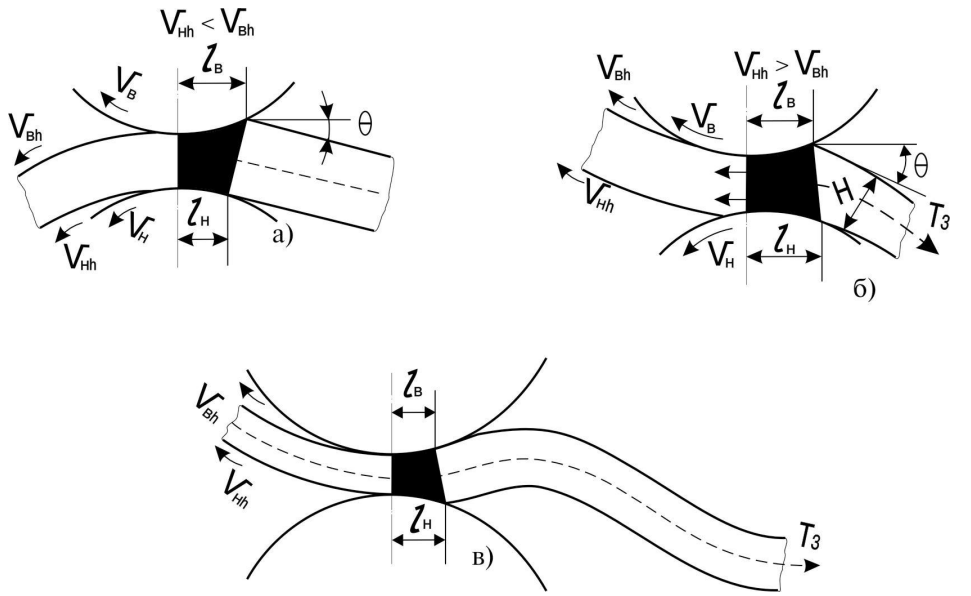


Рис. 5.17. Схема захвата полосы валками и формирования переднего конца при прокатке без заднего натяжения (а) и с задним натяжением (б, в) [62]

Приведенные выше результаты расчетов позволяют сделать следующие выводы.

1. Искривление переднего конца полосы, обусловленное различием радиусов валков, имеет осцилляционный характер с быстро убывающей амплитудой поочередных отклонений полосы к верхнему и нижнему валку. Первоначально (при незначительном различии радиусов валков) полоса отклоняется по направлению к валку с меньшим радиусом, а затем к валку с большим радиусом и так далее. Аналогичный (осцилляционный, с убывающей амплитудой) вид имеют зависимости крутящих моментов на валках от отношения их радиусов.

2. Зависимость кривизны переднего конца полосы от рассогласования угловых скоростей валков (отношения ω_1/ω_2) носит иной характер: после искривления к медленнее вращающемуся валку при малых значениях отношения ω_1/ω_2 полоса искривляется затем в противоположную сторону и при дальнейшем возрастании рассогласования скоростей валков это искривление увеличивается.

3. Результаты расчетов, связанных с определением влияния угла наклона полосы при входе в валки на искривление ее переднего конца, показывают, что при малых (до 2°-3°) углах наклона можно эффективно управлять процессом (обеспечивать выход из валков ровного переднего конца полосы) за счет различия радиусов верхнего и нижнего валков и рассогласования их угловых скоростей. При углах наклона задаваемой в валки полосы, превышающих указанные значения, такое управление процессом неэффективно или невозможно. Это объясняется отмеченными выше особенностями характера зависимости искривления переднего края полосы от отношений R_1/R_2 (достаточно быстрое убывание амплитуды осцилляций) и ω_1/ω_2 (постоянное искривление в сторону более быстрого валка после одного периода осцилляций).

4. Использование метода линий скольжения в матрично-операторном варианте и в комбинации с методом нелинейного программирования позволяет с достаточной для практического использования точностью определять кинематические и энергосиловые параметры процесса асимметричной горячей прокатки, в том числе и те, которые другими методами не определяются или определяются недостаточно точно. Предложенный подход также дает возможность путем введения ограничений на пределы изменения отдельных параметров и надлежащих функций цели управлять процессом асимметричной прокатки.

5.3. Эффекты асимметрии процесса при холодной прокатке полос

Холодная прокатка листовой стали осуществляется, как правило, с применением технологической смазки. Любая несимметрия процесса приводит к неодинаковому поступлению смазки в очаг деформации со стороны верхнего и

нижнего валков. В результате этого толщины смазочной пленки и, как следствие, величины коэффициента трения оказываются разными в зонах контакта верхнего и нижнего валков с деформируемым металлом. Возникает дополнительная несимметрия процесса прокатки, обусловленная уже указанным различием в толщинах слоя смазки между верхней и нижней поверхностями полосы и соответствующими прокатными валками.

Рассмотрим этот вопрос более детально.

Теория процесса прокатки с применением технологической смазки подробно изложена в монографиях [63, 64 и др.]. Там же приведены формулы для расчета толщины слоя смазки в очаге деформации при симметричной прокатке полос. Экспериментальная проверка показала пригодность их для практического использования. Для расчета толщины смазочной пленки во входном сечении очага деформации необходимо в уравнение, описывающее движение слоя смазки между поверхностями полосы и валков, подставить зависимости, определяющие геометрию входной зоны очага деформации, а также задать требуемые граничные условия [63]. Используя этот подход, было получено [65] уравнение для нахождения толщины слоя смазки $\xi_{вх}$ во входном сечении пластической зоны очага деформации для условий несимметричной прокатки, когда полоса задается с наклоном (под углом) к одному из валков (рис. 5.18.):

$$\frac{1-exp(-\theta p_{BX})}{6\theta\mu_0(V_R+V_{BX})}=\int_{-\infty}^{0}\frac{-(\alpha\pm\Psi)\cdot x+0{,}5R^{-1}\cdot x^2}{\left[\xi_{BX}-(\alpha\pm\Psi)\cdot x+0{,}5R^{-1}\cdot x^2\right]^3}dx\,,$$

где α – угол захвата полосы валками; μ_o – динамическая вязкость смазки при атмосферном давлении и комнатной температуре; θ – пьезокоэффициент вязкости; $p_{вх}$ – давление в слое смазки во входном сечении пластической зоны очага деформации; V_R – окружная скорость валка; V_{BX} - скорость движения полосы при входе в очаг деформации; R – радиус валка; Ψ – угол наклона поверхности полосы к плоскости прокатки (знак «плюс» перед Ψ принимается, когда угол входа поверхности полосы в очаг деформации больше угла захвата α на величину Ψ, т.е. со стороны поверхности полосы, отклоненной от валка и от горизонтальной оси на величину угла Ψ , знак «минус» – когда угол входа поверхности полосы в очаг деформации меньше угла захвата, т. е. со стороны поверхности полосы, отклоненной к валку), *x* – координата в направлении движения валков и полосы; *y* – в направлении, параллельном линии, соединяющей центры верхнего и нижнего валков; ξ – текущая толщина слоя смазки; $\xi_{вх}$ – толщина слоя смазки во входном сечении очага деформации.

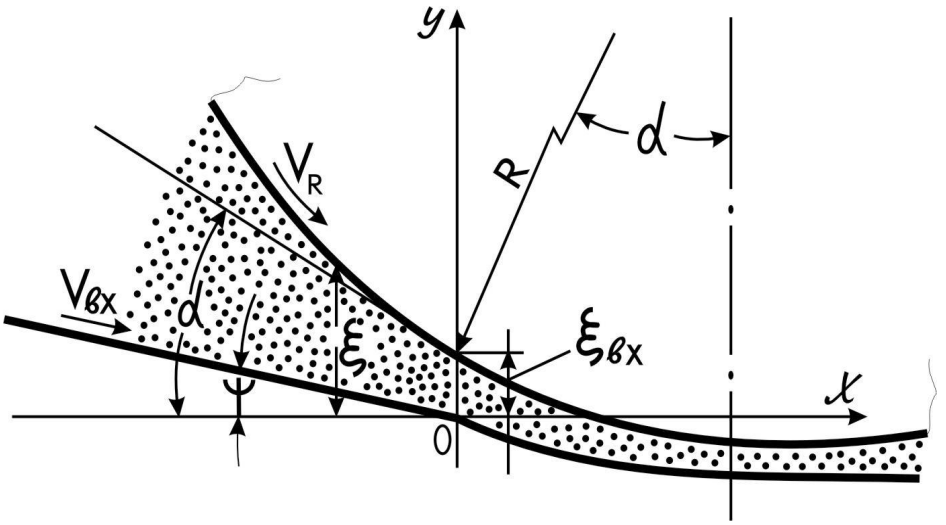


Рис. 5.18. Схема очага деформации при несимметричной прокатке полос со смазкой

Согласно схеме, представленной на рис. 5.18, слой смазки $\xi_{вх}$ во входном сечении очага деформации со стороны поверхности полосы, отклоненной к верхнему валку, будет толще, чем слой смазки со стороны нижней поверхности полосы. Причина этого состоит в том, что со стороны верхнего валка меньше угол входа технологической смазки в очаг деформации (масляный клин). Соответственно с этой стороны будет меньшим коэффициент трения, чем со стороны нижнего прокатного валка. Расчеты $\xi_{вх}$ со стороны как верхнего, так и нижнего валков могут быть выполнены путем решения приведенного выше уравнения относительно $\xi_{вх}$ с учетом величины и знака угла Ψ отклонения полосы от горизонтальной оси при входе в очаг деформации. Методика решения, а также результаты экспериментальных и теоретических исследований этого вопроса приведены в работах [63, 65]. Заметим, что при $\Psi = 0$, т.е. для условий симметричной прокатки, приведенное выше выражение принимает вид известных ранее [63] решений.

Таким образом, при анализе процесса несимметричной прокатки полос с применением технологической смазки всегда следует иметь в виду, что любая несимметрия (вследствие различных диаметров или скоростей вращения верхнего и нижнего валков, отклонения угла входа полосы в очаг деформации от направления прокатки, температурной асимметрии по толщине полосы и др.) сопровождается дополнительно возникающей несимметрией условий трения

на верхней и нижней контактных поверхностях из-за различного количества смазки, поступающей в зону деформации со стороны верхнего и нижнего валков. Т.е., исходная (первичная) асимметрия параметров процесса прокатки порождает вторичный эффект асимметрии условий трения в очаге деформации, который может либо усиливать, либо ослаблять влияние на процесс первичной асимметрии. Возникает своего рода причинно следственная связь. Суммарный результат от действия обоих факторов в каждом конкретном случае должен определяться соответствующими расчетами с использованием вышеизложенной методики.

Рассмотренные эффекты могут быть использованы в системах управления процессом прокатки листов и полос на станах различных конструкций. Например, в прокатных клетях с валками, приводимыми от одного двигателя, рассогласование моментов на шпинделях, вызванное различиями условий (коэффициентов) трения на контактных поверхностях прокатываемого металла с верхним и нижним валками, может достичь 30-40%, что неблагоприятно сказывается на работе элементов главной линии стана. С целью улучшения качества прокатываемого металла, повышения быстродействия выравнивания нагрузок в клетях с индивидуальным приводом валков и обеспечения выравнивания моментов на шпинделях в клетях с групповым приводом валков в Институте черной металлургии НАН Украины было предложено[1] выравнивание моментов производить путем изменения угла входа полосы в очаг деформации в функции разности моментов на шпинделях.

Выравнивание нагрузок на шпинделях может быть достигнуто за счет изменения условий трения между полосой и рабочими валками. Коэффициент контактного трения между поверхностями валков и деформируемого металла зависит от толщины слоя (количества) смазки в очаге деформации. В свою очередь толщины смазочной пленки со стороны верхнего и нижнего валков, как было показано выше, зависят от угла входа полосы в очаге деформации. Следовательно, изменяя угол наклона входящей в контактную зону полосы можно влиять на величины слоя смазки и коэффициента трения со стороны верхнего и нижнего валков, а в итоге на моменты прокатки на каждом валке. Именно поэтому путем изменения (регулирования) угла входа полосы в очаг деформации в функции разности крутящих моментов на шпинделях можно выравнивать (регулировать) нагрузки на двигателях в клетях с индивидуальным приводом валков или выравнивать моменты на шпинделях в клетях с групповым приводом валков.

---

[1] В.Л. Мазуром, В.А. Тригубом, Е.А. Парсенюком

Прокатка в валках с различной шероховатостью поверхности представляет собой один из частных случаев процесса в несимметричных условиях при разных коэффициентах трения на контактных поверхностях верхнего и нижнего валков. Различная шероховатость верхнего и нижнего валков в ряде случаев повышает коэффициент полезного действия процесса прокатки и, как будет показано ниже, положительно влияет на физико-механические свойства прокатанного металла.

При прокатке в разношероховатых валках полосы без натяжения опережение металла со стороны верхнего и нижнего валков разное. Вследствие этого скорость выхода металла по высоте очага деформации разная и полоса изгибается. При несимметричном по условиям трения процессе прокатки с натяжением в установившемся режиме полоса из валков выходит прямой (нет изгиба в вертикальной плоскости). Следовательно, скорости выхода металла из очага деформации в точках контакта с верхним и нижним валками одинаковы. Однако, как правило, слои прокатываемого металла, прилегающие к валку с большей шероховатостью, стремятся выходить с большей скоростью и увлечь за собой слои металла со стороны менее шероховатого валка (возможен и обратный случай, когда с большей скоростью стремятся выходить из очага деформации слои металла, прилегающие к гладкому валку, но на практике такое положение наблюдается реже). В результате по толщине полосы возникают области поперечного сдвига. Дополнительные касательные усилия со стороны верхнего и нижнего валков равны по величине и противоположны по направлению. Действие этих дополнительных растягивающих напряжений в полосе со стороны шероховатого валка эквивалентно действию дополнительного заднего натяжения, а со стороны относительно гладкого валка – дополнительного переднего натяжения. Эти дополнительные растягивающие напряжения и приводят к снижению усилия прокатки и повышению коэффициента полезного действия этого процесса.

В приближенном анализе, следуя работе [66], при холодной прокатке в разношероховатых валках тонких полос с натяжением деформацию будем считать двухмерной. Схема сил, действующих на элемент полосы, выделенный вертикальными сечениями в очаге деформации при прокатке в разношероховатых валках представлена на рис. 5.19. В каждом сечении очага деформации напряжения σ_x, σ_y считаем постоянными и равными их средним значениям по толщине полосы. Величины, относящиеся к шероховатому валку, обозначаем индексом «*ш*», а к гладкому – «*гл*».

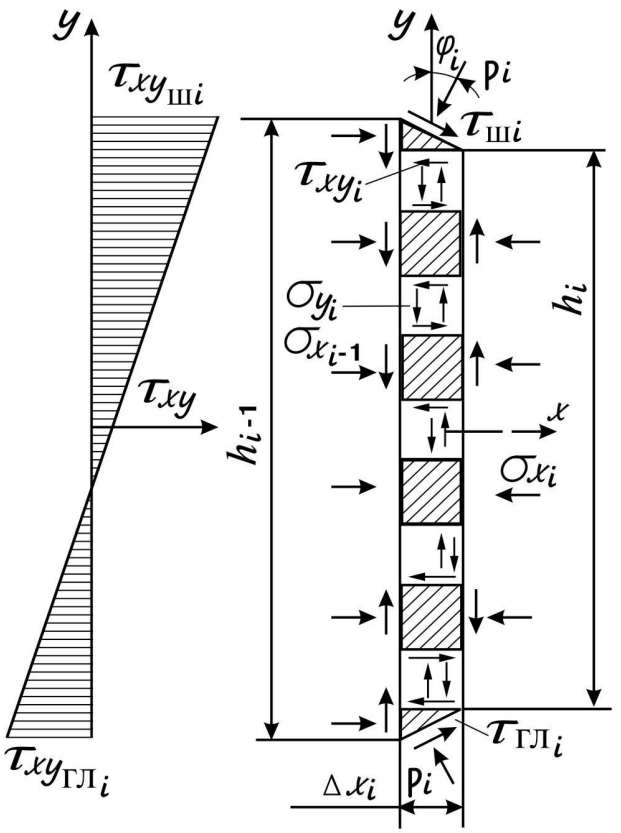


Рис. 5.19. Касательные напряжения в *i*–ом сечении очага деформации при прокатке в валках с различной шероховатостью поверхности

Уравнение равновесия *i*-го элемента (рис. 5.19) имеет вид

$$\sigma_{x_{i-1}} h_{i-1} - \sigma_{x_i} h_i - 2 p_i \Delta x_i tg\,\varphi \pm (\tau_{ші} + \tau_{глі}) \Delta x_i = 0 \qquad (5.82)$$

где p_i – нормальные контактные напряжения; $\sigma_{x_{i-1}}, \sigma_{x_i}$ – усредненные по высоте сечения напряжения, действующие в направлении оси *x*; $\tau_{ші}$ и $\tau_{глі}$ – контактные касательные напряжения со стороны шероховатого и гладкого валков; h_{i-1} и h_i – толщина полосы в (*i*-1)-ом и *i*-ом сечениях очага деформации; φ_i – угловая координата рассматриваемого элемента (текущий угол); Δx_i – горизонтальная проекция *i*-го участка дуги контакта.

Знак плюс перед последним членом относится к зоне отставания, а минус к зоне опережения.

Для i-го сечения очага деформации условия пластичности в напряжениях, усредненных по высоте прокатываемой полосы, имеют вид [66, 67, с.59]

$$\sigma_{y_i} - \sigma_{x_i} = 2k_i \psi_i; \qquad \psi_i = \frac{1}{h_i} \int_{-h_i/2}^{+h_i/2} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_{xy_i}}{k_i}\right)^2} dy \ , \qquad (5.83)$$

где k_i – сопротивление пластическому сдвигу прокатываемого металла; τ_{xy_i} –касательные напряжения (рис. 5.19); $\sigma_{y_i} = p_i \cos\varphi_i$, для случая холодной прокатки тонких полос можно принимать $\sigma_{y_i} \approx p_i$.

В общем случае ψ_i является функцией аргумента x и зависит от величины и распределения касательных напряжений по высоте очага деформации. В настоящем анализе для описания касательных напряжений в пределах всего очага деформации используем линейную зависимость. Касательные напряжения в приконтактных слоях на площадках, параллельных плоскостям координат, возле шероховатого $\tau_{xy_{ші}}$ и $\tau_{xy_{глі}}$ гладкого валков имеют разные знаки (рис. 5.19) и равны

$$\tau_{xy_{ші}} = \tau_{ші} \cos\varphi_i; \qquad \tau_{xy_{глі}} = -\tau_{глі} \cos\varphi_i. \qquad (5.84)$$

Учитывая выражения (5.84), запишем

$$\tau_{xy_i} = (\tau_{xy_{ші}} - \tau_{xy_{глі}}) y_i / h_i + (\tau_{xy_{ші}} + \tau_{xy_{глі}})/2 \qquad (5.85)$$

или

$$\tau_{xy_i} = [(\tau_{ші} + \tau_{глі}) y_i / h_i + (\tau_{ші} - \tau_{глі})/2] \cos\varphi_i .$$

Заметим, что в соответствии с приведенными зависимостями $\tau_{xy_i} = 0$ при $y = \frac{\tau_{ші} - \tau_{глі}}{\tau_{ші} + \tau_{глі}} \cdot \frac{h_i}{2}$ причем $\tau_{ші} > \tau_{глі}$.

Подставляя выражение (5.85) во второе уравнение системы (5.83) и переходя к интегрированию по τ_{xy_i}, получим

$$\psi_i = \frac{1}{\tau_{xy_{ші}} - \tau_{xy_{глі}}} \int_{\tau_{xy_{глі}}}^{\tau_{xy_{ші}}} \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_{xy_i}}{k_i}\right)^2} d\tau_{xy} \ . \qquad (5.86)$$

После интегрирования выражения (5.86) и подстановки соотношений (5.84) находим

$$\psi_i = \frac{\cos\varphi_i\left(\tau_{ші}\sqrt{k_i^2 - \tau_{ші}^2\cos^2\varphi_i} + \tau_{глі}\sqrt{k_i^2 - \tau_{глі}^2\cos^2\varphi_i}\right) +}{2k_i\left(\tau_{ші} + \tau_{глі}\right)\cos\varphi_i} \rightarrow$$

$$\leftarrow \frac{+k_i^2\left(\arcsin\frac{\tau_{ші}\cos\varphi_i}{k_i} + \arcsin\frac{\tau_{глі}\cos\varphi_i}{k_i}\right)}{2k_i\left(\tau_{ші} + \tau_{глі}\right)\cos\varphi_i} \qquad (5.87)$$

Контактные касательные напряжения (силы трения) выразим в форме закона сухого трения с ограничением по верхнему пределу:

$$\left.\begin{array}{l} \tau_{ші} = f_ш p_i \text{ при } f_ш p_i < k_i;\ \tau_{ші} = k_i \text{ при } f_ш p_i \geq k_i; \\ \tau_{глі} = f_{гл} p_i \text{ при } f_{гл} p_i < k_i;\ \tau_{глі} = k_i \text{ при } f_{гл} p_i \geq k_i; \end{array}\right\} \qquad (5.88)$$

где $f_ш$ и $f_{гл}$ – коэффициенты трения со стороны шероховатого и гладкого валков; в пределах очага деформации величины $f_ш$ и $f_{гл}$ могут приниматься постоянными или изменяться в функции координаты x.

Система уравнений (5.82) – (5.83), (5.87) – (5.88) позволяет определить все параметры процесса прокатки полос в разношероховатых валках. Распределение p по длине очага деформации находится методом последовательных вычислений по алгоритму, изложенному в работах [68,69]. В той же работе [69] приведены выражения входящих в уравнения переменных φ_i, h_i, Δx_i. Особенность настоящего решения состоит лишь в необходимости проведения дополнительных итераций для уточнения на каждом шаге значений φ_i и p_i.

Начальными условиями для расчета нормальных контактных напряжений служат зависимости:

$$\left.\begin{array}{l} p_0 = (2k_0\psi_0 - \sigma_0)/\cos\varphi_0 \approx 2k_0\psi_0 - \sigma_0 \text{ для зоны отставания;} \\ p_n = 2k_n\psi_n - \sigma_n \text{ для зоны опережения.} \end{array}\right\} \qquad (5.88)$$

Индексы 0 и n обозначают входное и выходное сечения очага деформации.

Для уменьшения объема выкладок обозначим

$$A_i = p_{i-1}h_{i-1}\cos\varphi_{i-1} - 2k_{i-1}\psi_{i-1}h_{i-1} + 2k_i\psi_i h_i;$$

$$B_i = h_i\cos\varphi_i + 2\Delta x_i\,\mathrm{tg}\varphi_i\,;\; C_i = h_i\cos\varphi_i;$$

$$D_i = p_{i+1}\,(h_{i+1}\cos\varphi_{i+1} + 2\Delta x_{i+1}\mathrm{tg}\varphi_{i+1}) + 2k_i\psi_i h_i - 2k_{i+1}h_{i+1}\psi_{i+1}.$$

Теперь, подставляя выражения (5.83) и (5.88) в разностное уравнение (5.82) и разрешая его относительно p_i, с учетом принятых обозначений получим:

для зоны отставания

$$\left.\begin{aligned}
p_i &= \frac{A_i}{B_i - (f_ш + f_{гл})\Delta x_i} \quad \text{при} f_ш p_i < k_i \text{ и} f_{гл} p_i < k_i;\\
p_i &= \frac{A_i + k_i\Delta x_i}{B_i - f_{гл}\Delta x_i} \quad \text{при} f_ш p_i \ge k_i, (\tau_{шi} = k_i) \text{ и } f_{гл} p_i < k_i;\\
p_i &= \frac{A_i + 2k_i\Delta x_i}{B_i} \quad \text{при} f_ш p_i \ge k_i, (\tau_{шi} = k_i) \text{ и } f_{гл} p_i \ge k_i\,(\tau_{глi} = k_i);
\end{aligned}\right\} \qquad (5.90)$$

для зоны опережения

$$\left.\begin{aligned}
p_i &= \frac{D_i + (f_ш + f_{гл})p_{i+1}\Delta x_{i+1}}{C_i} \quad \text{при} f_ш p_{i+1} < k_{i+1} \text{ и } f_{гл} p_{i+1} < k_{i+1};\\
p_i &= \frac{D_i + f_{гл}\,p_{i+1}\Delta x_{i+1} + k_{i+1}\Delta x_{i+1}}{C_i} \quad \text{при} f_ш p_{i+1} \ge k_{i+1}, (\tau_{шi+1} = k_{i+1}) \text{ и } f_{гл} p_{i+1} < k_{i+1};\\
p_i &= \frac{D_i + 2k_{i+1}\Delta x_{i+1}}{C_i} \quad \text{при} f_ш p_{i+1} \ge k_{i+1}, (\tau_{шi+1} = k_{i+1}) \text{ и } f_{гл} p_{i+1} \ge k_{i+1}\,(\tau_{глi+1} = k_{i+1}).
\end{aligned}\right\} \qquad (5.91)$$

Заметим, что в правых частях приведенных зависимостей также содержится переменная p_i, поскольку она неявно, через (5.88) для $\tau_{шi}$ и $\tau_{глi}$, входит в функцию ψ_i согласно формуле (5.87). Именно поэтому на каждом шаге вычисления необходимы итерационные циклы для уточнения значений этой переменной.

При реализации изложенного алгоритма вначале вводятся исходные данные и вычисляются значения угла захвата α, предела текучести прокатываемого металла $\sigma_{тi}$, величин φ_i, h_i, k_i, Δx_i. Далее рассчитываются контактные напряжения в зоне отставания. Для первого сечения очага деформации в качестве начального приближения принимаем $\psi_1 = 1$, определяем p_i с помощью условия (5.89), вычисляем $\tau_{ш1}$ и $\tau_{гл1}$ и по формуле (5.87) находим уточненное значение ψ_1. После этого повторяем цикл до тех пор, пока относительная погрешность вычисления

ψ_1 станет меньше заданной, например 0,01. Затем переходим к вычислению p_i, $\tau_{шi}$, $\tau_{глi}$, ψ_1 для последующих сечений очага деформации. Причем за начальное приближение для p_i и ψ_1 принимаем значения p_{i-1} и ψ_{i-1}. Вопрос о том, по какой из трех формул (5.90) должен вестись расчет p_i, решается путем логической проверки равенства $\tau_{ш1}$ и $\tau_{гл1}$ величине k. Значение ψ_i уточняется в итерационном цикле.

Аналогичным образом рассчитываются контактные напряжения и в зоне опережения. Расчет ведется от выходного сечения очага деформации до пересечения ветвей p_i для зон отставания и опережения.

Кривые контактного давления в очаге деформации при прокатке полос из малоуглеродистой стали типа 08 в грубошероховатых, гладких и разношероховатых валках, рассчитанные с помощью методики, предложенной в нашей работе [68], показаны на рис. 5.20. Для выбранного примера полное усилие прокатки и среднее контактное давление равнялось: 5923,6 кН и 529,82 Н/мм² при $f_ш = f_{гл} =$ 0,1; 5387,7 кН и 481,89 Н/мм² при $f_ш = 0,1$ и $f_{гл} = 0,03$; 4878,2 кН и 436,32 Н/мм² при $f_ш = f_{гл} = 0,03$. То есть, усилие прокатки полос в разношероховатых валках занимает промежуточное значение между усилиями прокатки в валках с грубой и гладкой поверхностями.

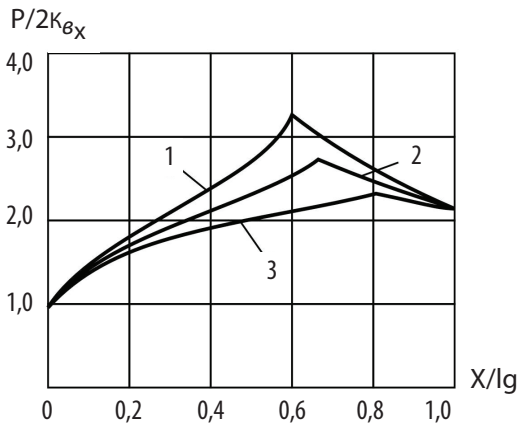


Рис. 5.20. Изменение удельного давления по длине очага деформации при прокатке полос в одинаково шероховатых (кривые 1 и 3) и разношероховатых (2) валках. Условия прокатки: $h_{вх}$ = 2,5 мм, $h_{вых}$ = 2,0 мм, R = 250 мм; $\sigma_{Т_{исх}}$ = 200 Н/мм²; b = 43 Н/мм²; $n_у$ = 0,61; $\sigma_{вх}$ = 20 Н/мм²; $\sigma_{вых}$ = 40 Н/мм². Упрочнение металла рассчитывали по формуле $\sigma_Т(\varepsilon) = \sigma_{Т_{исх}} + b\varepsilon^{n_y}$, где ε степень деформации, %. Кривые: 1 – $f_ш = f_{гл}$ = 0,1; 2 – $f_ш$ = 0,1; $f_{гл}$ = 0,03; 3 - $f_ш = f_{гл}$ = 0,03. Индексы: *вх, вых* обозначают входное и выходное сечения очага деформации; *ш, гл* – шероховатая и гладкая поверхности валка; *исх* – исходное состояние металла

Кривые пластической деформации полосы в валках с разным состоянием поверхности показаны на рис. 5.21. При прокатке полос толщиной h_1 из заготовки толщиной h_o в двух грубошероховатых валках усилие прокатки будет $P_ш$, а в двух гладких валках – $P_{гл}$. Если при прокатке в двух шероховатых валках к полосе приложено заднее натяжение, равное по величине дополнительному касательному напряжению в очаге деформации, возникающему при прокатке в разношероховатых валках, то пластическая кривая 1' пройдет ниже кривой 1 и усилие прокатки $P_ш$ будет меньше, чем $P'_ш$. Соответственно для случая прокатки в обоих гладких валках получим $P'_ш < P_{гл}$. Усилие прокатки в разношероховатых валках $P_{ш.гл}$ приближенно равно полусумме величин $P'_{гл}$ и $P'_ш$. Поэтому при прокатке полос в разношероховатых валках, когда дополнительные растягивающие напряжения в очаге деформации невелики и слабо влиют на усилие, величина $P_{ш.гл}$ будет меньше $P_ш$, но больше $P_{гл}$ (рис. 5.21,*а*). Пример такого случая прокатки приведен на рис. 5.20. В условиях, когда роль дополнительных растягивающих напряжений, возникающих в очаге деформации из-за различия шероховатости верхнего и нижнего валков, проявляется сильно, получается, что $P_{ш.гл} < P_{гл} < P_ш$ (рис. 5.21,*б*).

Результаты экспериментального исследования прокатки полос в разношероховатых валках на пятиклетьевом стане 1700 Карагандинского металлургического комбината показали, что при прокатке полос из стали 08кп толщиной 0,5 мм из подката толщиной 2,5 мм и шириной 1015 мм использование в последней клети валков с различной шероховатостью поверхности (верхний – Ra = 4-5 мкм; нижний – Ra = 0,4-0,6 мкм) снижает усилие прокатки на 5-8% по сравнению с усилием прокатки в двух грубошероховатых валках [70]. При прокатке полос в двух одинаково насеченных валках (Ra = 4-5 мкм) момент, развиваемый двигателем пятой клети,после захвата переднего конца полосы валками был равен M_5 = 61 кН·м. Поскольку полное натяжение между четвертой и пятой клетями T_{45} составляло 180 кН, а радиус рабочих валков 0,3 м, то момент деформации был равен $M_д$ = 56,6 кН·м.

При прокатке полос в валках с различной шероховатостью поверхности получили M_5 = 58 кН·м, полное натяжение между четвертой и пятой клетями T_{45} = 182 кН и $M_д$ = 52,6 кН·м. Следовательно, применение рабочих валков с различной шероховатостью поверхности в рассмотренных условиях прокатки обеспечило снижение момента деформации на 8,6%.

Одним из основных в теории и технологии процесса прокатки в разношероховатых валках является вопрос определения направления изгиба прокатываемой полосы. Теоретически, с применением метода линий скольжения этот вопрос был рассмотрен выше. При выполнении экспериментов на стане дуо-кварто 200 Института черной металлургии в валках диаметром 55 мм были прокатаны

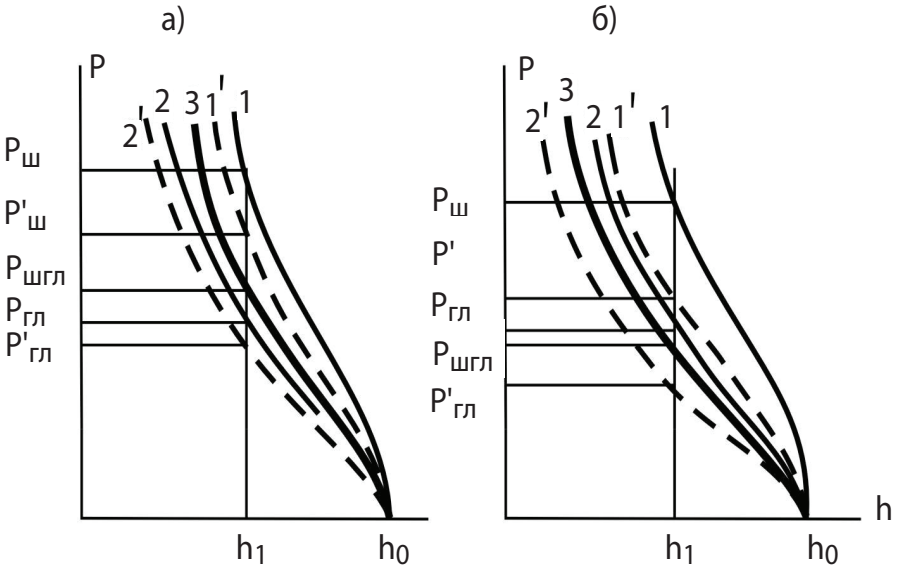


Рис. 5.21. Усилия P прокатки полос в валках с различной шероховатостью поверхности: 1 – прокатка в двух грубошероховатых (ш) валках; 1' – то же с натяжением; 2 – прокатка в двух гладких (гл) валках; 2' – то же с натяжением; 3 – прокатка в разношерховатых (ШГЛ) валках; h_0 и h_n – толщина полосы до и после прокатки. а) $P_{гл} < P_{шгл} < P_{ш}$; б) $P_{шгл} < P_{гл} < P_{ш}$.

полосы толщиной 1,92 мм из стали Э0300 и толщиной 2,12 мм из стали Э0100 за пять проходов до получения толщины 0,46-0,54 мм. Шероховатость поверхности валков существенно различалась. Один валок был полированный *Ra* = 0,3 мкм, другой – обработан электроискровым способом *Ra* = 15-20 мкм. При первом пропуске и абсолютном обжатии примерно 0,5-0,6 мм образцы слегка изгибались в сторону грубошероховатого валка. Во втором и третьем пропусках, когда прокатку вели с толщины 1,45-1,60 мм на 1,2-1,3 мм и далее на 1,0-1,1 мм, образцы из валков выходили практически плоскими. В четвертом и пятом пропусках при выходе из очага деформации полосы изгибались в сторону гладкого валка. Причем, в последнем проходе изгиб был сильнее. Аналогичные экспериментальные результаты получены В.А. Николаевым с сотрудниками [61].

Физическая природа отмеченных закономерностей изгиба полосы в сторону верхнего или нижнего валков заключается в том, что при асимметричном процессе прокатки величины опережений металла со стороны каждого из валков изменяются в зависимости от толщины полосы, обжатия, геометрии очага деформации, свойств прокатываемого металла, его упрочняемости, величин коэффициентов трения на поверхности контакта с верхним и нижним валками. В соответствии со схемой на рис. 5.22 при небольших обжатиях, когда $\alpha < \alpha_1$, величины угла нейтрального сечения γ и опережения S со стороны гладкого валка больше, чем со стороны шероховатого $\gamma_{гл} > \gamma_{ш}$ и полоса при выходе из очага деформации загибается на шероховатый валок. Поскольку различие в величинах опережений $S_{гл}$ и $S_{ш}$ небольшое, кривизна полосы после прокатки получается также небольшой. При определенном значении угла захвата $(\alpha = \alpha_1)$ величины нейтральных углов и опережений с каждой из сторон равны $(\gamma_{гл} = \gamma_{ш})$ и, как следствие, полоса из валков выходит ровной. В случаях $\alpha_1 < \alpha \le \alpha_{гл}$ полоса изгибается уже на гладкий валок, так как $\gamma_{ш} > \gamma_{гл}$. В этом диапазоне обжатий различие между величинами $\gamma_{ш}$ и $\gamma_{гл}$ уже большое, вследствие чего прокатанная полоса будет сильно изогнутой. При $\alpha_{гл} < \alpha \le \alpha_{ш}$ поверхность прокатываемого металла проскальзывает относительно гладкого валка. Полоса сильно изгибается на гладкий валок. Из-за пробуксовки поверхности проката по гладкому валку возникают вибрации. Следует отметить, что характер зависимостей $\gamma_{гл}(\alpha)$ и $\gamma_{ш}(\alpha)$ довольно сложный, поскольку с увеличением обжатия и угла захвата α изменяются усилие прокатки, отпечатываемость шероховатости валков на полосе, толщина смазочной пленки при прокатке со смазкой и, как результат, величины коэффициентов трения со стороны гладкого и шероховатого валков.

Схема, представленная на рис. 5.22, изображает положение, когда кривые $\gamma_{гл}(\alpha)$ и $\gamma_{ш}(\alpha)$ имеют общую точку пересечения. Возможен также случай, когда такой точки нет и кривая $\gamma_{гл}(\alpha)$ при всех значениях α проходит ниже кривой $\gamma_{ш}(\alpha)$. В подобных условиях полоса на выходе из очага деформации всегда будет загибаться в сторону гладкого валка.

Выполненные теоретический анализ и экспериментальные исследования показали, что применение рабочих валков с различной шероховатостью позволяет решать при прокатке следующие технологические задачи.

1. Для получения наибольшего с энергетической точки зрения коэффициента полезного действия процесса несимметричной прокатки в разношероховатых валках целесообразно большую шероховатость придавать валку, имеющему больший диаметр. Такую технологию рационально применять на тех станах, где прокатываются листы и полосы из труднодеформируемых сталей и сплавов и прокатка ведется с небольшой скоростью.

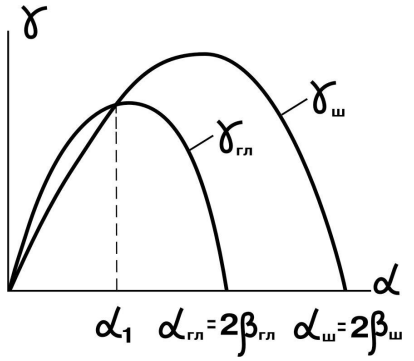


Рис. 5.22. Схема для определения направления изгиба полосы при прокатке в разношероховатых валках; α, β, γ – углы захвата, трения и положения нейтрального сечения. Индексы: гл – со стороны гладкого валка; ш – шероховатого

2. На высокоскоростных станах, где высока опасность «окова» валков из-за изгиба полосы при порывах, для выравнивания скоростей выхода металла из очага деформации по высоте полосы и уменьшения её изгиба увеличенную шероховатость следует наносить на валок меньшего диаметра. То есть, асимметричность процесса прокатки, обусловленную различием диаметров валков, компенсировать путем создания асимметрии условий трения.

3. На листовых прокатных и дрессировочных станах, в которых разделение силового потока приводного двигателя на два рабочих валка осуществляется через шестеренную клеть с передаточным отношением, равным единице (как на дрессировочном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината), для выравнивания усилий в ветвях замкнутого контура привода, уменьшения перегрузок и вибраций в шпинделях необходимо, чтобы валок меньшего диаметра был более шероховатым.

Из-за неодинакового износа и допусков при шлифовке диаметры верхнего и нижнего рабочих валков в клети, как правило, несколько различаются. На станах с приводом указанного типа при входе полосы в клеть между рабочими валками возникает силовое взаимодействие и образуется замкнутая кинематическая цепь, состоящая из шестеренных валков, шпинделей, рабочих валков и прокатываемого металла. Причем, если между шестеренными валками передаточное отношение равно единице, то между рабочими, хотя и незначительно, но отличается от единицы из-за разности их диаметров. Из-за неравенства передаточных отношений происходит закручивание ветвей привода, и в замкнутой кинематической цепи появляются значительные усилия. Под их действием в очаге деформации возникают процессы саморегулирования, которые прекращают закручивание замкнутой системы, а величины усилий в ней стабилизируются. Неравенство коэффициентов трения на верхнем и нижнем валках, обусловленное различием

их шероховатости, оказывает на характер нагрузок такое же влияние, как и неравенство окружных скоростей. Поэтому выбором соответствующей разницы в шероховатости поверхностей валков в паре можно в значительной мере компенсировать различие их диаметров и существенно уравнять нагрузки в ветвях замкнутого контура привода. Для этого, как и в случае предупреждения «окова» валков, необходимо чтобы валок меньшего диаметра был более шероховатым. Другие пути уменьшения перегрузок и вибраций в шпинделях дрессировочных станов с групповым приводом подробно рассмотрены в главе, посвященной процессу дрессировки, и в нашей работе [71].

4. При прокатке или дрессировке полос валками одинакового диаметра на станах с групповым приводом (через шестеренную клеть от одного двигателя), как, например, на дрессировочном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината, для исключения ударов в зацеплении шестеренной клети необходимо валок с меньшей шероховатостью располагать на одном валу с ведущим шестеренным валком. В этом случае боковой зазор в зацеплении шестеренных валков будет всегда замкнут, и, следовательно, будут устранены предпосылки для возникновения в зацеплении ударов.

Таким образом, решение о том, какому из рабочих валков придавать повышенную шероховатость, должно определяться конкретными условиями с учетом приведенных выше рекомендаций.

При прокатке полос в разношероховатых валках эффект повышения коэффициента полезного действия процесса тем выше, чем больше различие в величинах шероховатости одного и другого валков. Поэтому одному валку придают очень высокую шероховатость (Ra = 4-6 мкм), а другому по возможности гладкую (Ra = 0,2-0,4 мкм). Такая шероховатость, однако, часто оказывается недолговечной. Шероховатость изнашивается тем интенсивнее, чем сильнее начальная отделка поверхности отличается от равновесной, соответствующей температурно-силовым условиям процесса прокатки. Усовершенствованный способ прокатки в разношероховатых валках состоит в том, что направленность микрорельефа одного и другого рабочих валков в комплекте выполняют с различной ориентацией по отношению к оси валка. То есть, на поверхностях верхнего и нижнего валков одного комплекта создают шероховатость, различающуюся по типу направлений микронеровностей. Наиболее просто направленный микрорельеф выполнять в виде прямолинейных рисок. В этом случае риски на поверхности одного валка должны быть ориентированы перпендикулярно рискам на поверхности другого. На одном валке шероховатость должна быть параллельного типа, а на другом перпендикулярного. Поскольку микрорельеф параллельного и перпендикулярного типа «захватывает» разное количество смазки, то

коэффициенты трения со стороны верхнего и нижнего валков будут различными даже при одинаковой высоте микронеровностей. В результате очаг деформации станет несимметричным по условиям трения.

При прокатке валками с одинаковой величиной, но различной направленностью микронеровностей, прокатываемый металл получает одинаковую величину шероховатости с обеих сторон, вследствие чего весьма просто удовлетворяются требования стандартов к состоянию поверхности. В то же время эффект повышения коэффициента полезного действия процесса прокатки за счет асимметрии внешнего трения сохраняется.

Исследования процесса прокатки полос, асимметричного по условиям трения, позволили также предложить[1] способ обработки сварного стыка полос перед последующей холодной прокаткой, согласно которому шероховатость сварного шва выполняется различной с верхней и нижней сторон. Причем, шероховатость может быть различной как по величине, так и по направленности микронеровностей. Энергосиловые параметры прокатки участка шва с указанной обработкой снижаются, что положительно сказывается на его надежности.

Повышать стабильность процесса прокатки участков полосы со сварными швами за счет создания его асимметрии можно также путем отклонения полосы к одному из валков. Регулируя угол входа полосы в валки во время прохождения сварного шва через очаг деформации, можно ослабить приращение усилия прокатки, возникающего из-за меньшей пластичности сварного шва по сравнению со свойствами концов сваренных полос.

В технической литературе приведено большое количество оригинальных способов воздействия на процесс прокатки путем использования эффекта различия шероховатости поверхности верхнего и нижнего валков для решения многих технологических задач. Так, в Запорожском индустриальном институте был разработан[2] способ холодной прокатки полос на непрерывном стане, предусматривающий применение в разных клетях стана рабочих валков с различной шероховатостью поверхности. В первой клети непрерывного стана прокатку ведут в насеченных рабочих валках с шерховатостью Ra = 4÷5 мкм. Во второй и третьей клетях пятиклетьевого стана в шлифованных (Ra ≈0,8 мкм) рабочих валках. В четвертой клети (предчистовой) используют нижний валок с шероховатостью Ra = 0,8 мкм, а верхний, к которому полоса отклонена роликами тензоустройств, с более грубой поверхностью (Ra = 2-3 мкм). В последней пятой клети (чистовой) применяют сильно шероховатые рабочие валки (Ra ≈ 4 мкм).

[1] Совместно с В.В. Акишиным, О.Н. Сосковцом, В.И. Куликовым, В.Ф. Рябухиным, А.А. Каширинным

[2] В.А. Николаевым, С.С. Пилипенко, В.Д. Морозовым, В.С. Мовшовичем, В.Т. Тиликом, Н.А. Трощенковым, В.Л. Мазуром, В.И. Кудриным

Т.е., в предчистовом проходе полосу в процессе прокатки наклоняют к валку, шероховатость поверхности которого в 2,5-3,75 раза больше шероховатости другого валка в этой клети и в 1,3-2 раза меньше шероховатости поверхности рабочих валков в последующей (чистовой) клети стана. По мнению авторов этого способа при его применении повысится износостойкость микропрофиля поверхности валков. Как результат, снизится опасность межвиткового сваривания полос в рулонах при их отжиге и появления обусловленных этим явлением дефектов металла.

Рассматривая тему прокатки полос и листов в несимметричных условиях, видимо, необходимо обратить внимание также на технические решения, в которых асимметрия используется применительно к прокатным валкам или узлам прокатных валков. Чаще всего эти решения касаются асимметричных профилировок рабочих валков как по длине их бочек, так и в окружном направлении (по периметру). Например, для повышения эксплуатационной стойкости рабочих валков широкополосных станов горячей прокатки и улучшения поперечного профиля прокатанных полос было предложено[1] образующую бочки валка выполнять несимметричной по ее длине, причем одну половину бочки – цилиндрической, а другую – криволинейной с уменьшением диаметра от середины к краю бочки.

Идея этого решения состоит в том, что валки широкополосных станов изнашиваются неравномерно по длине бочки. Из-за этого возникает разнотолщинность кромок и клиновидность прокатываемых полос. При использовании валков с симметричной профилировкой бочек к концу кампании эксплуатации рабочих валков (до перевалки), которая длится, как правило, 5-7 часов, различие в износе краевых участков валка и толщин правой и левой кромок полосы достигает 0,07-0,15 мм. При появлении такой неравномерности износа комплект рабочих валков меняют, делают перевалку. Для компенсации указанного негативного явления рабочие валки профилируются несимметрично по длине бочки. С того края валка, где износ ожидается большим, предусматривается соответствующее приращение диаметра бочки.

На многих станах горячей и холодной прокатки полос с целью повышения точности геометрических размеров и обеспечения требуемого профиля прокатываемого металла осуществляется осевое перемещение рабочих валков. В этом случае узел валков прокатанной клети содержит рабочие валки, выполненные с криволинейной асимметричной профилировкой бочек, включающей вогнутый участок с началом у края бочки. Верхний и нижний валки с такой профилировкой в комплекте развернуты один относительно другого на 180°. Причем, вогнутый

[1] В.А. Николаевым, В.Л. Мазуром, С.С. Пилипенко, О.Н. Сосковцом, В.П. Сосулиным.

участок бочки рабочего валка выполняется асимметричным относительно своей середины. В таком случае при смещении в осевом направлении рабочих валков в процессе прокатки полос зазор между их образующими может принимать выпуклую и вогнутые формы. За счет этого достигается оперативное регулирование профиля и формы прокатываемых полос.

Рассмотрим еще один редко применяемый вариант процесса холодной прокатки полос в асимметричных условиях и прокатный валок для его реализации.

При холодной прокатке тонких полос (жести) на непрерывных станах, а также при дрессировке шероховатость поверхности валков отпечатывается на поверхности прокатываемого металла. Подробно этот вопрос рассмотрен в главе, посвященной процессу дрессировки тонколистовой стали. Изменяя величину шероховатости на поверхности прокатных или дрессировочных валков по длине их бочки, можно влиять на распределение величины шероховатости поверхности поперек оси полосы (в направлении, перпендикулярном оси прокатки).

Технология производства жести горячего лужения предусматривает прокатку жести на непрерывном стане, дрессировку ее, порезку полос на карточки и последующее покрытие этих карточек в агрегатах горячего лужения. При этом направление движения карточек жести в агрегатах горячего лужения перпендикулярно оси прокатки этих карточек. Например, полосу шириной 712 мм после холодной прокатки на агрегате поперечной резки режут на мерные длины 512 мм. При последующем горячем лужении полученные карточки жести задаются в агрегат в направлении, параллельном длинной стороне (712 мм). Т.е., если при прокатке размер 712 мм представляет ширину полосы, то при лужении – длину карточки жести.

Особенности агрегатов и технологии горячего лужения жести обусловливают существенную неравномерность толщины покрытия в направлении лужения. Причем на переднем конце карточки жести по ходу лужения толщина оловянного покрытия получается, как правило, меньшей, чем на заднем конце. Установлено, что толщина покрытия при лужении жести прямо пропорционально зависит от шероховатости металла перед лужением. Для компенсации (исключения) систематического утолщения покрытия от переднего конца к заднему концу карточки жести путем изменения шероховатости поверхности жести перед лужением (холоднокатаной жести) необходимо, чтобы шероховатость поверхности карточки жести уменьшалась от переднего конца по ходу лужения к заднему. Соответственно, шероховатость поверхности холоднокатаной полосы должна быть переменной по ширине. Причем большая величина шероховатости должна быть на поверхности с той стороны, которая при последующем лужении

заходит в агрегат лужения. Следовательно, шероховатость поверхности бочки валка должна равномерно (монотонно) изменяться от одного края к другому[1].

Равномерное увеличение шероховатости поверхности от одного края бочки валка к другому выполняется в процессе шлифовки, полировки валков или дробеструйной насечки.

Приведенные выше технические предложения безусловно не являются кардинальными и сложны для широкого практического использования на промышленных станах. Иногда они могут вызывать побочные негативные эффекты. Поэтому их применение целесообразно лишь в тех случаях, когда более простые в реализации, более доступные и эффективные технологические приемы все же не решают поставленных задач. Тем не менее эти и рассмотренные далее по ходу книги подобные предложения хорошо иллюстрируют многогранные возможности воздействия на процесс прокатки асимметрии его входных параметров.

5.4. Влияние несимметрии процесса прокатки на текстуру листовой стали

Одним из очень существенных, но мало изученных эффектов процесса асимметричной прокатки, является влияние несимметрии процесса на структуру, текстуру и механические свойства прокатанного в таких условиях металла.

Известно [42], что способность листовой стали к глубокой вытяжке в значительной мере зависит от величины коэффициента нормальной пластической анизотропии, который характеризует различие в свойствах металла, измеренных в нормальном и параллельном плоскости листа направлениях и определяется отношением деформаций по ширине и толщине образца при его растяжении:

$$r = \frac{\ell n(b_o / b)}{\ell n(h_o / h)},$$

где b_o и h_o – начальные ширина и толщина образца;

b и h – ширина и толщина после растяжения на 15-20%.

Значение r изменяется в зависимости от ориентации образца по отношению к направлению прокатки. Поэтому нормальную пластическую анизотропию листовой стали следует оценивать по средней величине $\bar{r} = 1/4(r_{0o} + 2r_{45o} + r_{90o})$, где 0°, 45°, 90° – углы ориентации испытуемого образца к направлению прокатки. Различие значений r в различных направлениях на плоскости листа характеризует коэффициент плоскостной анизотропии

[1] Предложено В.Л. Мазуром, А.И. Добронравовым, В.А. Кувшиновым.

$$\Delta r = \frac{1}{2}(r_{0^o} + r_{90^o}) - r_{45^o} \ .$$

Высококачественная листовая сталь, отвечающая требованиям различных по виду и степени деформации операций штамповки, должна обладать высокими величинами $\bar{r}$ при незначительной плоскостной анизотропии Δr. Поскольку нормальная пластическая анизотропия металла обусловливается его кристаллографической текстурой, условия технологии производства листовой стали, влияющие на её текстуру, должны быть предметом повышенного внимания металлургов. Сказанное в полной мере касается влияния несимметрии процесса прокатки на текстуру и нормальную пластическую анизотропию стали.

Текстура отожженного холоднокатаного листа описывается следующими идеальными ориентировками: аксиальной текстурой с осью [111], перпендикулярной плоскости прокатки; (111)<112>; (111)<110>; (001) [110]; (112)<110>. Благоприятными для штамповки являются ориентировки (111)<*uvw*>, неблагоприятной (001)[110]. Текстура (112)<110> вызывает повышенную плоскостную анизотропию листовой стали.

В Институте черной металлургии исследовали[1] влияние на текстуру холоднокатаной стали несимметрии процесса прокатки создаваемой за счет различной шероховатости верхнего и нижнего рабочих валков и, естественно, неодинаковых условий трения на контактных поверхностях прокатываемого металла в очаге деформации со стороны одного и другого валков.

Для определения влияния шероховатости поверхности на текстуру листовую сталь 08Ю толщиной 2,2 и 3,6 мм прокатывали за несколько проходов с суммарными обжатиями 30; 50 и 70% в валках диаметром 200 мм и различной шероховатостью поверхности по следующим вариантам: I – поверхности обоих валков имели одинаковую шероховатость величиной 0,8 мкм *Ra*; II – оба валка имели одинаковую шероховатость 5,0 мкм *Ra*; III – оба валка имели одинаковую шероховатость 0,3 мкм *Ra*; IV – поверхность одного валка имела шероховатость 0,3 мкм *Ra*, другого 8,0 мкм *Ra*.

Холоднокатаную сталь подвергали рекристаллизационному отжигу в колпаковых печах по технологии, принятой для металла ОСВ (особо сложной вытяжки): температура выдержки 680°С, время выдержки 12 ч.

Текстурные кривые интерференции (110), снимали по методу Шульца с плоскости образца листовой стали. В начальном положении образец устанавливали в соответствие с фокусировкой по Брегу-Брентано. Затем его медленно наклоня-

[1] Исследования проведены авторами совместно с Б.П. Колесниченко, Г.М. Воробьевым, Л.П. Борисовым, В.И. Новиком, В.А. Мазур и др.

ли вокруг оси, проходящей через плоскость первичного и отраженного лучей, и одновременно вращали вокруг нормали к его поверхности.

Результаты этих исследований подробно изложены в наших работах [72, 73]. Здесь же остановимся на основных результатах и выводах.

Главной особенностью текстуры деформации листовой стали, прокатанной с обжатием 30% в асимметричных условиях при разной шероховатости верхнего и нижнего валков (0,3 и 8,0 мкм *Ra*), является сильный наклон плоскости симметрии полюсной фигуры к плоскости прокатки в слоях, прилегающих к поверхности валка. Изменение условий трения на одном из валков (увеличение шероховатости) ведет к резкому изменению текстуры в слоях, прилегающих к гладкому валку, по сравнению с прокаткой в обоих гладких валках. Степень текстурованности оказывается выше, чем при прокатке двумя гладкими валками, особенно для слоев 0,25*h*; 0,375*h* и 0,5*h*. Характер изменения текстуры по глубине со стороны шероховатого валка очень сходен с тем, который наблюдается в случае прокатки на двух валках с грубой шероховатостью поверхности. Поверхностный слой имеет почти беспорядочную ориентировку кристаллитов.

При прокатке в разношероховатых валках с обжатием 50% также происходит большой наклон плоскости симметрии полюсной фигуры к плоскости прокатки. Распределение текстуры по толщине листа со стороны гладкого валка сильно отличается от наблюдаемого для прокатки в обоих гладких валках с таким же обжатием. Отличие проявляется не только в наклоне ориентировки (112)<110> к плоскости прокатки по толщине образца, особенностях изменения угла γ, но и в изменении степени текстурованности стали, которая приближается к обнаруженному для двух шероховатых валков. Со стороны шероховатого валка так же, как и при обжатии 30%, распределение текстуры по толщине сходно с наблюдаемым для металла, прокатанного в симметричных условиях двумя шероховатыми валками. Текстура поверхностного слоя выражена слабо и резко усиливается при удалении от поверхности.

Прокатка в разношероховатых валках с обжатием 70% приводит к такому распределению текстуры, которое практически повторяет со стороны гладкого валка изменение текстуры по толщине, характерное для прокатки в двух гладких валках, а со стороны шероховатого – в двух валках с грубой шероховатостью.

Отжиг металла, прокатанного в асимметричных условиях при разношероховатых (0,3 и 8,0 мкм *Ra*) верхнем и нижнем валках с обжатием 30 и 50%, приводит к образованию ориентировки кристаллитов, близкой к беспорядочной по всему сечению листа. Характерной особенностью текстуры этих образцов является ее большее рассеяние по сравнению с отожженным металлом, который прокатывался в симметричных условиях при двух одинаково шероховатых

валках. Особенно сильно это проявляется в серединных слоях металла, прокатанного с обжатием 30 и 50%. Вероятно, наклонная текстура при рекристаллизации холоднокатаной стали в процессе отжига переходит главным образом в беспорядочный компонент. В пользу такого предположения свидетельствует тот факт, что в случае несимметричной прокатки листовой стали разношероховатыми валками с обжатием 70%, текстура деформации лучше наследуется при рекристаллизации.

В промышленной практике, в частности при производстве тонколистового металла для глубокой вытяжки, наличие беспорядочного компонента в текстуре холоднокатаной стали нежелательно. Здесь задача состоит в обратном – усилении благоприятной для обеспечения высоких значений нормальной пластической анизотропии аксиальной текстуры с ориентировкой кристаллитов плоскостью {111} в плоскости прокатки. Поэтому необходимо с одной стороны использовать преимущества асимметричной деформации для повышения эффективности процесса прокатки, а с другой – улучшить текстуру холоднокатаной отожженной стали. Эта задача может быть решена тем, что в процессе несимметричной деформации металла в многоклетьевом стане, обусловленной разной шероховатостью верхнего и нижнего валков, соотношение величин шероховатости верхнего и нижнего валков в каждой последующей клети стана изменяют на противоположное.

Выше было показано, что микрорельеф поверхности валков и полосы оказывает влияние на текстуру листовой стали и обуславливаемую ею нормальную пластическую анизотропию. Наибольший наклон плоскости симметрии полюсной фигуры к плоскости прокатанного металла наблюдается при прокатке в валках с существенно различной шероховатостью поверхности: один валок гладкий (например, Ra = 0,3 мкм), другой шероховатый (например, Ra = 8 мкм). Отжиг металла, прокатанного в разношероховатых валках, приводит к образованию ориентировки кристаллитов, близкой к беспорядочной по всему сечению листа. Текстура же рекристаллизированной стали, в которой преобладают кристаллиты с беспорядочной ориентировкой, с точки зрения штампуемости металла является нежелательной.

Следовательно, прокатку полос в валках с различной шероховатостью следует осуществлять так, чтобы после отжига листовой стали характер распределения текстуры по сечению листа остался примерно тем же, как и в холоднодеформированном металле.

При прокатке в разношероховатых валках, как и при других способах создания несимметричности этого процесса, происходит изгиб полосы на верхний или нижний валок. Вследсвие этого при прокатке полос с натяжением распределение растягивающих напряжений оказывается несимметричным по толщине полосы.

Чередование же расположения гладкого и шероховатого валков в каждой последующей клети многоклетьевого стана усиливает отмеченную неравномерность распределения растягивающих напряжений от натяжения по толщине полос. На несимметричность процесса прокатки из-за различия шероховатости поверхностей верхнего и нижнего валков накладывается несимметричность, вызванная неравномерностью распределения растягивающих напряжений по толщине полосы. В итоге за счет появления дополнительных сдвиговых деформаций эффективность процесса прокатки возрастает.

Улучшение текстуры металла происходит потому, что прокатка полос при чередовании по проходам расположения шероховатого и гладкого валков (при изменении на противоположное соотношения величин шероховатости верхнего и нижнего валков в каждой последующей клети) с точки зрения влияния на текстуру металла практически эквивалентна прокатке в двух одинаково шероховатых валках во всех клетях. Так, если после прокатки в первой клети при высокой шероховатости верхнего и малой шероховатости нижнего валков на относительно гладкой поверхности полосы получается существенный наклон плоскости симметрии полюсной фигуры, описывающей текстуру металла, то после прокатки в следующей клети, где уже верхний валок гладкий, а нижний шероховатый, образуется наклон текстуры и с противоположной стороны прокатанного металла. При этом одновременно выравниваются количество кристаллитов с ориентировками (112) < 110 >; (001) [110]; (111) < 112 >, а также доли беспорядочно ориентированных кристаллитов со стороны верхней и нижней поверхностей прокатанного металла. В итоге угол наклона наибольшей оси вытянутых зерен к плоскости листа примерно такой же, как и после прокатки в симметричных условиях в двух одинаково шероховатых валках.

После отжига листовая сталь получается уже не бестекстурной, как после прокатки в разношероховатых валках без изменения соотношения величин шероховатости верхнего и нижнего валков по проходам, а подобной по текстуре металлу, прокатанному в симметричных условиях. То есть, прокатка в каждом проходе осуществляется в несимметричном по шероховатости верхнего и нижнего валков режиме с использованием всех достоинств этого процесса, а текстура отожженного металла оказывается такой же, как после прокатки в симметричных условиях (текстура благоприятная для последующей штамповки).

В общем случае возможно изменять на противоположное не только соотношения величин шероховатости верхнего и нижнего валков, а и чередовать по клетям направленность (тип) микрорельефа валков. Например, в первой клети верхний валок может иметь шероховатость параллельного типа, а нижний – шероховатость перпендикулярного типа, во второй же клети наоборот. Различия в

направленности микрорельефа верхнего и нижнего валков из-за разного количества захватываемой шероховатостью смазки создают асимметрию условий трения в очаге деформации при прокатке. Однако эффект асимметрии процесса здесь слабее, чем при существенном различии величин шероховатости верхнего и нижнего валков.

Асимметрию процесса прокатки в каждом последующем проходе можно изменять на обратную и другими методами, например, в каждом последующем проходе чередованием расположения верхнего валков с разными диаметрами или скоростями вращения, изменять в каждом проходе температурную асимметрию процесса прокатки или асимметрию по условиям смазки. Однако названные пути реализации асимметрии процесса более сложны и менее эффективны.

На непрерывных станах расположение шероховатого и гладкого валков в последней клети стана целесообразно устанавливать таким, чтобы направление изгиба полосы, выходящей из последней клети, совпадало с направлением изгиба полосы на барабане моталки.

Беспорядочный компонент в текстуре неблагоприятно влияет на коэффициент нормальной пластической анизотропии и способность отожженной холоднокатаной стали к глубокой вытяжке. Однако, для металла другого назначения, например, определенных типов электротехнической (динамной) стали, холоднокатаной низкоуглеродистой стали, предназначенной для последующего эмалирования, такая «бестекстурность» является желательной.

Так, на Карагандинском металлургическом комбинате были предложены[1] способы (авт. свид. СССР № 1520115 и № 1527291) производства холоднокатаной изотропной (динамной) электротехнической стали, предусматривающие несимметричную прокатку полос в одной или нескольких клетях чистовой группы широкополосного стана горячей прокатки 1700. Т.е., на первом прокатном переделе производственного цикла. В первом случае чистовую прокатку в одной или нескольких клетях ведут с рассогласованием скоростей валков в зависимости от разности температуры на верхней и нижней поверхностях раската. Валком с большей скоростью воздействуют на поверхность раската с меньшей температурой. И наоборот, валком с меньшей скоростью – на поверхность с большей температурой. В другом случае, асимметрию процесса горячей прокатки полос хотя бы в одной клети создают за счет использования одного приводного и второго неприводного валков. Приводным валком служит валок меньшего диаметра. По мнению авторов этих способов, их применение позволяет существенно улучшить магнитные свойства холоднокатаной стали с содержанием кремния ~0,3%.

[1] В.И. Куликовым, В.И. Сидоркиным, Т.С. Сейсимбиновым, А.Г. Свичинским, Б.В. Баландиным

В виде примера обратимся также к технологии производства холоднокатаной низкоуглеродистой стали типа 08Ю с содержанием алюминия 0,01-0,07%, которая идет на изготовление в основном посуды методом холодной штамповки с последующим эмалированием отштампованных изделий. Тонколистовая малоуглеродистая сталь этого назначения должна обладать способностью к особо сложной вытяжке, а ее поверхность должна иметь шероховатость, обеспечивающую улучшение захвата смазки в процессе вытяжки изделий, улучшение штампуемости металла. В то же время шероховатость поверхности не должна быть слишком высокой, чтобы не нарушилась гладкость поверхности эмалевого покрытия, наносимого на отштампованные изделия. Эти требования удовлетворяются при шероховатости поверхности холоднокатаной стали Ra = 0,8-2 мкм.

Эксперименты показывают, что на склонность к образованию дефектов «рыбья чешуя» на поверхности эмалированной посуды (изделий) существенно влияет кристаллографическая текстура стали: чем слабее выражена текстура, тем склонность к образованию «рыбьей чешуи» меньше. Однако холоднокатаная малоуглеродистая раскисленная алюминием листовая сталь обладает довольно сильной текстурованностью и высоким коэффициентом нормальной пластической анизотропии. Особых возможностей снижать текстурованность стали за счет воздействия на режимы горячей и холодной прокатки полос и термообработки холоднокатаной стали нет, поскольку все технологические режимы выбираются для обеспечения хорошей штампуемости металла. В то же время имеется возможность воздействии на текстуру стали путем холодной прокатки полос в разношероховатых валках.

Выше было показано, что главной особенностью текстуры деформации листовой стали, прокатанной при разной шероховатости верхнего и нижнего валков, является сильный наклон плоскости симметрии полюсной фигуры к плоскости прокатки в слоях, прилегающих к поверхности валков. Если после отжига листа, прокатанного в условиях, когда оба валка имеют одинаковую шероховатость, характер распределения текстуры по толщине металла остается примерно таким же, как и в холоднодеформированной стали, но текстура рекристаллизации выражена слабее текстуры деформации в 2-2,5 раза, то отжиг металла, прокатанного в разношероховатых валках, приводит к образованию ориентировки кристаллитов, близкой к беспорядочной по всему сечению листа. В результате получается почти бестекстурная сталь. Поэтому прокатку в разношероховатых валках можно использовать для подавления текстуры в холоднокатаной отожженной стали и уменьшения ее склонности к образованию дефектов «рыбья чешуя» при последующем эмалировании.

Экспериментально установлено[1], что эффект различной шероховатости поверхностей верхнего и нижнего рабочих валков прокатного стана, а следовательно, величин шероховатости поверхности верхней и нижней сторон холоднокатаной полосы на степень текстурованности и склонность к образованию «рыбьей чешуи» готового проката проявляется при отношении величин шероховатости верхней и нижней поверхностей не менее 1,1-1,2.

Прокатывать полосы, создавая во всех случаях максимально разную шероховатость поверхности сторон холоднокатаной стали, нецелесообразно по нескольким причинам. Во-первых, чем больше требуется различие в шероховатости поверхностей полосы, тем большим должно быть различие в шероховатости рабочих поверхностей верхнего и нижнего валков, а это нежелательно, так как процесс становится сильно несимметричным со всеми вытекающими отсюда последствиями (искривление переднего конца полосы, неравномерное нагружение шпинделей и приводных двигателей верхнего и нижнего валков и др.). Во-вторых, большое различие в шероховатости готового проката нежелательно с позиций обеспечения равномерности толщины покрытия сторон и степени его сцепляемости (адгезии) с поверхностью стальной основы. Различную шероховатость поверхностям холоднокатаной стали для эмалирования следует придавать только в зависимости от содержания в ней алюминия. Степень разношероховатости поверхностей верхней и нижней сторон полосы должна быть тем сильнее, чем больше содержится в стали алюминия.

Главный же вывод, вытекающий из вышеприведенных примеров, состоит в том, что асимметрия процесса прокатки, создаваемая не только различием условий трения на контактных поверхностях в очаге деформации вследствие разной шероховатости рабочих поверхностей верхнего и нижнего валков, а и другими условиями (различием диаметров валков, скоростей их вращения, различием температуры по толщине прокатываемых полос и т.д.) способна существенно изменять направленность, ориентацию элементов структуры и текстуру металла. Этот эффект проявляется не только при прокатке стали, но и в результате асимметричных условий прокатки пористых и порошковых материалов, что оказывается весьма важным в технологии их производства.

Таким образом, асимметрия процесса прокатки существенно изменяет распределение напряжений по толщине полосы, что приводит к росту их градиентов и воздействует на структуру и текстуру прокатываемого металла. Поэтому для обеспечения требуемого качества листопрокатной продукции необходимы достаточно точные и теоретически обоснованные методы расчета. Как было показано

[1] Исследования выполнены Д.Д. Хижняком, Б.П. Колесниченко, В.Л. Мазуром, И.В.Гаращуком совместно со специалистами металлургического комбината «Запорожсталь»

выше, этим требованиям в наибольшей мере удовлетворяет метод линий скольжения, применение которого в матрично-операторном варианте с использованием нелинейного программирования для численного постароения поля позволяет получать хорошие результаты.

5.5. Использование асимметрии процесса для определения коэффициента трения при прокатке

Специфические особенности процесса прокатки полос в асимметричных условиях эффективно используют не только в производственной практике для совершенствования технологических режимов, а и при проведении научно-исследовательских работ, например, при измерении силы и коэффициента трения в очаге деформации при прокатке. Приведем конкретные примеры.

Известны способы определения коэффициента трения в очаге деформации при прокатке по экспериментальным эпюрам удельных сил трения и давления, по максимальному углу захвата, с использованием измерений крутящего момента, предельного обжатия, опережения, полного давления металла на валки и др. Широко известен метод определения силы и коэффициента трения в очаге деформации при прокатке, включающий прокатку полосы в валках и приложение к полосе тормозного усилия. При достижении однозначного скольжения в очаге деформации замеряют давление металла на валки, скорость прокатки, усилие торможения полосы и окружную скорость валков, по результатам которых вычисляют силу и коэффициент трения. Этот классический метод определения коэффициента трения в очаге деформации при прокатке более полувека назад был разработан И.М. Павловым, широко использовался А.П. Грудевым и многими другими учеными. Известен также способ определения силы и коэффициента трения в очаге деформации, включающий прокатку полосы в валках с достижением на ее поверхности сплошного однозначного скольжения и измерение полного давления на валки и крутящих моментов на валках. Результаты этих измерений используют для вычисления силы и коэффициента трения.

Названным и другим распространенным способам присущи недостатки, главными из которых являются методическая сложность и трудоемкость процесса измерения коэффициента и силы трения, недостаточная точность измерений расчетов и результатов. Например, при определении коэффициента трения при горячей прокатке из-за подстуживания нагретого образца во время его закрепления в тормозном устройстве происходит неучитываемое снижение температуры. В результате ухудшается точность результатов. Устройства для реализации названных способов не приспособлены для прокатки длинных образцов, прокатки с приложением не только заднего, но и переднего натяжения.

С целью упрощения процесса и повышения точности измерения силы и коэффициента трения в очаге деформации при прокатке, сотрудниками Института черной металлургии НАН Украины было предложено[1] после захвата полосы валками производить торможение одного из валков до наступления пробуксовки полосы относительно валков и при этом регистрировать изменение усилий и крутящих моментов на валках, окружной скорости валков и скорости прокатываемой полосы. По результатам измерений несложно вычислить величины силы трения и коэффициента трения.

Полную силу трения Т на каждом валке можно рассчитывать по формуле $T = \frac{M}{P}$, а коэффициент трения по формуле $f = \frac{M}{RP}$, где M – крутящий момент на валке; R – радиус прокатного валка; P – усилие прокатки.

Возможно применение и других формул.

При реализации этого способа образец листовой стали задают в прокатные валки, имеющие индивидуальный привод. После захвата образца и перехода к установившемуся процессу прокатки один из валков начинают тормозить полем двигателя или прикладывая момент сопротивления вращению при помощи установленных на валу фрикционных устройств. Величину момента сопротивления можно регулировать усилением или ослаблением поля или регулированием усилия в фрикционных устройствах. До начала торможения окружные скорости валков равны и в силу симметрии очага деформации силы трения в зонах опережения и отставания на верхнем и нижнем валках равны. При торможении одного из валков относительно другого очаг деформации станет асимметричным. На поверхности контакта прокатываемого металла с валком, вращающимся с большей скоростью, протяженность зоны опережения будет постепенно уменьшаться. В итоге зона опережения исчезнет и во всех точках дуги контакта скорость металла будет меньше скорости валка. Наступит состояние однонаправленного скольжения – вся дуга контакта будет представлять собой зону отставания.

На поверхности контакта затормаживаемого валка с прокатываемым металлом будет выклиниваться зона отставания. Здесь также наступит состояние однонаправленного скольжения, но уже другого знака, – во всех точках металл будет опережать валок. Таким образом, силы трения на противоположных контактных поверхностях очага деформации будут направлены в противоположные стороны. Далее, при увеличении момента сопротивления валка вращению тормозной момент превысит момент сцепления поверхностей валка и прокатываемого металла и произойдет срыв – пробуксовка валка на полосе. В течение всего времени

[1] В.Л. Мазуром, В.А Тригубом

торможения регистрируются изменения давления металла на валки, моментов на валках, скоростей валков и прокатываемой полосы. Анализ этих данных в различные периоды торможения процесса прокатки позволяет определять силы трения (контактные напряжения) в разных зонах очага деформации.

Проще всего силу трения и коэффициент трения можно рассчитать по указанным выше формулам, подставляя в них значения давления металла на валки P и моментов M на валках в то мгновение (момент времени), когда на поверхностях контакта полосы и валков наступило однонаправленное, но разного знака скольжение на верхнем и нижнем валках (на одном валке только опережение, на другом – только отставание), а деформация еще продолжается, т.е. в мгновение, предшествующее возникновению буксования.

Рассматриваемый способ измерения силы и коэффициента трения в очаге деформации при прокатке упрощает методику и снижает ее трудоемкость. Для определения силы и коэффициента трения по этому способу нет необходимости устанавливать прибор для захвата и торможения заднего конца полосы. При непрерывной регистрации параметров прокатки с начала торможения и до наступления пробуксовки можно проанализировать изменение сил трения (контактных напряжений) в различные периоды процесса торможения. Это позволяет изучать процесс прокатки при различном сочетании длин зон опережения, прилипания, отставания. Можно измерять силу и коэффициент трения при прокатке с натяжением.

Таким образом, отличительная особенность рассмотренного способа состоит в том, что коэффициент трения в очаге деформации определяют при несимметричном процессе прокатки. При этом несимметричность создают путем торможения одного из валков.

В качестве замечания можно отметить, что в рассмотренном способе априори принимается допущение о равенстве коэффициентов трения на контактных поверхностях прокатываемой полосы с верхним и нижним валками, хотя, строго говоря, некоторое различие возможно. Для реализации способа опять же необходимо оснащение стана комплектом контрольно-измерительной и регистрирующей аппаратуры, системой воздействия на привод или устройством для торможения валка.

Снижение трудоемкости и упрощение процесса измерения коэффициента трения при прокатке может быть достигнуто тем, что при несимметричной прокатке измеряют обжатие, угол контакта полосы с валками, радиус кривизны полосы после ее выхода из валков и по его величине вычисляют коэффициент трения.

При несимметричном процессе прокатки в двух валках схема действия сил на прокатываемую полосу, условия на контакте, напряженно-деформированное

состояние или скоростные условия в зонах обжатия, относящиеся к каждому валку, различны. Внешним признаком процесса несимметричной прокатки является изгиб полосы до входа в валки и после выхода ее из валков. При прочих равных условиях прокатки изгиб полосы зависит от относительного обжатия, толщины прокатываемой полосы и коэффициента трения в очаге деформации. Если прокатка ведется в валках с разными диаметрами, то при малых обжатиях полоса изгибается в сторону валка меньшего диаметра, а при больших обжатиях– в сторону валка большего диаметра, имеющего большую окружную скорость. Зная величины обжатия полосы и параметры, определяющие несимметричность процесса прокатки (различие в диаметрах прокатных валков, различие в окружной скорости поверхности валков) и измерив кривизну выходящей из валков полосы, можно рассчитывать коэффициент трения в очаге деформации[1].

Схема прокатки образцов в несимметричных условиях, например, валках разного диаметра, вращающихся с одинаковой угловой скоростью, показана на рис. 5.23.

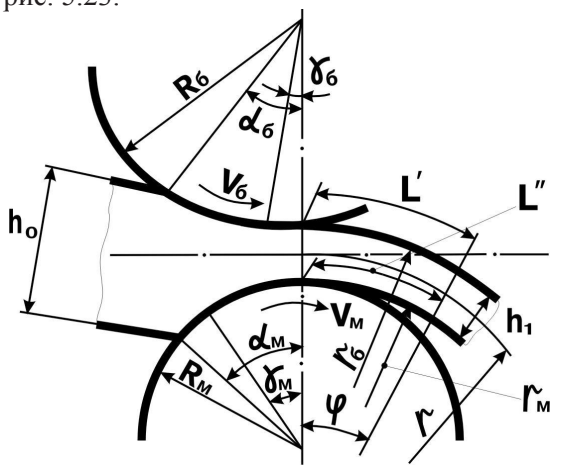


Рис. 5.23. Схема прокатки полосы в валках различного диаметра. Обозначения приведены в тексте

Согласно известным положениям теории прокатки опережение и нейтральный угол относительно валков большего и меньшего диаметров выражаются следующими формулами Экелунда-Павлова и Головина-Дрездена

$$S_б = \frac{R_б}{h_1} \cdot \gamma_б{}^2; \quad \gamma_б = \frac{\alpha_б}{2}\left(1 - \frac{\alpha_б}{2f}\right); \quad S_м = \frac{R_м}{h_1} \cdot \gamma_м{}^2; \qquad (5.92)$$

$$\gamma_м = \frac{\alpha_м}{2}\left(1 - \frac{\alpha_м}{2f}\right).$$

[1] Способ разработан В.Л. Мазуром и И.И. Леепой

Здесь h_1 – толщина полосы после прокатки; f – коэффициент трения; R – радиус валка; S – опережение; γ – нейтральный угол; α – угол контакта (захвата). Индексы «*б*» и «*м*» обозначают значение параметра со стороны валка большего («*б*») или меньшего («*м*») диаметров.

При прокатке в несимметричных условиях, обусловленных различием диаметров верхнего и нижнего валков, углы захвата соответственно для валков большего и меньшего диаметров рассчитываются из условия равенства полных давлений на верхнем и нижнем валках по выражениям

$$\alpha_б = \sqrt{\frac{\Delta_б h}{R_б}}; \quad \Delta_б h = \frac{\frac{R_м}{R_б}}{1+\frac{R_м}{R_б}} \cdot \Delta h; \quad \alpha_м = \sqrt{\frac{\Delta_м h}{R_м}}; \quad \Delta_м h = \frac{1}{1+\frac{R_м}{R_б}} \cdot \Delta h, \qquad (5.93)$$

где $\Delta_б h$ и $\Delta_м h$ – абсолютные обжатия полосы валками большего и меньшего диаметров; $\Delta h = \Delta_б h + \Delta_м h$ – общее абсолютное обжатие полосы, равное разности толщины полосы на входе и выходе из валков $\Delta h = h_0 - h_1$, где h_0 – исходная толщина полосы.

Рассматривая участок выходящей из валков полосы, выделенный двумя радиальными, расположенными на расстоянии φ сечениями, можно записать

$$l' = V't; \qquad l'' = V''t; \qquad \frac{l'}{l''} = \frac{V'}{V''}, \qquad (5.94)$$

где t – продолжительность прокатки рассматриваемого участка полосы;

V′ и V″ – скорости выхода полосы со стороны валков большего и меньшего диаметров соответственно;

l' и l'' – длины рассматриваемого участка полосы на поверхностях, соответствующих валкам большего и меньшего диаметров.

С другой стороны очевидно, что

$$l' = r_б \cdot \varphi; \qquad l'' = r_м \cdot \varphi \qquad \frac{l'}{l''} = \frac{r_б}{r_м}, \qquad (5.95)$$

где $r_б$ и $r_м$ – радиусы кривизны поверхностей прокатываемой полосы, прилегающих (соответствующих) к валкам большего и меньшего диаметров;

φ – длина рассматриваемого участка (дуги) прокатываемой полосы, выраженная в радианах.

Согласно принятой схеме

$$r_б = r + \frac{h_1}{2}; \qquad r_м = r - \frac{h_1}{2}, \tag{5.96}$$

где r – радиус изгиба прокатываемой полосы по осевой линии (радиус кривизны).

Сопоставляя выражения (5.94), (5.95), (5.96), запишем

$$\frac{V'}{V''} = \frac{r_б}{r_м} = \frac{r + \frac{h_1}{2}}{r - \frac{h_1}{2}}. \tag{5.97}$$

При этом известно, что $V' = V_б\left(1 + S_б\right); \quad V'' = V_м\left(1 + S_м\right),$ (5.98)

где $V_б$ и $V_м$ – окружные скорости валков большего и меньшего диаметров соответственно.

При одинаковой угловой скорости ω вращения обоих валков

$$V_б = \omega R_б; \qquad V_м = \omega R_м. \tag{5.99}$$

Используя в выражении (5.97) зависимости (5.98) и (5.99), получаем

$$\frac{1}{i} \cdot \frac{1 + S_б}{1 + S_м} = \frac{r + \frac{h_1}{2}}{r - \frac{h_1}{2}}, \text{ где обозначено } i = \frac{R_м}{R_б}. \tag{5.100}$$

Решая уравнение (5.100) относительно радиуса кривизны, получаем

$$r = \frac{1 + S_б + i\left(1 + S_м\right)}{1 + S_б - i\left(1 + S_м\right)} \cdot \frac{h_1}{2}. \tag{5.101}$$

Таким образом, прокатывая полосы в асимметричных условиях, в частности в валках разного диаметра, измеряя величину обжатия и радиус искривления выходящей из валков полосы, с помощью выражений (5.92), (5.93) и (5.101) можно рассчитать коэффициент трения. Если подставить в выражение (5.101) значение $S_б$ и $S_м$ согласно (5.92)-(5.93), то разрешить его относительно коэффициента трения f без упрощений не представляется возможным. Поэтому значительно

удобнее находить f с помощью формул (5.92), (5.93), (5.101) методом обратного пересчета, например путем подбора. В таком случае, последовательно задавая в формулы (5.92), (5.93), (5.101) различные значения f, вычисление ведется до совпадения расчетной величины радиуса кривизны выходящей из валков полосы с величиной радиуса кривизны, измеренной после прокатки.

Если асимметрия процесса прокатки создается за счет различия скоростей вращения верхнего и нижнего валков одинакового радиуса, то в выражении (5.101) следует принимать $i = V_м / V_б$.

При вычислении коэффициента трения кривизну следует считать положительной и измеренный радиус искривления полосы подставлять в формулу (5.101) со знаком «плюс» в тех случаях, когда выходящая из валков полоса изгибается в сторону валка меньшего диаметра. И наоборот, величину r принимать со знаком «минус» при изгибе прокатанной полосы в сторону валка большего диаметра.

Рассмотренный способ можно осуществлять в сочетании с другими известными способами измерения коэффициента трения. Например, при реализации способа в процессе прокатки образцов наряду с радиусом изгиба выходящей из валков полосы можно измерять давление на валки, крутящие моменты, опережения со стороны обоих валков, а также другие параметры прокатки и по результатам этих измерений вычислять коэффициент трения. В итоге, определенная одновременно разными способами величина коэффициента трения будет более точной. Повысится достоверность и надежность получаемой информации о коэффициенте трения при прокатке.

Разновидностью предлагаемого способа являются способы измерения коэффициента трения при прокатке в асимметричных условиях, при которых измеряют кривизну (отклонение от горизонтальной плоскости) заднего конца прокатываемого образца, либо направление равнодействующих сил при асимметричной прокатке и по их значениям вычисляют коэффициент трения. Однако эти варианты не удобны в реализации.

Достоинства способа состоят в том, что при его применении упрощается методика и уменьшаются трудозатраты на определение коэффициента трения. Для реализации предлагаемого способа не требуется сложной измерительной аппаратуры, измерение коэффициента трения может быть выполнено на любом стане. Этим способом можно измерять коэффициент трения в очаге деформации при асимметричной прокатке с приложением заднего натяжения. Как видно, в приведенном расчете согласно формулам (5.92) коэффициент трения предполагается одинаковым на контактных поверхностях со стороны верхнего и нижнего валков. Понятно также, что используемая зависимость кривизны прокатанной в

асимметричных условиях полосы от коэффициента трения в очаге деформации является приближенной. Более точно эта зависимость определяется методом линий скольжения, изложенным в наших публикациях [57-61]. Поэтому по экспериментально найденному радиусу кривизны прокатанной полосы можно вычислить коэффициент трения более точно с помощью решения, основанного на методе линий скольжения.

Глава 6

Математическая модель процесса холодной прокатки полос на непрерывных станах

Модель стационарного процесса

Выбор методики расчета сопротивления деформации

Исследование сопротивления деформации стали в очаге деформации

Расчет коэффициента трения в очаге деформации

Расчет температуры полосы в линии стана

Модель нестационарного процесса

Уравнение динамической системы «клеть–привод–полоса»

Математическая модель контактных напряжений в очаге деформации при прокатке сварного шва

Метод решения динамической задачи

Моделирование переходного процесса при прокатке сварного шва

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ПОЛОС НА НЕПРЕРЫВНЫХ СТАНАХ

6.1. Модель стационарного процесса

Непрерывный прокатный стан (НСХП) является сложным агрегатом, рабочее состояние которого характеризуется множеством параметров. Параметры процесса прокатки в каждой отдельной клети стана взаимосвязаны через прокатываемую полосу. Это обстоятельство определяет необходимость комплексного подхода к созданию математической модели процесса непрерывной прокатки, а именно для стана в целом, а не для отдельных его клетей, узлов, агрегатов.

Структурными элементами обобщенной математической модели непрерывного стана холодной прокатки является модель очага деформации (см. главу 1), используемая для расчета энергосиловых, кинематических и геометрических параметров процесса прокатки в каждой клети стана; модель изменения величины межвалкового зазора; модель для расчета температуры прокатываемой полосы; динамическая модель стана, включающая в себя уравнение движения масс клети и электропривода валков (рис. 6.1).

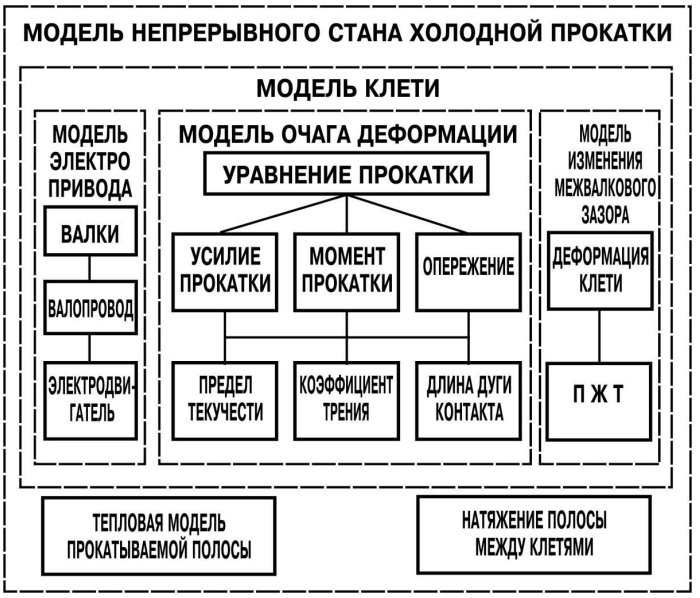


Рис. 6.1. Структурная схема математической модели непрерывного стана холодной прокатки

6.1.1. Выбор методики расчета сопротивления деформации

В современных математических моделях непрерывной холодной прокатки при описании сопротивления деформации металла учитывают не только влияние степени деформации, но и температурные и скоростные режимы деформации. Обычно величину сопротивления деформации представляют в виде суммы статической и динамической составляющих:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{CT}} + \sigma_{T_{ДИН}} . \qquad (6.1)$$

Статическая составляющая $\sigma_{T_{CT}}$ (предел текучести) зависит от суммарной относительной деформации металла и температуры. Ее определяют путем стандартных испытаний образцов листовой стали на растяжение со скоростью деформации $\dot{\varepsilon} = 10^{-4}$ 1/с.

Для описания предела текучести стали при комнатной температуре (20°С) используем получившую признание и упоминавшуюся уже выше зависимость вида:

$$\sigma_{T_{CT}^{20}} = \sigma_{T_{ИСХ}} + a\varepsilon^{b} , \qquad (6.2)$$

где $\sigma_{T_{ИСХ}}$ – предел текучести металла перед холодной деформацией;

a, b – константы упрочнения.

Упрочнение стали можно исследовать на образцах, отобранных в процессе холодной прокатки полос на непрерывном стане. Для этого в межклетьевых промежутках и после последней клети стана отбирают образцы, которые в дальнейшем подвергают механическим испытаниям на растяжение. Полученная таким способом зависимость $\sigma_{T_{CT}^{20}}(\varepsilon)$ для низкоуглеродистой стали (0,08% С) приведена на рис. 6.2. Для описания предела текучести стали марки 08кп наиболее подходят коэффициенты $a = 43$ и $b = 0{,}61$.

Влияние температуры на предел текучести металла в квазистатических условиях испытания согласно данным работ [75, 76] можно учесть с помощью температурного коэффициента n_t:

$$\sigma_{T_{CT}} = n_t \sigma_{T_{CT}^{20}} , \qquad (6.3)$$

где n_t – эмпирический коэффициент, зависящий от химического состава металла.

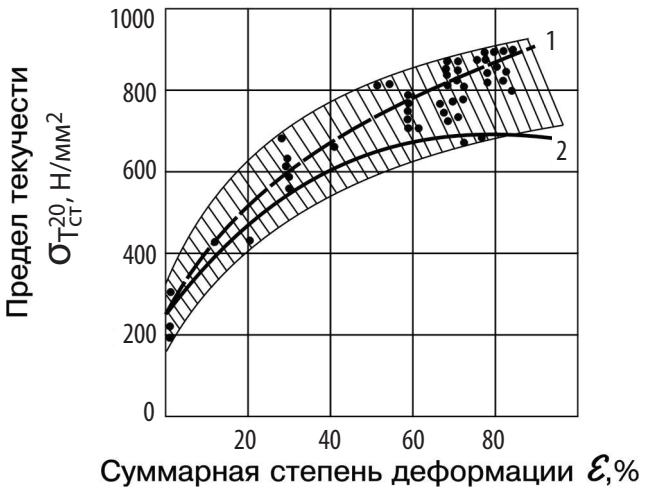


Рис. 6.2. Зависимость предела текучести стали 08кп от степени холодной деформации. Цифры у кривых: 1 – экспериментальная кривая; 2 – расчитанная кривая, по формуле А.В. Третьякова [74]

$$\sigma_{T_{CT}^{20}} = \sigma_{T_{исх}} + 34\,\varepsilon^{0,6}.$$

Заштрихованная область – поле экспериментальных точек

В настоящее время известно несколько зависимостей для определения динамической составляющей сопротивления деформации $\sigma_{Тдин}$ [77-80]. При построении математической модели необходимо выбрать лучшую, наиболее близко отражающую влияние основных факторов на сопротивление деформации.

При выборе формулы для расчета $\sigma_{Тдин}$ учитывали следующее. Во-первых, сопротивление деформации ненаклепанной низкоуглеродистой стали существенно зависит от скорости деформации. Так, по данным работ [74, 80] сопротивление деформации при скорости $\dot{\varepsilon}$ = 1000 1/с на 100 и более процентов выше предела текучести стали при квазистатических испытаниях ($\dot{\varepsilon}$ = 10^{-4} 1/с). Влияние скорости деформации учтено в формулах многих авторов [77-82]. Например, А.В. Третьяков и др. [79] предлагают рассчитывать предел текучести по следующей зависимости:

$$\sigma_T = \sigma_{T_{CT}}\,\alpha\left[1 - \beta\left(\dot{\varepsilon} - 1\right)\right], \qquad (6.4)$$

где α и β – коэффициенты, которые для низкоуглеродистой стали равны соответственно 1,12 и 0,00202.

Во-вторых, на характер зависимости $\sigma_T(\dot{\varepsilon})$ значительное влияние оказывает степень предварительной деформации. По данным В. Робертса [77] градиент функции $\sigma_T(\dot{\varepsilon})$ для наклепанной низкоуглеродистой стали примерно в 2,2 раза меньше, чем для ненаклепанной. Если для недеформированной стали предел

текучести при скорости деформации $\dot{\varepsilon}$ = 10001/с возрастает почти на 100%, то для стали, предварительно деформированной на 68,1%, сопротивление деформации возрастает лишь на 20% по сравнению с его значением при квазистатических условиях испытаний. Такой характер влияния степени деформации на динамическую составляющую сопротивления деформации учитывают, например, формулы В. Робертса [77], В. Эдварса и М. Фуллера [78], В. Хеннига и К. Вебера [80].

В-третьих, исследованиями А.П. Грудева и Ю.Б. Сигалова [82] установлено, что на динамическую составляющую сопротивления деформации существенно влияет температура деформируемого металла.

Взаимодействие трех отмеченных выше факторов при описании динамической составляющей сопротивления деформации наиболее полно раскрывает формула японских исследователей [81]:

$$\sigma_{T_{дин}} = \exp(6{,}15)\left[\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0(\bar{\varepsilon})}\right]^{\frac{æT}{0{,}14}}, \qquad (6.11)$$

где $\dot{\varepsilon}_0(\bar{\varepsilon}) = 5\cdot 10^{11}\cdot 60{,}842^{\bar{\varepsilon}}$; где $\bar{\varepsilon}$ – логарифмическая деформация; $\bar{\varepsilon} = \frac{h_0}{h}$, где

h_0 и h – толщина полосы до и после деформации;

æ – постоянная Больцмана (0,8625 · 10^{-4}, эв/К);

T – температура, °К.

Для проверки адекватности формулы (6.11) мы сравнили расчетные значения сопротивления деформации с экспериментальными данными работ [77, 82]. Для этого были рассчитаны значения температурно-скоростного коэффициента сопротивления деформации:

$$\omega = \frac{\sigma_T}{\sigma_{T_{CT}^{20}}}.$$

Результаты расчетов ω в сопоставлении с экспериментальными данными работы [82] приведены на рис. 6.3. Следует отметить близкое совпадение расчетных и экспериментальных значений при температурах деформации 100 и 200°С. Так, при температуре 200°С кривые практически совпали. Расхождение результатов наблюдается лишь при температуре 20°С. Сравнение расчетных значений сопротивления деформации с экспериментальными данными работы [74] при этой температуре показало более близкое совпадение.

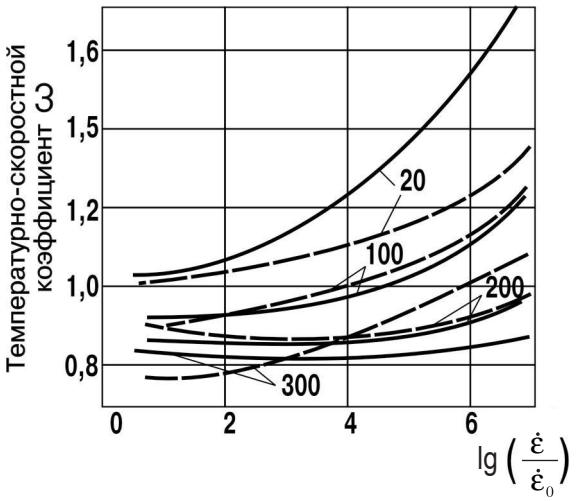


Рис. 6.3. Зависимость отношения $\omega = \frac{\sigma_T}{\sigma_{T_{CT}^{20}}}$ от скорости и температуры деформации низкоуглеродистой стали. Сплошные линии – расчетные зависимости; пунктирные – экспериментальные данные А.П.Грудева, Ю.Б.Сигалова [82]. Цифры у кривых – температура деформации, °С. $\dot{\varepsilon}_0$ – скорость деформации при квазистатических испытаниях

Результаты расчета значений сопротивления деформации по формуле (6.11) в сопоставлении с экспериментальными данными [77] (рис. 6.4) показывают, что формула (6.11) достаточно точно учитывает влияние предварительного упрочнения стали на динамическую составляющую предела текучести. Расхождение результатов, как правило, не превышает 10%. Количественное расхождение результатов расчета и данных экспериментов работы [76] при квазистатическом нагружении в диапазоне температур 0-200°С несколько больше и достигает 13% .

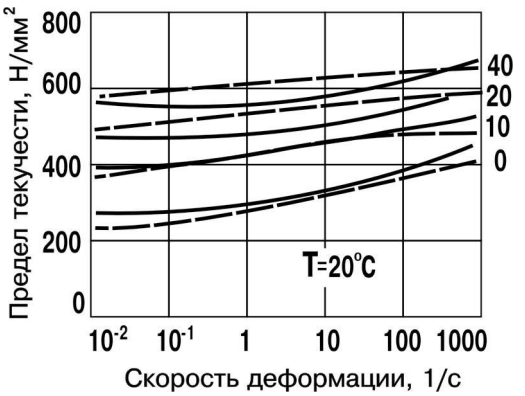


Рис. 6.4. Влияние скорости деформации на сопротивление деформации предварительно наклепанной низкоуглеродистой стали: сплошные линии – расчетная зависимость, пунктирные – экспериментальные данные В. Робертса [77]. Цифры у кривых – степень предварительной деформации, %

Проведенное исследование позволяет утверждать, что динамическую составляющую сопротивления деформации при холодной прокатке наиболее точно и полно описывает формула (6.11). Объединение ее с выражениями (6.2), (6.3) позволило нам получить обобщенную зависимость для расчета сопротивления деформации низкоуглеродистой стали в процессе холодной прокатки:

$$\sigma_T = n_t\left(\sigma_{T_{исх}} + a\varepsilon^b\right) + \exp(6{,}15)\left[\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0(\bar{\varepsilon})}\right]^{\frac{æ T}{0{,}14}}. \qquad (6.12)$$

6.1.2. Исследование сопротивления деформации стали в очаге деформации

Исходными данными для расчета сопротивления деформации в любом сечении очага деформации по формуле (6.12) являются предварительная степень деформации, скорость деформации и температура металла в этом сечении. Приращение температуры металла в i-том сечении очага деформации рассчитывали по следующей зависимости [67]:

$$\Delta T = k \cdot m \cdot (p + \sigma) \ln \frac{h_0}{h_1}. \qquad (6.13)$$

Здесь k – безразмерный коэффициент теплообмена между прокатываемой полосой и валком;

$m = 1/(A \cdot c \cdot \rho)$; A – механический эквивалент теплоты;

c – удельная теплоемкость металла; ρ – плотность металла;

p – удельное давление в очаге деформации; σ – заднее или переднее удельное натяжение в зависимости от того, для какой зоны очага деформации рассчитывается температура.

Для определения количества тепла, отдаваемого полосой валкам, авторами работ [83, 84] используется размерный коэффициент контактного теплообмена $\alpha_{кт}$. Так, А.В. Третьяковым и др. [84] определено, что средняя величина $\alpha_{кт}$ равна $4{,}1 \cdot 10^{-2}$ ккал/м^2·ч°С. Однако при расчетах температуры металла в очаге деформации удобнее пользоваться безразмерным коэффициентом теплообмена k. В.Робертс [77] принимает, что рабочим валкам передается половина тепла, выделяющегося за счет работы сил трения. В этом случае k изменяется в пределах 1,0-0,8. Авторы работы [81] принимают, что k = 0,9. П. Функе и К. Котман [85] по экспериментальным данным для пятиклетьевого стана холодной прокатки

получили, что $k = 0{,}875$. Поскольку значения коэффициента k, рекомендуемые в различных источниках, различаются незначительно, в настоящей работе приняли его равным 0,9.

Зависимости для расчета степени обжатия, скорости и температуры в i–том сечении очага деформации представим в виде, удобном для использования их в дискретной модели очага деформации (глава 1):

$$\begin{aligned}
&\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0};\\
&\bar{\varepsilon}_i = \ln\frac{h_0}{h_i};\\
&\dot{\varepsilon}_i = 2V_в\gamma\cos\gamma\frac{\mathrm{tg}\,\varphi_i}{h_i};\\
&T_i = T_{i-1} + k\cdot m\left(p_{i-1} + \sigma\right)\ln\frac{h_{i-1}}{h_i}\\
&i = 1,\ldots,N+1,
\end{aligned} \tag{6.14}$$

где γ – угол нейтрального сечения в очане деформации.

Введение в формулу (6.13) удельного давления p усложняет расчет температуры, т.к. для определения p_i в i-том сечении очага деформации неизвестно значение сопротивления деформации σ_{Ti}, которое в свою очередь нельзя определить, не зная температуры металла в этом сечении. Эту задачу решают с помощью итерационного процесса для каждого сечения очага деформации. Но алгоритм в этом виде существенно увеличивает время счета. Поэтому при расчете температуры металла в i-том сечении очага деформации в формуле (6.14) использовали значения p_{i-1}. Как показали проверочные расчеты, при достаточно большом числе разбиений очага деформации, например, $N = 50$, такое допущение приводит к погрешности, меньшей 1%.

Дискретная модель очага деформации (глава 1) позволяет исследовать изменение сопротивления деформации по его длине. В качестве примера смоделировали параметры процесса прокатки отожженной и наклепанной стали 08кп толщиной 1 мм в валках диаметром 200 мм. Скорость прокатки приняли равной 5 м/с. Кривые изменения скорости деформации, температуры и сопротивления деформации металла по длине очага деформации при прокатке отожженной стали с обжатиями за проход 50 и 10% показаны на рис. 6.5.

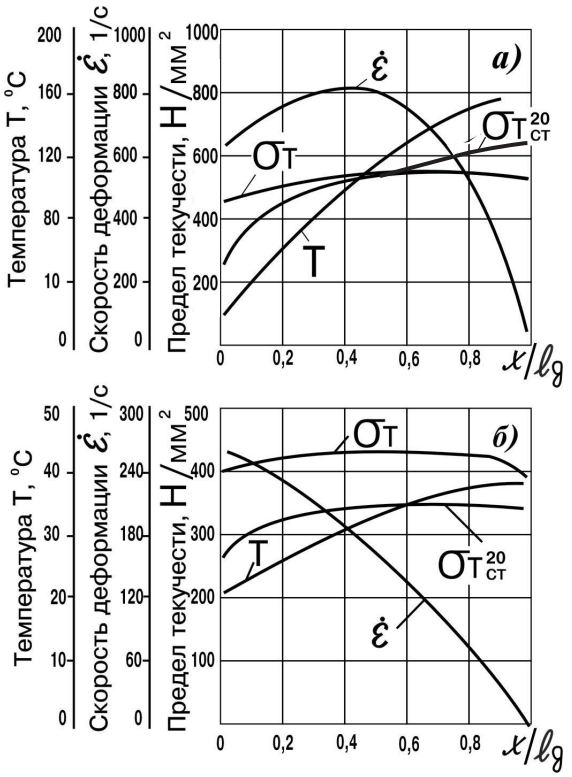


Рис. 6.5. Изменение предела текучести отожженной стали 08кп по длине очага деформаций при прокатке полос толщиной 1 мм со скоростью 5 м/с в валках диаметром 200 мм.
а) обжатие 50%
б) обжатие 10%

Результаты аналогичных исследований, выполненных для наклепанной стали (предварительное обжатие 30%), показаны на рис. 6.6.

Согласно расчетным данным наибольшее различие результатов расчета сопротивления деформации с учетом и без учета температуры и скорости деформации наблюдается при прокатке ненаклепанного металла. Например, при прокатке с обжатием 10% (рис. 6.5,*б*) сопротивление деформации во входном сечении очага деформации, рассчитанное с учетом влияния $\dot{\varepsilon}$ и T, на 52% больше предела текучести, рассчитанного без учета температурно-скоростного фактора. Ближе к выходному сечению очага деформации это различие уменьшается до 18%.

С увеличением обжатия картина существенно изменяется. Так, при прокатке с обжатием 50% (рис. 6.5,*а*) значения σ_T становятся меньшими величины $\sigma_{T_{CT}^{20}}$, начиная с середины очага деформации. Полученные результаты можно объяснить тем, что в первом случае (ε = 10%) преобладающее влияние на σ_T оказывает

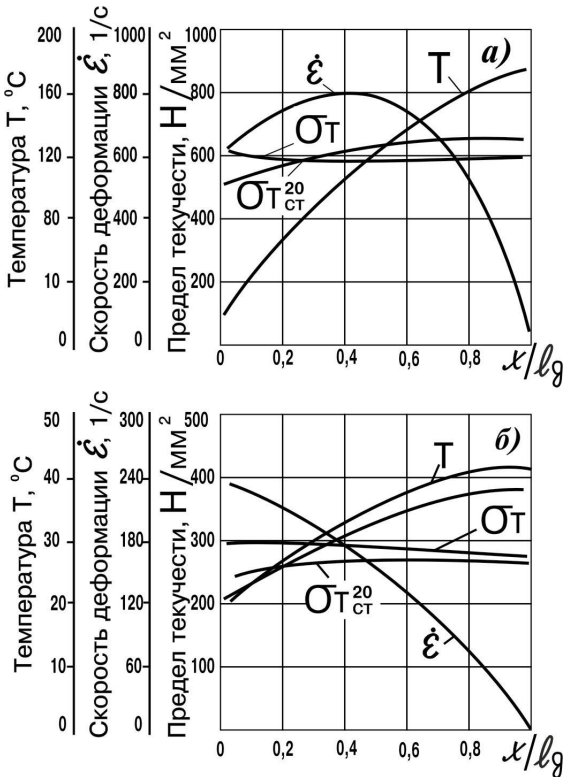


Рис. 6.6. Изменение предела текучести упрочненной стали 08кп (предварительное обжатие 30%) по длине очага деформаций. Условия прокатки и обозначения те же, что и на рис. 6.5

скорость деформации, учет которой приводит к росту величины сопротивления деформации. При прокатке с обжатием 50% значительно возрастают температура металла (с 38 до 160 °С) и статическая составляющая сопротивления деформации (с 34 до 60 Н/мм^2), которые ослабляют влияние скоростного фактора. Но, начиная с середины очага деформации, температурный фактор уже преобладает над скоростным (рис. 6.5,*а*).

При прокатке наклепанной стали (рис. 6.6) величина обжатия за проход уже не оказывает столь существенного влияния на сопротивление деформации. Хотя, как и в случае прокатки отожженной стали, при ε = 10% значение σ_T больше $\sigma_{T_{CT}^{20}}$ почти по всей длине очага деформации (рис. 6.6,*б*), превышение σ_T над $\sigma_{T_{CT}^{20}}$ в среднем составляет 10%. При прокатке с большим обжатием (50%) σ_T меньше $\sigma_{T_{CT}^{20}}$, начиная с одной трети длины очага деформации (рис. 6.6,*а*). Среднее превышение σ над $\sigma_{T_{CT}^{20}}$ по очагу деформации составляет всего 1-2 %.

Таким образом, результат суммарного влияния температуры, степени и скорости деформации при прокатке на сопротивление деформации ненаклепанной и упрочненной стали различен. Это обстоятельство необходимо учитывать при моделировании процесса непрерывной холодной прокатки, во время которого температура полосы, степень и скорость деформации, а также степень предварительного упрочнения металла изменяются в широких пределах.

Для оценки влияния динамической составляющей предела текучести на параметры непрерывной холодной прокатки рассчитали усилия в клетях непрерывного пятиклетьевого стана 1200 (рис. 6.7). Показано, что величина усилия прокатки $P_{дин}$, рассчитанного с учетом влияния температуры, степени и скорости деформации на сопротивление деформации, в первой клети стана

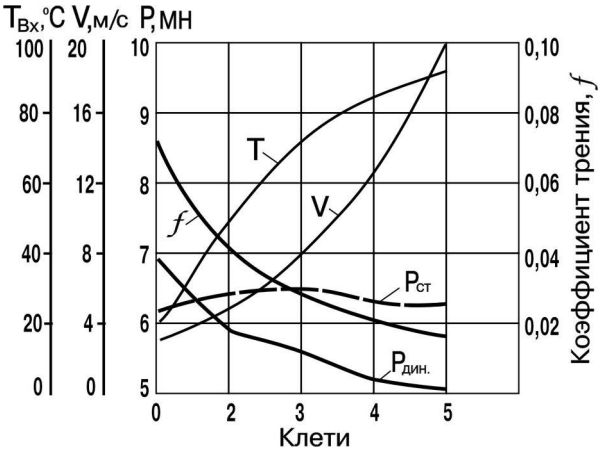


Рис. 6.7. Усилия прокатки жести 2,2/0,25×730 мм на стане 1200 Магнитогорского металлургического комбината, рассчитанные с учетом ($P_{дин}$) и без учета ($P_{ст}$) влияния температуры и скорости деформации на предел текучести стали

больше усилия прокатки $P_{ст}$, рассчитанного без учета температурно-скоростного фактора. Этот результат можно объяснить тем, что в первой клети прокатывается ненаклепанный металл, сопротивление деформации которого существенно зависит от скорости деформации. Величина обжатия в первой клети составляла 25-30%. При таких обжатиях наблюдается сравнительно небольшое увеличение температуры металла в очаге деформации (~70 °С) и поэтому эффект скоростного фактора в отличие от температурного проявился сильно.

В следующих клетях стана несмотря на то, что скорость прокатки увеличивается, скоростной фактор уже не оказывает существенного влияния на величину сопротивления деформации, в результате $P_{дин}$ становится меньше $P_{ст}$. Это объясняется тем, что в последних клетях стана прокатывается наклепанный металл, сопротивление деформации которого слабо зависит от скорости

деформации. Моделирование процесса прокатки полосы с различными скоростями показало, что для пятой клети стана кривые $P_{дин}$ (V), $P_{ст}$ (V) эквидистантны, а различие в значениях $P_{дин}$ и $P_{ст}$ обусловлено, в основном, влиянием температуры прокатываемой полосы на сопротивление деформации.

Таким образом, с помощью моделирования процесса непрерывной холодной прокатки установлено, что, если не учитывать влияние температуры и скорости деформации на величину сопротивления деформации металла, то расчетные значения усилий и других энергосиловых параметров прокатки для последних клетей (начиная со второй) будут завышены. Завышение усилия прокатки, например, для пятой клети стана 1200 при скорости прокатки 20 м/с может достигать 23%.

6.1.3. Расчет коэффициента трения в очаге деформации

При тонколистовой холодной прокатке превалирующее влияние на энергосиловые параметры процесса оказывает коэффициент трения *f*. Достаточно сказать, что изменение коэффициента трения с 0,04 до 0,06 в последней клети непрерывного пятиклетьевого стана холодной прокатки (НСХП) 1700 приводит к увеличению усилия прокатки с 12 до 21,8 МН.

Фундаментальные исследования внешнего трения при прокатке, общих физических закономерностей влияния параметров процесса холодной прокатки на коэффициент трения выполнены А.П.Грудевым и его сотрудниками и представлены, например, в работе [86]. Однако формулы для расчета коэффициента трения при прокатке получены в большинстве на основании лабораторных экспериментов, проведенных в условиях, отличающихся от условий прокатки полос на промышленных станах. Вследствие этого применение их для исследования производственных процессов некорректно.

Для получения формулы для расчета *f* более приемлемым следует считать метод обратного пересчета коэффициента трения с использованием принятой математической модели по измеренным параметрам процесса прокатки. Полученные таким образом значения коэффициента трения в некоторой степени вбирают в себя погрешности применяемой модели, т.е. выполняют роль поправочного коэффициента и потому не могут быть использованы для теоретического анализа сил трения в очаге деформации. Но достоинство метода обратного пересчета состоит в том, что он позволяет существенно улучшить совпадение расчетных и экспериментальных значений энергосиловых параметров прокатки. Поэтому метод нашел довольно широкое применение при моделировании процесса холодной прокатки тонколистового металла.

Авторы настоящей книги исследовали коэффициент трения при холодной прокатке полосовой низкоуглеродистой стали в условиях непрерывного пятиклетьевого стана 1700 (зарегистрированные параметры процесса прокатки двух полос толщиной 0,5 мм в качестве примера приведены в табл. 6.1).

Таблица 6.1

Зарегистрированные (типичные) параметры процесса прокатки полос 2,5 → 0,55 х 1015 мм из стали 08кп на НСХП 1700*

Номер клети	Относительное обжатие, %	Натяжение, кН		Скорость прокатки, м/с	Усилие прокатки, МН
		заднее	переднее		
1	20,0 / 21,0	4 / 4	326 / 334	2,79 / 2,70	11,6 / 11,8
2	25,5 / 36,5	326 / 334	223 / 240	4,35 / 4,25	12,3 / 9,4
3	24,5 / 27,5	223 / 240	146 / 146	5,76 / 5,80	17,2 / 15,4
4	26,0 / 23,5	146 / 146	80 / 103	7,80 / 7,60	14,6 / 15,6
5	23,0 / 21,5	80 / 103	20 / 20	10,1 / 9,7	13,3 / 15,3

* В числителе – полоса № 1, в знаменателе – полоса № 2.

При пользовании методом обратного пересчета на численную величину коэффициента трения влияют многие параметры, входящие в применяемую математическую модель процесса прокатки: геометрические, кинематические, а также параметры, характеризующие механические свойства прокатываемого металла и состояние трущейся пары «полоса–валок». Для их учета в качестве кинематического критерия выделили скорость прокатки V металла в клети. За параметр, характеризующий механические свойства прокатываемого металла, приняли его предел текучести $\sigma_т$ перед клетью.

Зависимости коэффициента трения от выбранных критериев подобия соответствовали семейству кривых, описываемых законом гамма-распределения, в котором в качестве независимой переменной выступает относительное обжатие в клети:

$$f = a_0 \varepsilon^{(a_1 + a_2 h_0 / R + a_3 \sigma_T + a_4 V)} \cdot \exp(a_5 \varepsilon) . \qquad (6.15)$$

Коэффициенты $a_0 - a_5$ определены методом множественной регрессии. Для этого выражение (6.15) прологарифмировали и получили линейную форму:

$$\ln f = \ln a_0 + (a_1 + a_2 h_0 / R + a_3 \sigma_T + a_4 V) \ln \varepsilon + a_5 \varepsilon .$$

В результате обработки экспериментальных данных усилия прокатки по клетям стана получили: a_0 = 0,185; a_1 = 0,393; a_2 = –99,8; a_3 = 0,00007; a_4 = 0,0193; a_5 = –3,55. Корреляционный анализ показал, что наиболее тесная связь у коэффициента трения наблюдается с геометрическими параметрами h_0/R и ε. Коэффициент парной корреляции между ln*f* и ε равен 0,75, между ln*f* и комплексом ε, h_0/R равен 0,92. Коэффициент множественной корреляции со всеми параметрами, входящими в формулу (6.15), равен 0,94. Средняя ошибка расчета *f* по формуле (6.15) не превышала 21%.

Влияние шероховатости поверхности рабочих валков на коэффициент трения учитывали с помощью безразмерного коэффициента $K_в$. При прокатке полос в шлифованных валках с шероховатостью поверхности 0,5-1,2 мкм *Ra* он принимается равным единице. Для определения значений $K_в$ при прокатке в насеченных дробью валках (шероховатость поверхности после насечки 4-5 мкм *Ra*) провели специальное исследование, во время которого варьировали шероховатость валков 5–й клети стана 1700. В частности, одну половину плавки стали 08кп прокатывали на толщину 0,55 мм в шлифованных валках 5-й клети (*Ra* = 0,85 мкм), другую – в насеченных (*Ra* = 3,0 мкм). Так как зависимость коэффициента трения от шероховатости поверхности валков $Ra_в$ близка к линейной [86], то выражение для $K_в$ представили в виде $K_в = 1 + 0{,}25\ (Ra_в - 0{,}85)$.

Шероховатость поверхности насеченных валков в процессе их эксплуатации уменьшается в зависимости от количества прокатанного металла *G*:

$$Ra_в = 0{,}85 + 3{,}6 e^{0{,}0026 G} . \qquad (6.16)$$

С учетом (6.16) коэффициент $K_в$ для случая прокатки полос в насеченных валках выбран равным:

$$K_в = 1 + 0{,}9e^{0{,}0026G}, \qquad (6.17)$$

где G – масса прокатанного металла, тонн.

Влияние на коэффициент трения типа технологической смазки, применяемой при прокатке, учитывается с помощью коэффициента $K_{см}$. При прокатке с эмульсиями минеральных масел $K_{см}$ = 1,0. Для водной эмульсии пальмового масла обычно принимают $K_{см}$ = 1,4. Для учета шероховатости поверхности рабочих валков и типа применяемой технологической смазки коэффициент a_0 в выражении (6.15) принимает вид $a_0 = 0{,}185\ K_в / K_{см}$.

Расчетные значения коэффициента трения для различных клетей стана холодной прокатки представлены на рис. 6.8.

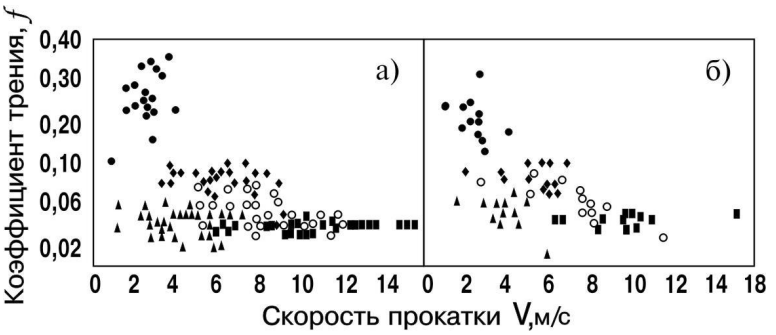


Рис. 6.8. Значение коэффициента трения при холодной прокате полос 2,5/0,55×1015 мм на стане 1700, рассчитанные без учета (а) и с учетом (б) влияния температуры и скорости деформации.
Обозначено: ● – 1-я клеть; ▲ – 2-я клеть; ♦ - 3-я клеть; ○ – 4-я клеть; ■ – 5-я клеть

Максимальные значения f наблюдаются в первой клети стана. Это можно объснить тем, что в первую клеть стана поступает травленая, непромасленная полоса, на поверхности которой имеется значительное количество загрязнений (шламов, окислов, металлических частиц); прокатка ведется в насеченных, грубошероховатых валках Ra = 4,5 мкм. В результате коэффициент трения для этой клети максимальный. В первой клети и последующем межклетьевом промежутке загрязнения с поверхности полосы смываются эмульсией. Во вторую клеть поступает полоса относительно чистой, но шероховатой (Ra = 2,0-2,5 мкм) поверхностью. Известно [87], что при прокатке шероховатой полосы в гладких шлифованных валках ($Ra_в$ = 0,5-1,2 мкм) коэффициент трения всегда принимает

значения меньшие, чем в случае гладкой поверхности полосы и шероховатых валков. Поэтому прокатка во второй клети проходит при сравнительно низких величинах коэффициента трения.

Данные, приведенные на рис. 6.8, показывают, что разброс значений коэффициента трения уменьшается от первой клети к последней. Это является следствием уменьшения в каждой последующей клети непостоянства параметров процесса прокатки – толщины, температуры полос, предела текучести, обжатия и др. Сопоставляя результаты расчета f с учетом влияния температурно-скоростных условий деформации на σ_T прокатываемого металла и без учета этого влияния, можно отметить, что для первой клети стана коэффициент трения получается завышенным на 20-25 %, если не принимать во внимание названный эффект. Для других клетей результаты существенно не отличаются. Влияние температуры прокатываемой полосы на коэффициент трения проявляется, по-видимому, не столько через сопротивление деформации прокатываемого металла, сколько за счет воздействия ее на вязкость и другие свойства смазки.

Многие исследователи, применявшие метод обратного пересчета коэффициента трения по усилию прокатки, объясняют уменьшение коэффициента трения от первой клети НСХП к последней влиянием скорости прокатки. Наши исследования (замеры параметров прокатки) проведены при переменной скорости прокатки. Скорость прокатки в последней клети стана изменяли в диапазоне от 5 до 16 м/с. Исследования не показали той существенной зависимости коэффициента трения от скорости прокатки в отдельно взятой клети, которая приписывается изменению величины рассчетного коэффициента трения от первой клети стана к последней.

6.1.4. Расчет температуры полосы в линии стана

Для определения сопротивления деформации металла по формуле (6.12) необходимо знать температуру полосы перед входом в каждую клеть стана.

При расчетах изменения температуры полосы в межклетьевых промежутках большинство авторов используют уравнение теплопередачи тонкой плоской пластины с односторонней или двухсторонней отдачей тепла:

$$Vc\rho h\left(-\frac{\partial T}{\partial X}\right)dx = n\alpha(T - T_э)dx\,, \qquad (6.18)$$

где V – скорость движения полосы;

c – удельная теплоемкость металла полосы;

ρ – удельный вес металла полосы;

h – толщина полосы;

T – температура полосы;

x – расстояние рассматриваемого участка полосы от предыдущей клети;

n – коэффициент, учитывающий схему охлаждения (при двухсторонней отдаче тепла n = 2, при односторонней – n = 1);

α – коэффициент теплоотдачи;

$T_э$ – температура охлаждающей эмульсии.

После интегрирования уравнения (6.18) с учетом известной температуры полосы на выходе из клети $T_{вых}$ получили следующую формулу:

$$T = T_э + (T_{вых} - T_э)\exp\left(-\frac{n\alpha x}{Vc\,\rho K_1}\right), \qquad (6.19)$$

где K_1 – поправочный коэффициент, характеризующий долю длины полосы, на которую попадает жидкость в межклетьевом промежутке.

Для вычисления температуры полосы на входе в следующую клеть ($T_{вх}$) необходимо в формулу (6.19) подставить вместо x расстояние между клетями. Для первой клети температура $T_{вх}$ равна температуре подката. Для вычисления температуры полосы при намотке следует в формулу (6.19) взамен x подставить расстояние от последней клети до моталки.

Коэффициент теплоотдачи α, который входит в формулу (6.19), сложно определить на практике, так как он зависит от схемы подачи и количества охлаждающей жидкости, ее давления, угла падения и т.д. [85]. По данным работы [75] при принудительной подаче водомасляной смеси на полосу коэффициент теплоотдачи для пятиклетьевого стана 1200 изменялся в пределах 2500-3200 ккал/м^2·ч·°С. Авторы работы [85] для аналогичного стана с водомасляным охлаждением предлагают принимать α = 3000 ккал/м^2·ч·°С. По данным работы [75] в случае охлаждения полосы эмульсией коэффициент теплоотдачи изменяется в пределах 1730 – 2340 ккал/м^2·ч·°С.

При разработке тепловой модели стана в качестве базовых значений коэффициента теплоотдачи приняли, что при охлаждении полосы между клетями водомасляной смесью α = 3000 ккал/м^2·ч·°С, эмульсией α = 2000 ккал/м^2·ч·°С, при воздушном охлаждении – 150 ккал/м^2·ч·°С.

Поправочный коэффициент K_1 в формуле (6.19) для конкретного стана можно определить путем сравнения экспериментальных и расчетных данных. Опытным путем он может быть получен при измерении температуры полосы в начале и в конце межклетьевого промежутка. Однако такие измерения не могут

быть осуществлены с необходимой степенью точности. Поэтому единственным способом вычисления K_1 является сравнение расчетной и фактической температуры полосы при ее намотке при известной температуре подката.

Результаты расчетов температуры полосы из стали 08кп при прокатке на пятиклетьевом стане 1200 приведены на рис. 6.9-6.11 и в приведенной ниже таблице.

Изменения температуры полосы в очаге деформации каждой клети определяли по методике, описанной ранее в разделе 6.1.1. Охлаждение полосы в межклетьевых промежутках рассчитывали по формуле (6.19). Расчеты выполняли для следующих условий прокатки: температура охлаждающей жидкости $T_э$ – 35°С; температура подката – 45°С; толщина подката – 2,0, мм; скорость прокатки – 20 м/с. Удельные натяжения полосы составляли между клетями 120 Н/мм^2. Суммарное относительное обжатие ε_Σ = 89%.

Расчеты температуры полосы выполнили для трех режимов обжатий, (%): со снижением обжатий к последней клети стана (режим А), с равномерным распределением обжатий по клетям стана (режим Б) и с повышением относительных обжатий к последней клети стана (режим В):

Клети	1	2	3	4	5
Режим А	37,0	46,0	36,0	29,0	26,5
Режим Б	28,8	35,8	36,5	37,8	37,0
Режим В	20,0	34,5	39,0	43,8	44,5

При распределении обжатий по режиму А температура полосы после четвертой и пятой клетей стана ниже, чем в двух других случаях (рис. 6.9). Это обстоятельство необходимо учитывать при выборе режима обжатий, т.к. смотка в рулон более горячей полосы часто оказывает благоприятное влияние на плоскостность полосы [88]. Изменение температуры подката перед станом холодной прокатки практически не сказывается на температуре полосы, наматываемой на барабан моталки (рис. 6.10). Влияние скорости прокатки на распределение температуры полосы на различных участках стана отражено на рис. 6.11. Следует отметить, что повышение скорости прокатки с 10 до 20 м/с при прочих равных условиях приводит к увеличению температуры полосы при смотке на 40 °С.

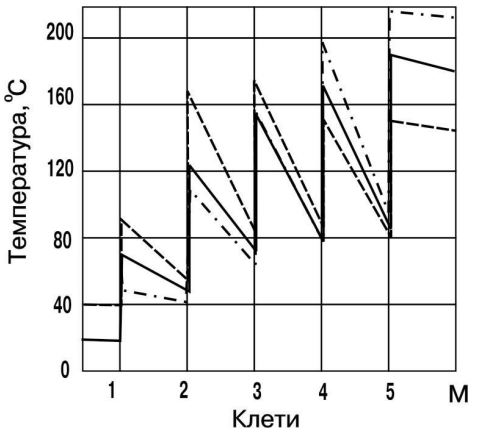


Рис. 6.9. Влияние режима обжатий на температуру полосы в непрерывном стане холодной прокатки:
А, Б, В – режимы обжатий (см. далее по тексту);
А – пунктирные линии,
Б – сплошные,
В – штрихпунктирные,
М – моталка

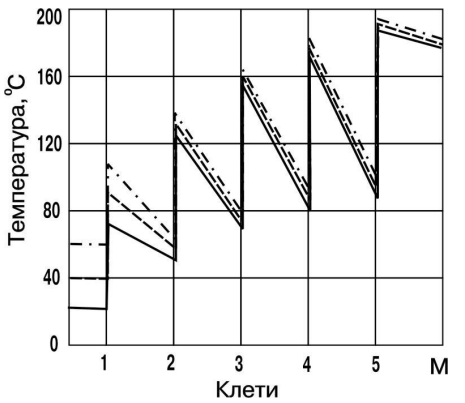


Рис. 6.10. Влияние температуры подката на температуру полосы в непрерывном стане. Обозначения те же, что и на рис. 6.9

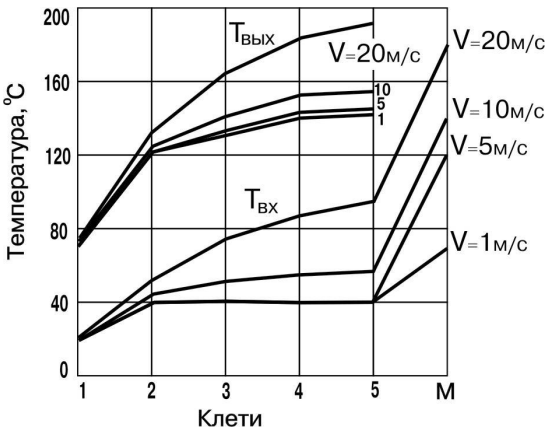


Рис.6.11. Зависимость температуры полосы на входе $T_{вх}$ и на выходе $T_{вых}$ из клетей непрерывного стана от скорости V прокатки. Цифры у кривых – скорость прокатки, м/с

6.2. Модель нестационарного процесса

6.2.1. Уравнение динамической системы «клеть–привод–полоса»

Непрерывный стан холодной прокатки является сложной электромеханической системой, главные звенья которой находятся в постоянном взаимодействии. Полная модель системы, учитывающая все инерционные элементы, все связи между ними и действующие нагрузки, также весьма сложна, а анализ динамических процессов в такой системе представляет значительные трудности. Поэтому исследуемый объект представляют в виде эквивалентной в энергетическом отношении системы расчетной схемы, которая отражает наиболее важные динамические свойства. В свою очередь расчетную схему, состоящую из приведенных масс, моментов инерции и упругих невесомых связей упрощают.

В предлагаемой модели система рабочей клети представлена в виде одномассовой расчетной схемы с упругой связью (рис. 6.12), как это сделано в работах [89, 90].

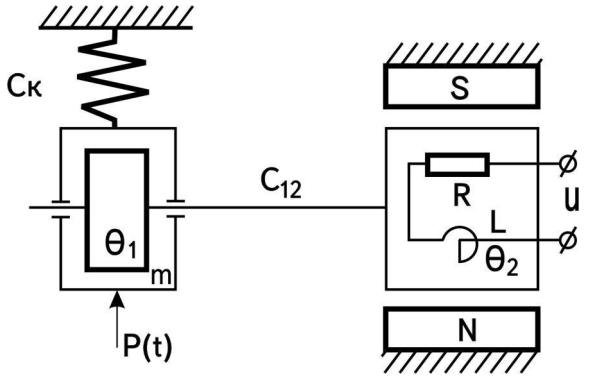


Рис. 6.12. Расчетная схема электромеханической системы привода и клети

Движение такой системы можно описать следующим уравнением:

$$m\ddot{x} + C_k x = P(t) - sign(\dot{x})F(t) \ , \qquad (6.20)$$

где m – приведенная масса валкового узла; C_k – жесткость клети; x – перемещение валкового узла; $P(t)$ – усилие прокатки; $F(t)$ – сила трения подушек валков о станины клети.

Если координату x выразим как сумму

$$x = x_0 + \Delta x \ ,$$

где x_0 – упругая деформация клети при установившемся процессе прокатки;

Δx – приращение деформации клети в переходном процессе,

то получим дифференциальное уравнение колебаний клети в приращениях:

$$m\Delta x + C_k \Delta x = \Delta P(t) - sign(\Delta x) F(t) \ . \qquad (6.21)$$

Анализ частотных характеристик главных приводных линий клетей тонколистовых непрерывных станов, а также результаты экспериментальных исследований, выполненных в работах [89-91] показали, что двухмассовая расчетная схема главной линии клети (рис. 6.12) с достаточной для практических целей точностью отражает действительные переходные процессы. Движение приведенных масс относительно равновесного состояния описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\Theta_1 \ddot{\varphi}_1 = \Delta M_{KP} - 2\bar{n}(\dot{\varphi}_1 - \varphi_2) - C_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) \ , \qquad (6.22)$$

$$\Theta_2 \ddot{\varphi}_2 = \Delta M_{ДВ} + C_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) \ , \qquad (6.23)$$

где $\Delta M_{кр}$, $\Delta M_{дв}$ – приращения крутящего момента на валках и момента двигателя; Θ_1, Θ_2 – приведенные к валу двигателя моменты инерции валкового узла и якоря двигателя; C_{12} – приведенная жесткость валопровода; φ_1, φ_2 – углы поворота масс Θ_1 и Θ_2; $\bar{n}$ – коэффициент затухания.

Движение электропривода достаточно полно описывает следующее уравнение [89]:

$$\Delta U = L\Delta I + R_a \Delta I + C_e \dot{\varphi}^2 \ , \qquad (6.24)$$

где R_a, L – активное сопротивление и индуктивность якорной цепи двигателя;

U – напряжение якорной обмотки двигателя;

I – сила тока в цепи якоря двигателя.

Для анализа межклетьевых натяжений при прокатке на непрерывном стане использовали дифференциальное уравнение Д.П.Морозова:

$$\frac{dT_{k,k+1}}{dt} = \frac{E_k Q_k}{l_{k,k+1}} + (V'_{k+1} - V_k) \ . \qquad (6.25)$$

Здесь $T_{k,\ k+1}$ – натяжение полосы между k-ой и k+1-ой клетями непрерывного стана; E_k – модуль упругости полосы в k-ом промежутке; Q_k – поперечное сечение полосы; $l_{k,\ k+1}$ – расстояние между клетями; V'_{k+1} – скорость входа полосы в k+1-ую клеть; V_k – скорость выхода металла из k-ой клети.

Скорость выхода полосы из k-ой клети $V_к$ в стационарном режиме определяется окружной скоростью рабочих валков $V^0_{вk}$ и опережением металла в очаге деформации S^0_k:

$$V^0_k = V^0_{вk}\left(1 + S^0_k\right). \tag{6.26}$$

При каких-либо отклонениях условий деформации в межвалковом зазоре окружная скорость валка получает приращение $\Delta V_{вk}$, а опрежение металла в очаге деформации изменяется на величину ΔS_k. Тогда скорость полосы на выходе из клети будет равна:

$$V_k = (V^0_{вk} + \Delta V_{вk})\,[1 + (S^0_k + \Delta S_k)]. \tag{6.27}$$

Приращение окружной скорости валка определяется через его угловую скорость относительно равновесного состояния:

$$\Delta V_{вk} = R\dot{\varphi}_{1k}\ , \tag{6.28}$$

которая в свою очередь находится решением системы уравнений (6.21)–(6.25). Величина опережения в каждый момент времени переходного процесса рассчитывается интегрированием дифференциального уравнения прокатки.

Скорость входа полосы в очаг деформации k–ой клети определяется из условия неразрывности металла:

$$V'_k = V_k\ (1 - \varepsilon_k)\,, \tag{6.29}$$

где $\varepsilon_k = (h_{0k} - h_{1k})/\,h_{0k}$.

В представленном виде система уравнений (6.21)–(6.29) еще не отражает полностью те связи и зависимости, которые показывают, каким образом происходит взаимодействие упругих систем привода, клети и полосы. Для этого необходимо разработать алгоритм расчета усилия и крутящего момента при отклонении условий прокатки от стационарного режима. Усилие прокатки Р и крутящий момент $М_{кр}$ являются возмущающими воздействиями, которые выводят систему из установившегося состояния. Показательным примером

процесса холодной прокатки в нестационарных условиях является прокатка участков сварных стыков полос. Рассмотрим этот случай подробно.

6.2.2. Математическая модель контактных напряжений в очаге деформации при прокатке сварного шва

Построение математической модели прокатки сварных швов усложняется тем, что в основное дифференциальное уравнение контактных напряжений входят сопротивление деформации, которое выражается сложной и изменяющейся во времени по длине очага деформации зависимостью.

Для расчета контактных напряжений использовали дискретный аналог (1.11)–(1.12) дифференциального уравнения прокатки. Алгоритм расчета контактных напряжений в очаге деформации при прокатке шва представлен в виде блок-схемы, изображенной на рис. 6.13.

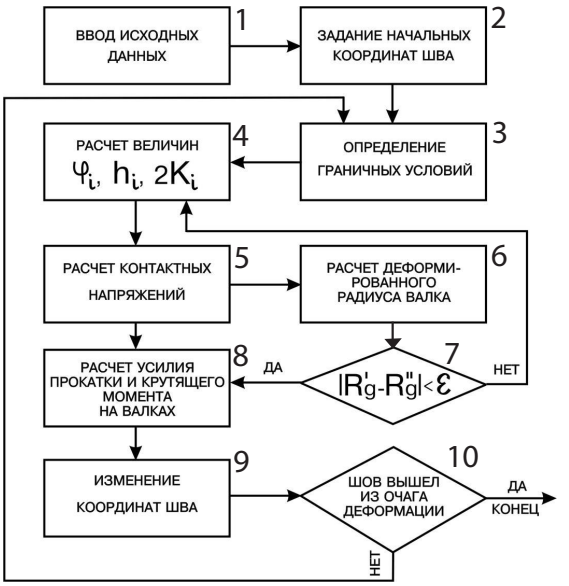


Рис. 6.13. Блок-схема расчета контактных напряжений в очаге деформации при прокатке сварного шва

При задании исходных данных выбирается число разбиений очага деформации, которое определяется погрешностью аппроксимации точного решения уравнения решением разностной задачи. Ранее показано, что при числе разбиений очага на 50 частей погрешность не превышает 1,0%. Другие параметры, в частности, толщина полосы, предел текучести, закон деформационного упрочнения и т.д. определяются свойствами прокатываемого металла, режимом прокатки и характеристикой прокатного оборудования (блок 1).

На первом этапе расчетов (блок 2) определяются контактные напряжения при установившейся прокатке полосы до участка шва. Положение шва задается координатами его границ. Передней границе шва присваивается координата 0, координата задней границы шва определяется длиной сварного шва в единицах деления очага деформации:

$$L_ш = \mathrm{E}\left(\frac{l_ш}{l}n + 0{,}5\right),$$

где $L_ш$ – длина шва в единицах деления очага деформации; E – целая часть числа; l – длина дуги контакта; $l_ш$ – длина шва; n – число делений очага деформации.

Определение значений переменных, которые входят в правые части формул (1.11) – (1.12), выполняется в блоке 3. Статическая составляющая сопротивления деформации вычисляется по эмпирическим зависимостям, рассмотренным выше:

$$2k_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(\sigma_{T_i}^{j} + a_i^j \varepsilon_i^{b_i^j}\right),$$

где $\sigma_{T_i}^{j}$ – исходный предел текучести в i-том сечении очага деформации, индекс j обозначает номер сечения сварного шва перед прокаткой (рис. 6.14);

a_i^j, b_i^j – константы упрочнения стали;

ε_i^j – суммарное обжатие полосы к i–му сечению очага деформации.

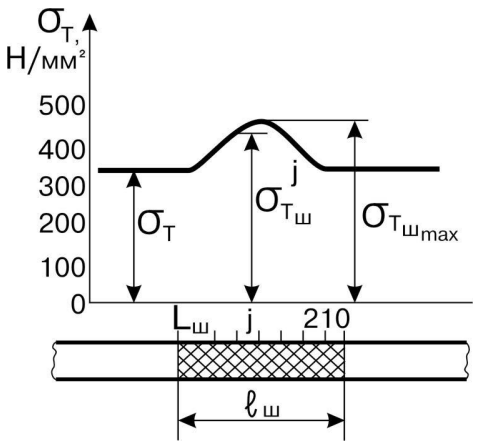


Рис. 6.14. Распределение предела текучести металла на участке сварного шва

Исследования механических свойств металла в районе сварного стыка показали, что для описания изменения предела текучести шва в направлении длины полосы можно применить синусоидальную функцию вида:

$$\sigma'_{T_{Ш}} = \sigma_{T_{CP}} \left[\left(1 + \frac{a_1}{2} \right) + \frac{a_1}{2} \sin(x - \pi) \right], \qquad (6.30)$$

где $\sigma_{T_{CP}} = 1/2(\sigma_{T_1} + \sigma_{T_2})$ – усредненный предел текучести стыкуемых полос;

$x = \pi(2j / L_{Ш} - 1)$ – координата по длине шва;

a_1 – коэффициент превышения предела текучести металла шва над пределом текучести металла полосы: $a_1 = \dfrac{\sigma_{T_{Ш}} - \sigma_{T_{CP}}}{\sigma_{T_{CP}}}$.

Граничные условия имеют вид: $\sigma_0 = -\sigma_{зад}$; $\sigma_n = -\sigma_{пер}$,

где $\sigma_{пер}$, $\sigma_{зад}$ – переднее и заднее удельные натяжения.

При прохождении через очаг деформации шов последовательно занимает различные положения: шов перед очагом деформации, шов находится частично в очаге деформации или полностью заполняет его, если длина шва больше длины очага деформации. В зависимости от того или иного положения шва в блоке 4 меняются граничные условия.

В блоке 5 реализуется решение разностной задачи. В направлении от входа к выходу очага деформации по уравнениям (1.11) рассчитываются продольные, а затем нормальные контактные напряжения в зоне отставания. По формулам (1.12) рассчитываются продольные и нормальные напряжения в зоне опережения. Точка пересечения полученных кривых определяет положение нейтрального сечения в очаге деформации. Расчет нормальных контактных напряжений уточняется с учетом упругой деформации валка (блоки 6 и 7). В блоке 8 выполняется расчет усилия прокатки и крутящего момента на валках при каждом положении сварного шва в очаге деформации. В блоке 9 производится перемещение сварного шва по очагу деформации. Движение шва моделируется изменением координат его границ.

Для примера на рис. 6.15 приведены кривые сопротивления деформации и нормальных напряжений в очаге деформации при прокатке сварного шва. Толщину полосы на участке шва в данном случае приняли постоянной.

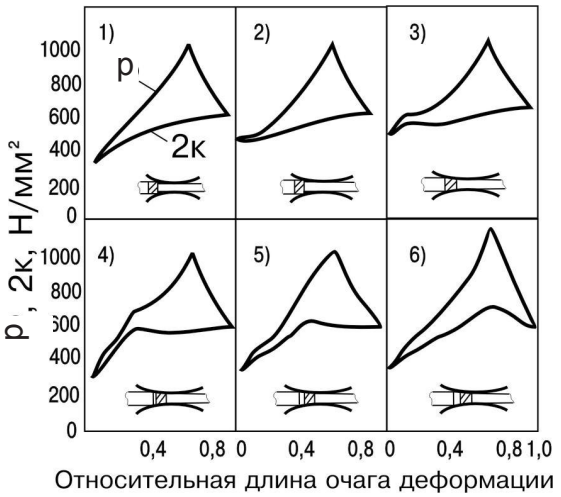


Рис. 6.15. Изменение сопротивления деформации 2к и нормальных напряжений p в очаге деформации на прокатке шва. Цифры на рисунке – положение участка сварного шва. Условия прокатки: h_0 = 3,0 мм; σ_{T_O} = 320 Н/мм²; $\ell_ш$ = 10 мм; h_1 = 1,8 мм; $\sigma_{T_{ШO}}$ = 430 Н/мм²; R = 250 мм; f = 0,08; $\sigma_{пер} = \sigma_з = 0$

Изменение усилия прокатки и крутящего момента показано на рис. 6.16.

Рис. 6.16. Изменение усилия Р и крутящего момента М при прокатке сварного шва. Условия прокатки те же, что и на рис. 6.15

Для выбранного примера максимум усилия прокатки достигается тогда, когда шов находится между 3 и 4 положениями, показанными на рис. 6.15.

Разработанный алгоритм расчета усилия Р и момента $M_{кр}$ при прокатке сварного шва позволяет провести не только качественный анализ характера нагружения клети стана, но и дать, используя уравнения движения, количественную оценку динамических нагрузок в электромеханической системе привода и клети при прокатке сварного шва. Кроме того, появляется возможность решить задачу выбора таких режимов прокатки, которые обеспечили бы максимальное снижение

динамических нагрузок в полосе при прокатке сваренных встык полос. Более подробно все эти вопросы рассмотрены в нашей работе [92].

6.2.3. Метод решения динамической задачи

Для решения системы дифференциальных уравнений движения механической системы «клеть–привод–полоса» (6.21) – (6.25) использовали конечно-разностный метод.

Время возмущающего воздействия сварного шва на очаг деформации разбили на m равных промежутков Δt. Предположили, что на каждом отрезке времени (t_i, t_{i+1}) параметры переходного процесса остаются неизменными. Это допущение приведет к незначительной погрешности, если шаг Δt выбрать достаточно малым. Приняли, что временной отрезок Δt соответствовал 1/10 периода собственных колебаний клети с учетом упругой связи со стороны деформируемого металла и примерно 1/50 периода собственных колебаний привода. Расчеты показали, что дальнейшее уменьшение отрезка времени Δt в два раза приводит к изменению результатов не более, чем на 2%. Следовательно, выбраный шаг времени обеспечивает достаточную точность решения системы уравнений (6.21) – (6.25).

Заменим непрерывную задачу (6.21) разностным аналогом:

$$\Delta x = \left(2 - \frac{C_k}{m}\Delta t^2\right)\Delta x_i - \Delta x_{i-1} + \frac{\Delta P(t_i)}{m}\Delta t^2 - \\ - sign\left[\frac{\Delta x_i - \Delta x_{i-1}}{\Delta t}\right] F(t_i)\Delta t^2 . \qquad (6.31)$$

$\Delta x_0 = 0$; $\Delta x_1 = 0$.

Начальные условия задавали исходя из того, что в начальный момент времени приращение упругой деформации клети и поступательная скорость валкового узла равны нулю (стационарный процесс).

Разностный аналог дифференциальных уравнений (6.22) – (6.24) описывается следующей системой алгебраических уравнений:

$$\varphi_{1_{i+1}} = \left(2 - 2n\Delta t - \frac{C_{12}}{\Theta_1}\Delta t^2\right)\varphi_{1_i} - (1 - 2n\Delta t)\varphi_{1_{i-1}} + \\ + \left(\frac{C_{12}}{\Theta_1}\Delta t^2 + 2n\Delta t\right)\varphi_{2_i} + \varphi_{2_{i+1}}\Delta t + \frac{\Delta M_{KP}}{\Theta_1}\Delta t^2 ;$$

$$\varphi_{2_{i+1}} = \left(2 - \frac{C_{12}}{\Theta_2}\Delta t^2\right)\cdot \varphi_{2_{i+1}} + \frac{C_{12}}{\Theta_2}\varphi_{1_i}\Delta t^2 + \frac{\Delta M_{дв}}{\Theta_2}\Delta t^2 ;$$
$$\Delta j_{i+1} = \left(1 - \frac{R_a}{L}\Delta t\right)\Delta I_i + \frac{C_B}{L}\left(\varphi_{2_{i+1}} - \varphi_{2_i}\right); \qquad (6.32)$$
$$\Delta M_{дв_{i+1}} = \frac{C_m}{\Theta_2}\Delta I_{i+1} .$$

Значения возмущающих параметров ΔP и $\Delta M_{кр}$, входящих в уравнения (6.31) и (6.32), рассчитываются на каждом временном отрезке $[t_i, t_{i+1}]$. Угловая скорость валка выражается первой производной угла поворота по времени $\omega_{1_i} = \dot{\varphi}_{1_i}$. В разностной форме она имеет следующий вид:

$$\omega_1 = \frac{\varphi_{1_{i+1}} - \varphi_{1_i}}{\Delta t} . \qquad (6.33)$$

Окружная скорость валка в момент времени t_{i+1} будет равна:

$$V_{в_{i+1}} = V_{в_i} + R\omega_{1_{i+1}} . \qquad (6.34)$$

Запишем разностные аналоги дифференциального уравнения натяжений полосы в межклетьевых промежутках (6.25). Для переднего натяжения в *k*-ой клети имеем:

$$T_{k,k+1}^{i+1} = T_{k,k+1}^{i} + \frac{E_k\Theta_k}{l_{k,k+1}}\left(V'^{i}_{k+1} - V_k^i\right)\Delta t . \qquad (6.35)$$

Величину заднего натяжения рассчитываем по формуле:

$$T_{k-1,k}^{i+1} = T_{k-1,k}^{i} + \frac{E_{k-1}Q_{k-1}}{l_{k-1,k}}\left(V'^{i}_{k} - V_{k-1}^i\right)\Delta t . \qquad (6.36)$$

За начальные значения переднего и заднего натяжений принимаем натяжения при установившемся процессе прокатки заднего конца полосы. Рекуррентными соотношениями (6.35), (6.36) заканчивается построение разностной схемы для расчета параметров переходного процесса в стане, которая представляет собой систему алгебраических уравнений. Для ее решения использовали итерационный метод. На каждом шаге времени расчет выполняется в том же порядке, в каком расписана схема (6.31) – (6.36) и заканчивается после того, как относительная

разность значений произвольно выбранного динамического параметра не будет меньше некоторой, наперед заданной величины.

6.2.4. Моделирование переходного процесса при прокатке сварного шва

Вычислительные эксперименты, имевшие целью исследование переходного процесса при прокатке сварного шва, выполнили, используя условия холодной прокатки полос размером 0,5 х 1015 мм из стали 08кп на 5-ти клетьевом стане 1700. Выбор полос этого сортамента обусловлен тем, что зачастую он составляет значительную долю в объеме производства тонколистовых станов, а прокатка его является наиболее трудоемкой из-за проблем с прокатываемостью сварных швов.

Параметры главных линий клетей стана приведены в табл. 6.2. Поскольку большинство порывов сварных швов происходит в последнем межклетьевом промежутке – между четвертой и пятой клетями, – исследования выполнили для предпоследней (четвертой) клети стана.

Таблица 6.2

Исходные данные для решения системы уравнений динамики переходного процесса в 5-ти клетьевом стане 1700

Параметры процесса	Клеть 1	Клети 2 – 5
Масса рабочего валка с подушками, кг	960	960
Масса опорного валка с подушками, кг	10500	10500
Жесткость клети, МН/мм	4500	4500
Индуктивность якорной цепи двигателя L, Гн	7 х 10	3,24 х 10
Сопротивление якорной цепи, R_a, Ом	0,0075	0,0055
Электромеханическая постоянная времени привода, с	0,043	0,081– 0,115
Постоянная двигателя C_e, вс	0,628	0,293
Постоянная двигателя C_m, кгс·м/а	0,61	0,29
Приведенный момент инерции якоря двигателя $\Theta_я$, кгс·м·с^2	765	765
Приведенный момент инерции валков $\Theta_в$, кгс·м·с^2	186,2	159,7
Приведенная жесткость валопровода C_{12}, кгс·м (верхнего/нижнего валка)	$\frac{4,15 \cdot 10^5}{9,35 \cdot 10^5}$	$\frac{5,2 \cdot 10^5}{6,2 \cdot 10^5}$

В результате решения системы уравнений (6.21) – (6.29) получили кривые изменения крутящего момента в валопроводе, усилия прокатки, натяжений полосы, толщины полосы на выходе из клети и т.д. Расчетные значения параметров переходного процесса приведены на рис. 6.17.

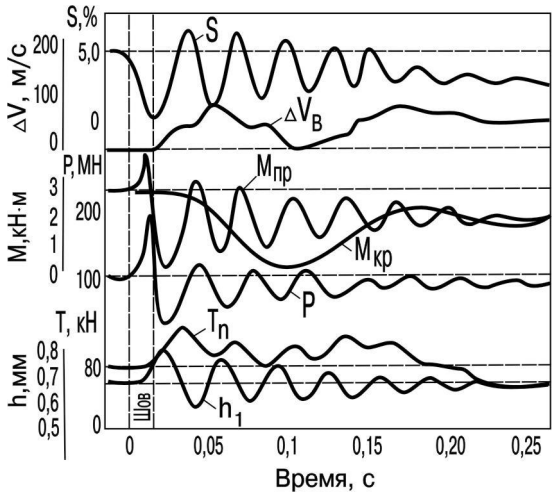


Рис. 6.17. Результаты моделирования переходного процесса в четвертой клети стана 1700 при прокатке сварного шва.
Условия прокатки: h_1 = 0,9 мм; T_0 = 146 Н; B = 1015 мм; h_2 = 0,8 мм; T_1 = 146 Н; $\ell_ш$ = 30,0 мм; $h_ш$ = 1,0 мм; V = 5,0 м/с; ε = 25%

Анализ переходного процесса в системе привод–клеть–полоса показал, что во время прохождения сварного шва через очаг деформации резко изменяются опережение S металла в очаге деформации, усилие P и момент прокатки $M_{пр}$. Первое обстоятельство приводит к изменению скорости выхода полосы из межвалкового зазора, а второе и третье – к поступательным вертикальным и вращательным колебаниям валков. Расчетами установлено, что изменение переднего натяжения полосы при прокатке разнотолщинного сварного шва состоит из нескольких составляющих: изменения натяжения в результате поступательных колебаний валкового узла (высокочастотной составляющей), крутильных колебаний системы привод-валок (низкочастотной составляющей), а также изменения опережения металла в очаге деформации и изменения скорости вращения якоря двигателя.

При прокатке сварного шва типичной конфигурации (после толстого конца прокатывается тонкий, а собственно сварной шов имеет утолщение) переднее натяжение возрастает наиболее заметно. Это обусловлено тем, что во время нахождения сварного шва в межвалковом зазоре растет усилие прокатки и увеличивается толщина полосы на выходе из клети. Вслед за сварным швом прокатывается полоса меньшей толщины, что сопровождается дополнительным уменьшением обжатия. В результате уменьшается опережение, а это вызывает

рост переднего натяжения. Так, при прокатке сварного шва размером h_1 = 0,9 мм; $h_ш$ = 1,0 мм; h_2 = 0,8 мм; $l_ш$ = 30 мм со скоростью 5,0 м/с переднее натяжение возрастает на 68%. Характерно, что максимум полного переднего натяжения соответствует минимальной толщине полосы на выходе из клети. Это приводит к дополнительному увеличению удельного натяжения в этом сечении (до 100%). Моделирование переходного процесса при ступенчатом изменении толщины прокатываемой полосы и неизменных свойствах и геометрии самого шва показало, что изменение натяжения полосы в этом случае значительно меньше и составляет всего 20%.

Таким образом, полученные с помощью дискретной модели процесса прокатки результаты показывают, что совокупное действие разнотолщинности стыкуемых полос и утолщения сварного шва приводит к значительному возрастанию натяжения при прохождении сварного стыка через очаг деформации, которое может вызвать порыв полосы. Более детальный анализ процесса прокатки участков полос со сварными швами приведен в следующем разделе книги, а также в нашей работе [92].

Глава 7

Оптимизация технологических режимов непрерывной холодной прокатки полос

Выбор критерия и метода оптимизации

Выбор величины относительного обжатия в последней клети стана холодной прокатки

Прокатка в насеченных валках

Прокатка в «холодных» валках

Особенности технологии прокатки полос со сварными соединениями

Влияние технологических параметров процесса прокатки на натяжение полосы

«Эффект скорости» при разгоне и торможении стана

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ НЕПРЕРЫВНОЙ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ПОЛОС

7.1. Выбор критерия и метода оптимизации

Соблюдение технологических и конструкционных ограничений процесса холодной прокатки не позволяет единообразно распределять обжатия по клетям непрерывного стана, так как даже одним и тем же ограничениям удовлетворяет большое число отличающихся друг от друга режимов. Практика показывает, что зачастую даже на аналогичных станах при сходном сортаменте принятые деформационно-скоростные режимы прокатки различны. Поэтому в любом случае выбор режимов прокатки в каждом конкретном случае представляет собой решение задачи оптимизации. Основные этапы решения этой задачи состоят в выборе критерия (стратегии) оптимизации, определении ограничений для технологических условий и конструкционных параметров прокатного стана, выборе метода оптимизации, разработке соответствующего алгоритма и способов его реализации.

В качестве стратегий (критериев) оптимизации могут приниматься:

а) достижение максимальной степени деформации полосы:

$$\mu_c = \prod_{i=1}^{n} \frac{h_{0i}}{h_{1i}} \to \max, \tag{7.1}$$

где h_{0i}, h_{1i} – толщина полосы соответственно на входе и выходе в каждой i-ой клети; n - количество клетей;

б) достижение максимальной производительности стана:

$$\Pi = \sum_{i=1}^{n} (A_i V_i) \to \max, \tag{7.2}$$

где A_i, V_i – соответственно масса 1 погонного м полосы и скорость прокатки в i-ой клети;

в) достижение минимальной удельной энергоемкости процесса прокатки:

$$Э_\Sigma = \sum_{i=1}^{n} Э_i \to \min, \tag{7.3}$$

где $Э_i$ – удельная энергоемкость процесса прокатки полосы в i-ой клети;

г) достижение минимальной продольной разнотолщинности полосы :

$$K_в = \prod_{i=1}^{n} K_i \to \max, \tag{7.4}$$

где K_i – коэффициент выравнивания продольной разнотолщинности в i-ой клети;

д) обеспечение плоскостности полосы :

$$\frac{\Delta h_i}{h_i} = const, \tag{7.5}$$

где Δh_i, h_i – соответственно поперечная разнотолщинность и толщина полосы на выходе из i-ой клети.

Приведенные критерии оптимизации косвенно или напрямую зависят от характера нагружения клетей стана по усилию или мощности прокатки. Для математической записи критерия оптимальности, отражающего заданное распределение нагрузок по клетям стана, использовали решение известной изопериметрической задачи [93]:

$$F = \prod_{i=1}^{n} \left(k_i \frac{Q_c}{Q_i} \right)^{\frac{1}{n}}, \mathrm{F} \to \min = n, \tag{7.6}$$

где $Q_c = \sum_{i=1}^{n} \frac{Q_i}{k_i}$ – условная суммарная нагрузка по стану; n – число клетей стана; k_i – числа, задающие соотношения нагрузок по клетям стана или коэффициенты загрузки; Q_i – нагрузка в i-й клети. Данный критерий оптимальности должен стремиться к минимуму, равному числу клетей стана.

Возможно использование и другого критерия оптимальности, представляющего собой сумму абсолютных значений разностей нагрузок в i-й и (i+1)-й клетях, которая при заданном распределении нагрузок K_i по клетям стана будет стремиться к нулю:

$$F = \sum_{i=2}^{n} \left| \frac{Q_i}{k_i} - \frac{Q_{i-1}}{k_{i-1}} \right|, \mathrm{F} \to \min = 0. \tag{7.7}$$

Искомый режим обжатий должен обеспечивать равенство:

$$\frac{Q_1}{k_1} = \frac{Q_2}{k_2} = \ldots = \frac{Q_n}{k_n}. \qquad (7.8)$$

Рассмотрим алгоритм итерационного метода оптимизации[1] режима обжатий согласно заданному коэффициентами k_i распределению нагрузок по клетям стана [94]. В общем случае нагрузки на 1-м шаге итерационного процесса Q_i', полученные при исходном распределении обжатий ε_i', не удовлетворяют соотношению (7.8). Поэтому следует скорректировать обжатия в клетях стана. Это удобно сделать, если предположить прямо пропорциональную зависимость нагрузки от обжатия:

$$\frac{\varepsilon_i'}{\varepsilon_i''} = \frac{Q_i'}{Q_i''}, \qquad (7.9)$$

где ε_i', ε_i'' – относительные обжатия для i-й клети в 1-й и 2-й итерациях;

Q_i', Q_i'' – нагрузки в i–й клети, полученные при 1-й и 2-й итерациях.

Поправочный коэффициент обжатия в i-й клети, начиная со 2-го шага итерационного процесса, определяют как отношение условной средней нагрузки по стану к нагрузке в исследуемой клети с учетом принятого коэффициента загрузки:

$$a_i'' = Q_c' \frac{k_i}{nQ_i'}. \qquad (7.10)$$

Условную суммарную нагрузку по стану Q_c' рассчитываем на каждом итерационном шаге. Нагрузка на следующем итерационном шаге Q_i'' должна стремиться к отношению $Q_c' \frac{k_i}{n}$.

Новое ориентировочное распределение обжатий $\varepsilon_{бi}''$ рассчитываем по формуле:

$$\varepsilon_{бi}'' = a_i'' \varepsilon_{бi}'. \qquad (7.11)$$

Для повышения скорости сходимости вводим коэффициент релаксации k_p, а для учета аномального влияния обжатия на нагрузку предусматривается возможность смены знака приращения степени деформации по результатам предыдущего

[1] Разработан совместно с И.Ю. Приходько

итерационного шага. Знак приращения обжатия в каждой клети соответствует знаку произведения приращения нагрузки и обжатия предыдущего шага:

$$k_i'' = sign\,\{(Q_i'' - Q_i')(\varepsilon_i'' - \varepsilon_i')\}; \qquad (7.12)$$

$$\varepsilon_i'' = \varepsilon_i'\left[1 + k_i'' k_p\left(\frac{Q_{cp} k_i}{Q_i} - 1\right)\right], \qquad (7.13)$$

где k_p – коэффициент релаксации (в первом приближении может быть принят $k_p = 0{,}5$);

Q_{cp} – условная средняя нагрузка по стану.

С помощью соотношений, приведенных в работе [94], ориентировочные обжатия $\varepsilon_{бi}''$ пересчитываем в фактические ε_i'' и проводим очередной расчет нагрузок Q_i''. На основании полученных значений Q_i'' снова корректируем обжатия по формулам (7.11) – (7.13). Процедура повторяется до тех пор, пока не будет достигнута заданная точность критерия оптимальности (7.6).

Число итераций практически не зависит от числа клетей стана. Это выгодно отличает данный метод оптимизации от других. Высокая сходимость итерационного метода оптимизации позволяет применять его в системах начальной настройки, динамической перестройки, автоматического регулирования толщины, а также быстро и с высокой точностью проводить вычислительные эксперименты по оптимизации режимов обжатий. Например, режим обжатий с равномерным распределением усилий по клетям наиболее полно отвечает задаче получения холоднокатаных полос высокого качества на современных станах, оснащенных комплексом средств оперативного управления толщиной, профилем и формой. Он способствует стабильности процесса и его минимальной энергоемкости, что подтверждено практикой листопрокатного производства [93].

7.2. Выбор величины относительного обжатия в последней клети стана холодной прокатки

Современные непрерывные станы холодной прокатки оснащены автоматическими системами регулирования толщины и натяжения (САРТиН), профиля и формы (САРПФ) полосы. Опыт показывает, что эффективная работа автоматических систем регулирования САРТиН и САРПФ в большой мере обеспечивается правильным выбором базового режима (стратегии) прокатки. Так, например, для условий и сортамента 6-ти клетьевого стана 1400 было установлено, что стабильность процесса прокатки обеспечивается лишь при

высоких относительных обжатиях (35-40%) в последней клети. В этом случае существенно повышаются эффективность работы автоматических систем САРТиН и САРПФ и, соответственно, качество продукции.

Применение высоких обжатий в последней клети дает возможность осуществлять традиционную схему регулирования натяжения полосы в последнем межклетьевом промежутке за счет изменения положения нажимных устройств 6-й клети стана. Эффективность работы системы САРТиН определяли путем сравнения передаточных отношений $\partial h_1 / \partial T_0$ и $\partial T_0 / \partial S$ при разных уровнях обжатий (h_1 – толщина полосы на выходе из клети; T_0 – заднее натяжение полосы, S – положение нажимных винтов). Изменение заднего натяжения $T_{k,\,k+1}$ полосы является функцией изменения скорости движения полосы ($V_{0,\,k+1}$) на входе в межвалковый зазор $k+1$-ой клети:

$$\frac{\partial T_{k,k+1}}{\partial t} = \frac{E_k Q_k}{L_{k,k+1}} (V_{0,k+1} - V_{1,k}) , \qquad (7.14)$$

где E_k, Q_k – модуль упругости и поперечное сечение полосы в промежутке;

$L_{k,k+1}$ – расстояние между клетями;

$V_{1,k}$ – скорость выхода полосы из k-ой клети.

При стационарном процессе $V_{0,k+1} = V_{1,к}$.

Перемещение нажимных винтов $k+1$-ой клети приводит к изменению относительного обжатия ε_{k+1}, что влечет за собой изменение входной скорости на величину $\delta V_{0,k+1}$:

$$V_{0,k+1} + \delta V_{0,k+1} = V_в \left[1 - \frac{h_1 + \delta h_1}{h_0} (1 + S + \delta S) \right].$$

Тогда

$$\partial T_{k,k+1} = \frac{E_k Q_k}{L_{k,k+1}} \delta V_{0,k+1} \cdot \partial t . \qquad (7.15)$$

Для определения передаточного отношения $\frac{\partial T_{k,k+1}}{\partial S}$ необходимо исследовать величину $\frac{E_k Q_k}{L_{k,k+1}} \cdot \frac{\delta V_{0,k+1}}{\partial S}$, причем с целью сравнительного анализа эффективности воздействия удельного натяжения на толщину полосы при разных обжатиях достаточно рассмотреть отношение $\frac{\delta V_{0,k+1}}{\partial S}$, т.к. величина $\frac{E_k Q_k}{L_{k,k+1}} = const.$

Исследовали процесс прокатки полос толщиной 0,25 мм в 6-й клети стана 1400 при двух уровнях обжатий: 37,5% и 16,7%. Толщина полосы перед 6-й клетью соответственно равнялась 0,4 и 0,3 мм. Производные $\frac{\partial h_{06}}{\partial S_{06}}$ и $\frac{\partial V_6}{\partial S_6}$ оценивали численно путем линейной аппроксимации функций P = P(ε), S = S(P) в окрестности h_6 = 0,25 ± 0,02 мм (рис. 7.1).

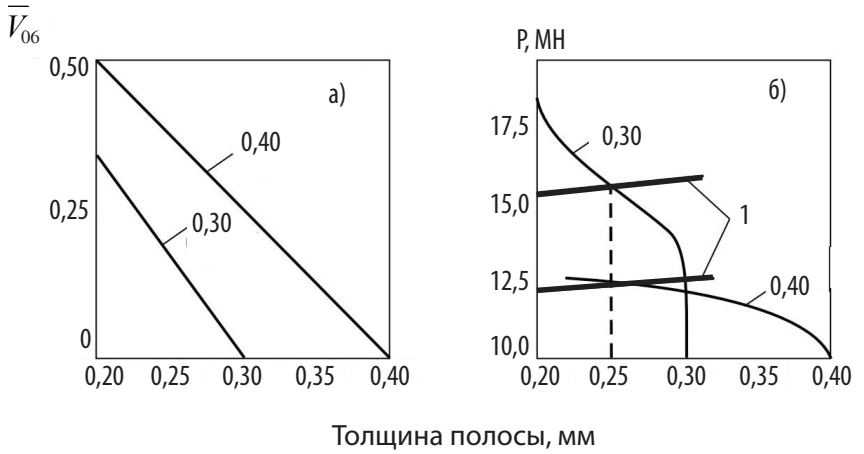


Рис. 7.1. Влияние исходной толщины полосы и обжатия на относительную скорость $\overline{V}_{06}$ заднего конца полосы (а) и на усилие прокатки P в шестой клети стана 1400 (б).
Обозначения на рисунке: 1 – линии упругой деформации клети; цифры у кривых – толщина полосы на входе в шестую клеть стана, мм.

$$\overline{V}_{06} = \frac{V_{06} - V_{вб}}{V_{вб}}$$

Согласно результатам расчетов для полосы толщиной h_{16} передаточное отношение $\frac{\partial V_{06}}{\partial S_6}$ при обжатии 37,5% больше в 3 раза, чем при обжатии 16,7%, т.е. регулирование натяжения в последнем межклетьевом промежутке за счет перемещения нажимных устройств 6-й клети значительно эффективнее. Кроме того, увеличение отношения $\frac{\partial \overline{V}_{06}}{\partial S_6}$ при малом обжатии приводит к существенному

росту усилия прокатки. Так, при ε = 37,5% $\frac{\partial P_6}{\partial h_{16}} = 5$, а при ε = 16,7% $\frac{\partial P_6}{\partial h_{16}} = 35$; соответственно $\frac{\partial P_6}{\partial S_6}$ равно 0,50 и 0,13.

Принцип тонкого регулирования толщины полосы на непрерывном стане холодной прокатки основан на зависимости усилия прокатки от заднего натяжения полосы и осуществляется путем рассогласования скоростей смежных клетей. Рассмотрим влияние заднего натяжения полосы на h_{16} при различных обжатиях. На рис. 7.2 изображены кривые усилия прокатки при ε = 37,5% и ε = 16,7% для трех уровней заднего удельного натяжения: σ_{06} = 200, 150 и 100 Н/мм^2. Влияние натяжения σ_{06} на толщину полосы h_6 определяли графическим путем. За базовый уровень натяжения приняли σ_{06} = 200 Н/мм^2.

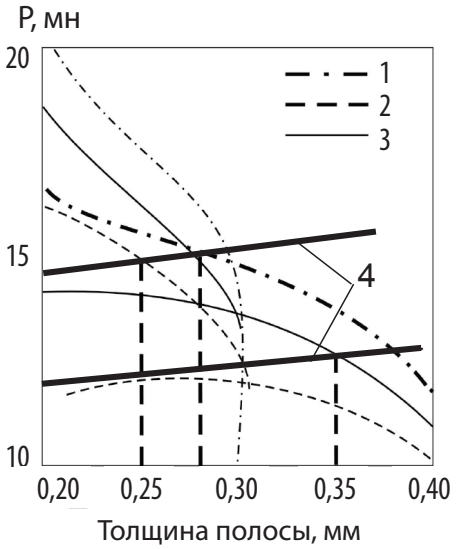


Рис. 7.2. Влияние исходной толщины, обжатия и натяжения полосы на усилие прокатки в шестой клети НСХП 1400. Условия прокатки те же, что и на рис. 7.1. Обозначения на рисунке:
1 – σ_{06} = 100 Н/мм^2; **2** – σ_{06} = 150 Н/мм^2; **3** – σ_{06} = 200 Н/мм^2;
4 – линии упругой деформации клети

Численный анализ показал, что снижение заднего натяжения полосы от 200 до 150 Н/мм^2 при h_5 = 0,40 мм приводит к увеличению усилия прокатки, упругой деформации клети и, как следствие, к увеличению толщины полосы на выходе из 6-й клети примерно на 0,10 мм, а при h_5 = 0,30 мм – на 0,03 мм,

т.е. передаточное отношение $\frac{\partial h_6}{\partial \sigma_{06}}$ при высоких обжатиях значительно больше, чем при малых. В конкретном случае отношения $\frac{\partial h_6}{\partial \sigma_{06}}$ составили соответственно 0,0024 мм/Н/мм^2 и 0,008 мм/Н/мм^2, т.е. при обжатии 37,5% передаточное отношение в 3,3 раза больше, чем при ε = 16,7%.

Эксперименты, проведенные на стане 1400, подтвердили эти закономерности. Так, при обжатии ε = 7,0% влияние перемещения нажимных винтов 6-й клети на заднее натяжение полосы выявить вообще не удалось вследствие перегрузки клети по усилию прокатки. Есть все основания полагать, что механизм влияния обжатия в последней клети стана на эффективность работы САРПФ близок к рассмотренному выше. Действительно, регулирование профиля полосы происходит за счет неравномерного обжатия полосы по ее ширине независимо от того, за счет какого воздействия осуществляется перераспределение: работы системы гидравлического изгиба валков (САРПИВ) или системы их локального охлаждения (САПОЖ). Анализ работы САРПИВ показал, что в условиях высоких обжатий в 6-й клети передаточное отношение «форма полосы/усилие изгиба» в 10 раз больше, чем при малых обжатиях.

Согласно результатам вычислительных экспериментов, с увеличением толщины прокатываемых полос до 1,0 мм эффективность регулирования толщины за счет изменения заднего натяжения резко снижается (в 10 раз по сравнению с прокаткой полос толщиной 0,25 мм). Эффективность регулирования толщины относительно толстых полос (≥ 0,7 мм) также существенно зависит от величины обжатия в клети. Так, для ε = 28,6% она в 4 раза выше, чем при ε = 9,1%.

Таким образом, для эффективного функционирования локальных систем автоматического регулирования толщины, натяжения и профиля полосы при холодной прокатке обжатие в последней клети стана должно быть достаточно большим, а величины передаточных коэффициентов в автоматических системах регулирования необходимо определять с учетом уровня обжатия в клети и толщины прокатываемой полосы.

7.3. Прокатка в насеченных валках

По общепринятой технологии поверхность рабочих валков последней клети НСХП (за исключением станов, на которых прокатывается жесть) насекают до шероховатости 3,0-4,0 мкм *Ra*. Поэтому в начальный период их кампании усилие прокатки часто превышает допустимый уровень, что влечет за собой потерю плоскостности, либо не позволяет получать заданную толщину готовой полосы. По мере износа шероховатости валков усилие прокатки уменьшается, приближаясь

к своему номинальному значению, обусловленному заданным режимом обжатий и натяжений.

Одним из способов решения проблемы стабилизации процесса прокатки могло бы явиться применение в последней клети стана относительно гладких (шлифованных) валков. Однако при этом увеличивается свариваемость витков в рулонах во время отжига, а также возрастает вероятность “прилипания” полосы к валкам, следствием которого могут стать дефекты поверхности холоднокатаной полосы.

Одновременное использование в последней клети одного насеченного, а другого шлифованного рабочих валков не нашло широкого распространения в производственной практике.

С целью определения возможностей стабилизации усилия прокатки, толщины и формы холоднокатаной полосы в процессе износа исходной насечки валков на 4-х клетьевом стане 1700 исследовали[1] влияние шероховатости рабочих валков на величину обжатия и усилия в последней (четвертой) клети при прокатке полос из низкоуглеродистой стали толщиной 0,51-0,54 мм. Стабилизировать усилие прокатки и конечную толщину полосы попытались путем параметрического (программного) изменения режимов обжатий и натяжений.

Режимы динамической перестройки обжатий в процессе износа шероховатости насеченных валков рассчитывали с помощью математической модели непрерывного стана холодной прокатки. Изменение шероховатости поверхности валков моделировали путем изменения коэффициента $K_в$, входящего множителем в формулу коэффициента трения (6.15).

Алгоритм расчета режима обжатий был организован таким образом, что по мере износа шероховатости рабочих валков 4-й клети, а следовательно, соответствующем изменении коэффициента трения, изменяли величину относительного обжатия ε_4 для обеспечения постоянного усилия прокатки P_4. Обжатие в первой клети стана оставляли постоянным, равным 30%, а оставшуюся часть суммарного обжатия перераспределили между 2 и 3-й клетями.

Результаты расчета показывают (рис. 7.3), что для обеспечения постоянного усилия прокатки величиной 13,5 МН в 4-ой клети стана прокатку в начальный период кампании валков необходимо вести с минимальным обжатием (2-4%). При этом несмотря на существенное изменение относительных обжатий во 2 и 3-й клетях усилие прокатки в них изменяется незначительно (на 1 МН). Характерно, что с уменьшением обжатия в этих клетях значения усилия возрастают. Это объясняется тем, что при постоянных полных натяжениях полосы удельные натяжения во втором и третьем межклетьевых промежутках уменьшаются.

---

[1] Совместно с В.В. Кузнецовым, Е.А.Парсенюком, Л.А. Томашевским

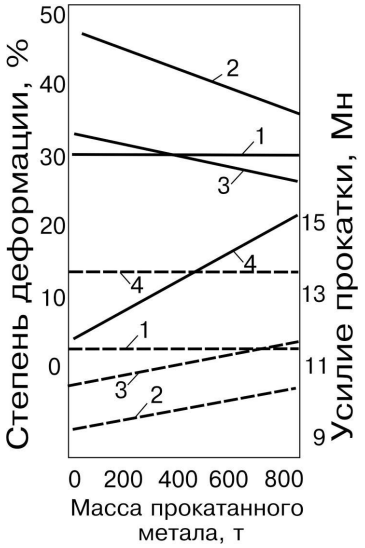


Рис. 7.3. Перераспределение обжатий (сплошные линии) и усилий прокатки (пунктирные линии) в клетях четырехклетьевого стана 1700 в зависимости от массы прокатанных полос размерами 2,5/0,51×1000 мм в насеченных валках последней клети. Цифры у линий обозначают номер клети

Таким образом, поддержание постоянного усилия и толщины полосы при прокатке в насеченных валках можно и нужно обеспечивать путем динамической перестройки режима обжатий по клетям стана по мере износа насечки валков.

7.4. Прокатка в «холодных» валках

Рабочие валки устанавливают в прокатную клеть при их температуре, равной, как правило, температуре окружающей среды. В процессе непрерывной холодной прокатки валки разогреваются примерно до 70 °С в середине длины бочки. Разность температур между средней частью и краями бочки валков достигает 10-30 °С. Это приводит к образованию тепловой выпуклости валка до 0,1-0,2 мм. Как правило, разогрев валков длится от 0,5 до 1,0 часа. Нарастание тепловой выпуклости валков происходит постепенно по ходу их эксплуатации. Это затрудняет получение полос с высокой плоскостностью и снижает точность прокатки в начале кампании валков. Поэтому на практике часто применяют валки с увеличенной исходной выпуклостью, чтобы в начале кампании валков получать полосу плоской формы. Однако при разогреве валков с появлением тепловой выпуклости образуется коробоватость полос, вследствие чего происходит концентрация удельного натяжения на кромках полосы и увеличивается вероятность ее порыва между клетями. Порывы полос, обусловленные нестабильностью профиля валков, выводят валки из строя, укорачивают срок их службы, снижают производительность стана, ухудшают

качество готовой продукции. Поэтому эффективными следует считать решения, которые компенсировали бы изменение тепловой выпуклости рабочих валков во время их нагрева в клети до рабочей температуры.

Профиль активной образующей рабочих валков, определяющий форму межвалкового зазора и прокатанной полосы, формируется за счет наложения исходного (шлифовочного) профиля, упругого прогиба валков и их теплового профиля. Поэтому нарастание теплового профиля валков можно компенсировать увеличением упругого прогиба валков. Упругий прогиб валков прямо зависит от усилия прокатки, а последнее является функцией обжатия и натяжения полосы. К примеру, уменьшение межклетьевого натяжения полосы приводит к увеличению усилия прокатки и, следовательно, прогиба валков.

Расчетами установлено, что удельное натяжение полосы в процессе ее прокатки целесообразно уменьшать по мере увеличения массы прокатываемого металла в соответствии со следующей зависимостью:

$$\sigma = \sigma_0 (1 + a e^{-kG}) , \qquad (7.21)$$

где σ и σ_0 – текущее и исходное значения удельных натяжений полосы, Н/мм^2;

a и k – коэффициенты, зависящие от сортамента прокатываемого металла: $0{,}008 < k < 0{,}035$; $0{,}5 < a < 3{,}0$;

G – масса металла, прокатанного в валках с момента их установки в клеть, т.

После завалки в клеть нового комплекта рабочих валков при прокатке первой полосы удельное межклетьевое натяжение необходимо устанавливать таким, чтобы его значение превышало базовое значение σ_0 в $(1+a)$ раз. После прокатки первого рулона массой G_1 следует определить и установить новое значение межклетьевого натяжения при $G = G_1$. Аналогично пересчитывается новое значение натяжения после прокатки второго, третьего рулона и т.д. Поскольку с увеличением массы прокатанного металла величина σ асимптотически приближается к базовому значению σ_0, уменьшение натяжения следует прекратить, когда относительная разность между σ и σ_0 становится меньше 10%.

Реализация представленного технического решения в условиях 4-клетьевого стана холодной прокатки 1700 позволила более чем в 10 раз снизить количество порывов полос. Широкое промышленное использование его возможно как при ручном управлении, так и с помощью средств автоматизации, оснащенных системами определения фактической массы прокатанного металла.

7.5. Особенности технологии прокатки полос со сварными соединениями

Прохождение сварных стыков полос через очаг деформации при прокатке на непрерывном стане сопровождается нарушением стабильности процесса. Возмущающими факторами служат колебания механических свойств металла полос и сварного шва, различные толщины концов состыкованных полос и участка шва (рис. 7.4).

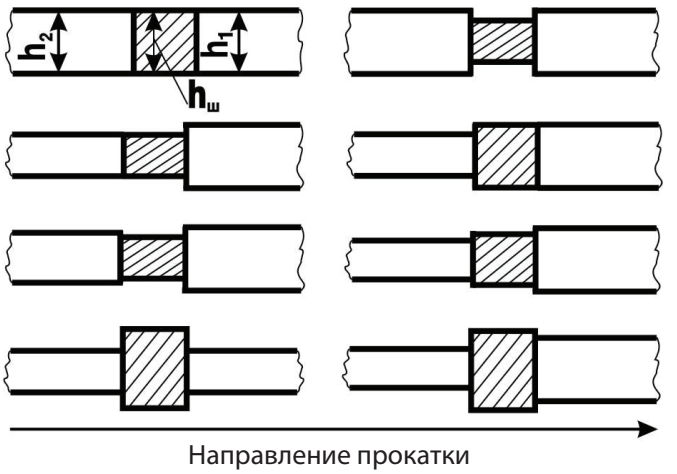


Рис. 7.4. Конфигурации сварных стыков полос

Как было показано в предыдущей главе книги, при захвате рабочими валками сварного шва резко изменяются параметры процесса – усилие прокатки, опережение и крутящий момент на валках. Результаты исследований толщины полосы в зоне сварного шва, прокатанной на непрерывном стане холодной прокатки 1200 (рис. 7.5), подвердили наличие вертикальных упругих колебаний валков после прокатки сварного стыка.

Исследования геометрии сварного шва после холодной прокатки показали, что разнотолщинность стыкуемых полос в районе сварного шва сохраняется. Результаты замеров продольного профиля сварных швов до и после холодной прокатки на пятиклетьевом стане 1200 приведены на рис. 7.6.

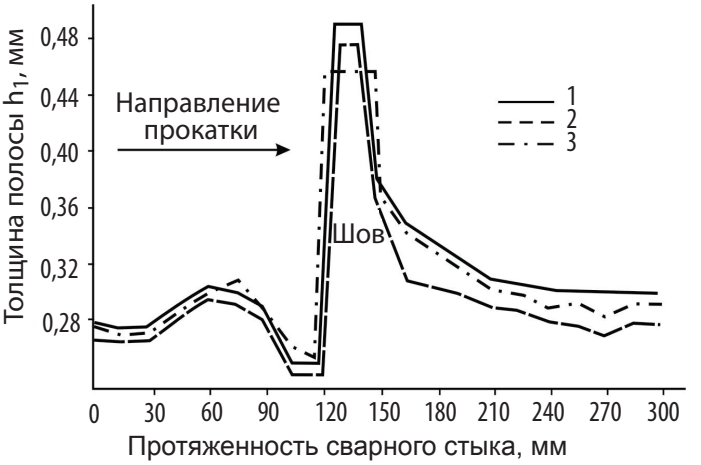


Рис. 7.5. Изменение толщины полосы в зоне сварного шва после прокатки на пятиклетьевом стане 1200 ММК:
1 – середина полосы; **2** – правая кромка; **3** – левая кромка

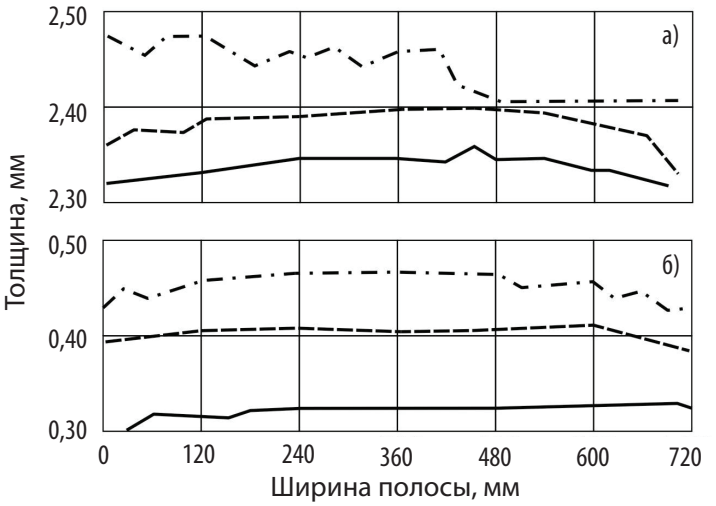


Рис. 7.6. Профили поперечного сечения полос и сварных швов в направлении, перпендикулярном оси прокатки в исходном состоянии(а) и после прокатки (б): сплошные линии – передние концы полос; пунктирные – задние; штрихпунктирные – сварной шов

Следует отметить, что исходная относительная разнотолщинность свариваемых концов полос после холодной прокатки обычно возрастает в 2-3 раза.

Для исследования процесса прокатки сварных швов с помощью математической модели необходимо предварительно задаться распределением толщины и предела текучести металла на участке сварного шва и законом деформационного упрочнения металла полосы и шва. В сварных стыках задний конец полосы по ходу холодной прокатки (h_1), как правило, толще переднего (h_2). Разнотолщинность сварных стыков подката для различных станов может достигать 0,20 мм и более, а доля стыков с такой разнотолщинностью – 20%.

При сварке полос температура металла в околошовной области изменяется от температуры плавления до исходной температуры металла. По типу микроструктуры эта область разделяется на зону собственно шва (зону плавления) и на зоны термического влияния. Зона собственно шва имеет длину в среднем 5-6 мм, а зоны термического влияния до 15-16 мм. В соответствии с различием микроструктуры свойства металла сварного соединения отличаются от свойств металла стыкуемых полос. В области сварного стыка твердость и предел текучести металла (расчетный) монотонно возрастают от исходного значения до максимальных величин в центре сварного шва, а далее постепенно понижаются до исходных свойств другой стыкуемой полосы. При твердости полос 60-70 ед. HRB твердость и предел текучести металла шва на 25-30% выше.

Данные о распределении механических свойств металла, в частности, его твердости в районе сварного шва до и после холодной прокатки приведены в табл. 7.1.

Таблица 7.1

Твердость HRB стали 08кп в районе сварного шва до и после холодной деформации

№ образца	До прокатки			№ образца	После прокатки		
	полоса	шов	полоса		полоса	шов	полоса
1	63	71	64	6	94	96	93
2	70	77	66	7	94	95	94
3	69	79	60	8	94	93	93
4	64	75	67	9	92	95	95
5	62	72	65	10	94	92	95

Экспериментальные данные говорят о том, что при достижении суммарного обжатия 60-70 % механические свойства металла полосы и шва практически выравниваются. На основании этого вывода определяли константы a и b, входящие в формулу (6.2). Для швов из стали 08кп они получались равными следующим значениям: $a = 17$; $b = 0{,}7$.

Анализ геометрии и механических свойств металла в районе сварного шва показывает наличие возмущающих факторов – значительной разнотолщинности полосы в продольном направлении, которая по относительной величине увеличивается в процессе прокатки, и различия в механических свойствах, уменьшающегося по мере деформации полосы. Следует также обратить внимание на характер изменения толщины в районе сварного соединения в направлении прокатки. Довольно часто за относительно толстым участком металла передней полосы следует еще более толстый шов, а затем тонкий участок последующей полосы.

7.5.1. Влияние технологических параметров процесса прокатки на натяжение полосы

Для уменьшения обрывности сварных швов режимы прокатки следует выбирать таким образом, чтобы получить наименьшие динамические нагрузки в прокатываемой полосе. Влияние различных факторов на межклетьевое натяжение полосы оценивали с помощью коэффициента динамичности $K_д$, равного отношению максимального значения натяжения σ_{max} к его начальному значению $\sigma_{уст}$:

$$K_Д = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{уст}}. \qquad (7.22)$$

Критическая величина натяжения $\sigma_{пред}$, при которой происходит обрыв полосы в последних межклетьевых промежутках, была определена экспериментальным путем при прокатке полос размером 0,5 х 1015 мм на НСХП 1700. Она оказалась равной 0,4 $\sigma_т$. Условие стабильности процесса прокатки сварных швов можно записать следующим образом:

$$\sigma_{max} = K_Д \sigma_{уст} \le \sigma_{пред}. \qquad (7.23)$$

Зависимости коэффициента $K_д$ от разнотолщинности сварного стыка, от обжатия в клети, от уровня натяжений и скорости прокатки исследовали с помощью математической модели, описанной в главе 6 и в нашей работе [92].

При анализе влияния разнотолщинности сварного шва толщину утолщенного конца полосы h_1 в сварном стыке принимали постоянной, а толщину тонкого конца h_2 изменяли в пределах 20%. Результаты исследования приведены на рис. 7.7 для следующих условий прокатки: h_1 = 0,9 мм; толщина сварного шва $h_ш$ = 1 мм; длина шва $l_ш$ =30 мм; заднее натяжение при установившемся процессе прокатки $T_{0уст}$ = 145,2 кН; переднее натяжение $T_{1уст}$ = 78,5 кН; скорость прокатки 5,0 м/с.

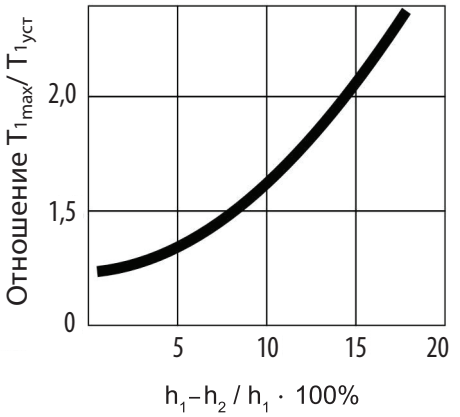


Рис. 7.7. Зависимость рывка переднего натяжения при прокатке сварного стыка от его разнотолщинности

Моделирование процесса прокатки полос со сварными швами показало, что с увеличением разнотолщинности стыка амплитуда колебания переднего натяжения полосы растет с возрастающим градиентом (рис. 7.7).

Характер такой зависимости объясняется влиянием величины обжатия и исходной толщины прокатываемой полосы на опережение металла. С увеличением разнотолщинности сварного стыка уменьшается опережение полосы, а следовательно, возрастает переднее натяжение. Так, если при прокатке сварного шва, полученного стыковкой полос одинаковой толщины ($h_1 = h_2$ = 0,9 мм), коэффициент динамичности составляет 1,25, то при прокатке сварного шва с разнотолщинностью 15% коэффициент динамичности $K_д$ равен 2,05. При разнотолщинности сварного стыка более 17-18% динамическая нагрузка в полосе превышает предельно допустимое значение $\sigma_{пред}$, что может повлечь обрыв полосы по сварному шву.

Экспериментальные исследования процесса прокатки сварных швов на непрерывном стане 1700 показали, что в случаях, когда разнотолщинность стыкованных полос не превышала 10% (0,1 мм), сварные швы не разрушались. Прокатка проходила без порывов полос. Если же разнотолщинность полос в зоне сварного стыка составляла 18,5% (0,25 мм) и более, происходили порывы прокатываемых полос по сварному шву.

При распределении суммарного обжатия по клетям непрерывного стана необходимо учитывать влияние величины частного обжатия в клети на изменение межклетьевых натяжений при прокатке участков полосы со сварными швами. На рис. 7.8 показана зависимость коэффициента динамичности переднего натяжения от величины обжатия при прокатке разнотолщинного сварного шва, которая свидетельствует о том, что с уменьшением обжатия в клети рывок натяжения полосы резко увеличивается.

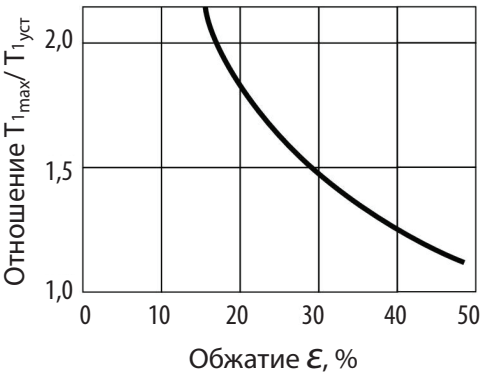


Рис. 7.8. Влияние относительного обжатия в клети на рывок переднего натяжения при прокатке сварного стыка. Условия те же, что и на рис. 7.7

Такая зависимость объясняется тем, что с ростом обжатия в клети уменьшается степень влияния локального утолщения собственно сварного шва на усилие прокатки. Поэтому изменения упругой деформации клети, обжатия, опережения и натяжения полосы также уменьшаются. При малых обжатиях, приращение давления на валки от сварного шва соизмеримо с усилием прокатки заднего конца полосы. В этой связи относительные значения названных выше параметров изменяются более существенно, что приводит к увеличению динамических нагрузок в полосе. Поэтому в последних клетях стана при прокатке тонких полос со сварными швами целесообразно назначать достаточно высокие (20-25 %) относительные обжатия.

Натяжение полосы в межклетьевых промежутках оказывает большое влияние на стабильность процесса прокатки сваренных встык полос. Расчеты свидетельствуют (рис. 7.9), что увеличение уровня межклетьевых натяжений приводит к уменьшению амплитуды относительных колебаний растягивающих усилий в полосе. То есть, процесс прокатки сварных швов при повышенных межклетьевых натяжениях более устойчив в динамическом отношении.

Однако с увеличением уровня межклетьевых натяжений их максимальные значения приближаются к предельному значению $\sigma_{пред}$ ~300 Н/мм^2 (рис. 7.9). Это

обстоятельство указывает на то, что холодную прокатку сваренных встык полос на непрерывных станах целесообразно осуществлять с минимально возможными межклетьевыми натяжениями.

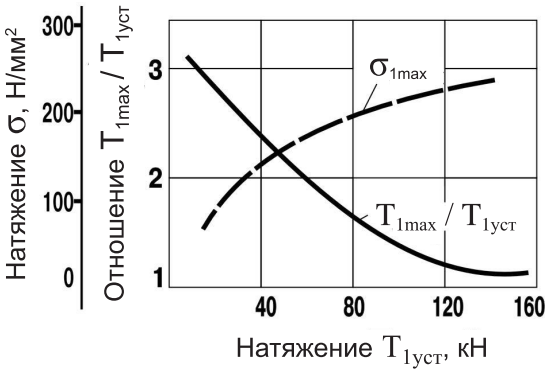


Рис. 7.9. Влияние абсолютного уровня межклетьевого натяжения полосы при прокатке сварных стыков на коэффициент динамичности полного натяжения $T_{1max}/T_{1уст}$ и величину максимального удельного натяжения σ_{1max}. Условия прокатки те же, что и на рис. 7.7

На рис. 7.10,*а* показана зависимость коэффициента динамичности переднего натяжения от скорости прокатки полосы, имеющей ступенчатое уменьшение толщины в зоне сварного стыка. Согласно результатам расчета с увеличением скорости переднее натяжение возрастает. При скорости прокатки равной 1 м/с коэффициент $K_д$ составлял 1,05, при 10 м/с он возрос до 1,32, т.е. при увеличении скорости в 10 раз максимальное переднее натяжение увеличилось на 27%.

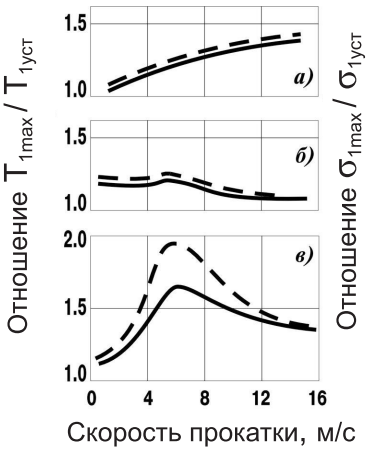


Рис. 7.10. Влияние скорости прокатки на полное (сплошные линии) и удельное (штриховые линии) натяжения полосы при прокатке сварных стыков различной конфигурации:
а) h_1= 0,9 мм; $h_ш$= 0,9 мм; h_2= 0,8 мм;
б) h_1= 0,9 мм; $h_ш$= 1,0 мм; h_2= 0,9 мм;
в) h_1= 0,9 мм; $h_ш$= 1,0 мм; h_2= 0,8 мм

Важным фактором, определяющим влияние скорости прокатки на параметры переходного процесса, является время воздействия на валки собственно сварного шва. Расчетами установлено, что максимальное отклонение натяжения полосы, вызванное сварным швом, наблюдается при скорости прокатки 6,0 м/с и составляет 20% (рис. 7.10,*б*). При дальнейшем увеличении скорости прокатки коэффициент динамичности натяжения уменьшается. Так, при скорости 15,0 м/с он составляет 1,08. Т.е., увеличение переднего натяжения равно 8%. Качественно эту зависимость можно объяснить тем, что с увеличением скорости прокатки продолжительность воздействия сварного шва на валки становится меньше полупериода собственных продольных колебаний клети. Поэтому валки не успевают среагировать на возмущение и межвалковый зазор, опережение, скорость полосы и натяжение изменяются незначительно. Таким образом, собственно сварной шов не приводит к существенным изменениям натяжения полосы. Причем, с увеличением скорости прокатки величина коэффициента динамичности натяжения уменьшается. Однако анализ переходного процесса в системе привод–клеть–полоса при прокатке реального сварного шва, имеющего локальное утолщение и разнотолщинность стыкуемых полос, показал, что в совокупности эти два фактора вызывают значительные колебания переднего натяжения полосы (рис. 7.10,*в*). Например, если при прокатке со скоростью 6 м/с стыка разнотолщинных полос $K_д$ = 1,22 (рис. 7.10,*а*), а при прокатке собственно сварного шва $K_д$ = 1,20 (рис. 7.10,*б*), то при прокатке сварного стыка с разной толщиной $K_д$ = 1,65 (рис. 7.10,*в*).

Характер зависимости переднего натяжения полосы от скорости прокатки (рис. 7.10, в) можно объяснить путем совместного анализа кривых на рис. 7.10,*а*,*б*). При скорости прокатки менее 6,0 м/с эффекты разнотолщинности полос и локального утолщения сварного шва имеют одинаковый характер. Поэтому совместное действие этих факторов приводит к резкому увеличению натяжения. При скорости прокатки выше 6,0 м/с указанные зависимости имеют противоположные градиенты, что вызывает уменьшение натяжения.

Следует обратить внимание на то обстоятельство, что при прокатке сварного шва с локальным утолщением и разнотолщинностью стыкуемых полос продольные колебания валкового узла имеют значительную амплитуду. Это приводит к образованию разнотолщинности полосы на участке шва и ослаблению сечения полосы (см. рис. 7.5).

На рис. 7.11 изображена зависимость минимальной толщины полосы h_{1min} на выходе из клети от скорости прокатки сварного шва, которая показывает, что в диапазоне скоростей 1 ÷ 5 м/с величина h_{1min} имеет наименьшее значение.

Условия прокатки те же, что и на рис. 7.10.

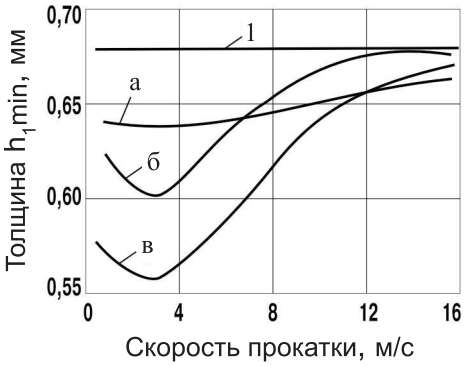


Рис. 7.11. Влияние скорости прокатки на минимальную толщину выходящей из клети полосы при прокатке сварных стыков различной конфигурации; буквы у кривых соответствуют форме и размерам швов, что и на рис. 7.10; 1 – номинальная толщина полосы

Утонение металла за сварным швом приводит к дополнительному росту удельных растягивающих напряжений в этих сечениях и увеличичению вероятности порыва полосы. Зависимости удельных натяжений от скорости прокатки сварных швов показаны штриховыми кривыми на рис. 7.10. В наибольшей мере толщина и удельные натяжения полосы изменяются при прокатке разнотолщинного сварного стыка с локальным утолщением (рис. 7.10 и рис. 7.11). В этом случае увеличение удельного натяжения при скорости прокатки 6,0 м/с достигает 100% и приближается к критическому значению.

Заметим, что указанные выше результаты получены для конкретных условий прокатки, когда обжатие полосы до начала деформации шва составляло 25%, натяжение полосы T_0 = 143,2 кН и T_1 = 78,5 кН. Очевидно, что с изменением обжатия в клети и уровня межклетьевых натяжений влияние скорости на динамические нагрузки в полосе изменится (см. рис. 7.8 и рис. 7.9). Так, с увеличением обжатия до 40% динамическая составляющая натяжения полосы уменьшается более чем в два раза, т.е. прокатку сварного шва размером h_1 = 0,9 мм; $h_ш$ = 1,0 мм; h_2 = 0,8 мм; $l_ш$ = 30 мм можно осуществить на рабочей скорости. Однако, если разнотолщинность сварного стыка будет превышать 17-18%, то динамические нагрузки в полосе опять приблизятся к предельным значениям (см. рис. 7.7).

Предельные нагрузки в полосе, в свою очередь, зависят от качества сварного шва и неравномерности деформации по ширине прокатываемой полосы, которая определяет эпюру растягивающих напряжений. Значения $\sigma_{пред}$ должны корректироваться с учетом специфических условий конкретного стана. Однако описанные выше закономерности качественно не изменяются.

Таким образом, вычислительными экспериментами показано, что сварной шов вызывает значительные динамические нагрузки в полосе, которые при определенных условиях прокатки могут достигать предельных значений и приводить к порыву полосы. Основными источниками возмущений являются разнотолщинность сварного стыка и локальное утолщение собственно сварного

шва. Влияние каждого в отдельности фактора на динамические нагрузки в полосе незначительно, в то время как их совместное действие приводит к существенным рывкам натяжения.

Состояние поверхности сварного шва существенно влияет на динамику прокатки сварных стыков, особенно в первой-второй клетях непрерывных станов. Характер изменений усилия, момента прокатки и натяжения при прохождении через очаг деформации сварных швов с различной шероховатостью поверхности показан на рис. 7.12-7.13. На этих рисунках рассмотрена прокатка полос из стали 8кп размерами 2,5/0,5×1015 мм в четвертой клети пятилетьевого стана типа 1700 Карагандинского металлургического комбината. Размеры сварного стыка перед прокаткой: толщина толстой полосы в стыке 0,9 мм; толщина тонкой полосы в стыке 0,8 мм; толщина собственного сварного шва 1 мм; длина шва 30 мм. Относительное обжатие (по толстому концу) 25%. Скорость прокатки 5 м/с. Величина полного натяжения при установившемся процессе прокатки: заднего 146 кН; переднего 80 кН. Сварной стык поступает в очаг деформации толстым концом. Эффект шероховатости учитывали через коэффициент $k_ш$ влияния шероховатости полосы на коэффициент трения. В рассматриваемых примерах (рис. 7.12-7.13) шероховатость поверхности состыкованных полос была одинаковой и равнялась 0,8 мкм (соответственно для этих участков стыка $k_ш = 1$), а шероховатость поверхности собственно сварного шва изменялась в пределах $Ra = 0{,}45 \div 1{,}20$ мкм ($k_ш \approx 0{,}8 \ldots 1{,}2$).

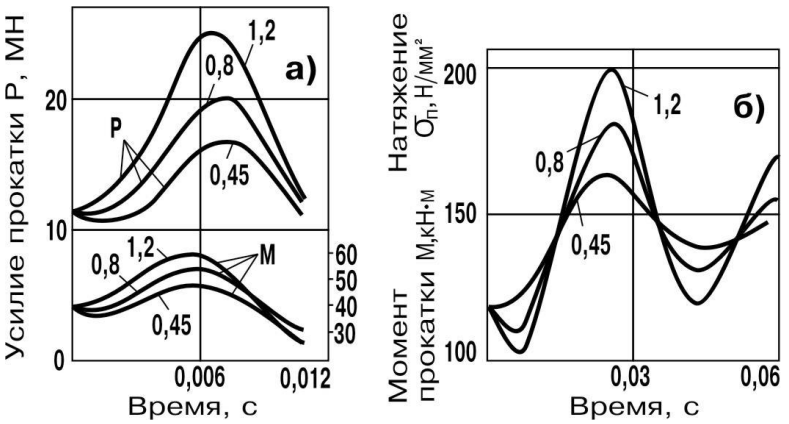


Рис. 7.12. Изменение усилия P, момента M прокатки (а) и переднего удельного натяжения $\sigma_п$ (б) при поступлении в очаг деформации сварных швов с различной шероховатостью поверхности. Цифры у кривых – величина шероховатости поверхности швов *Ra*, мкм

Согласно полученным данным (рис. 7.12,*а*), даже сравнительно небольшое изменение шероховатости поверхности сварного шва (максимально на 0,75 мкм) вызывает существенное (в 1,5-2,15 раза) увеличение усилия и момента прокатки. Резко возрастают также рывки натяжения полосы (рис. 7.12,*б*). Если при шероховатости поверхности сварного шва 0,45 мкм коэффициент динамичности полного натяжения $k_{д}^{Т}$ равен 1,38, то при шероховатости шва 1,2 мкм он достигает 1,77 (рис. 7.13). Вероятность порыва полосы при этом, безусловно, возрастает. Коэффициент динамичности $k_{д}^{Т}$ здесь представляет отношение максимального значения полного натяжения во время прокатки сварного стыка $T_{макс}$ к номинальному значению натяжения $T_{уст}$, т.е. $k_{д}^{Т} = T_{макс}/T_{уст}$.

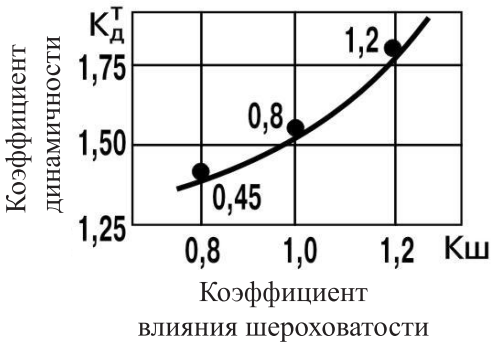


Рис. 7.13. Зависимость коэффициента динамичности переднего натяжения полосы $k_{д}^{Т} = T_{п\ макс}/T_{п\ уст}$ при прокатке сварных стыков от шероховатости *Ra*, мкм (цифры у точек на кривых), и коэффициента влияния исходной шероховатости поверхности прокатываемого металла $k_{ш}$ на коэффициент трения (условия прокатки те же, что и в примере на рис. 7.12)

Проведенные исследования позволили разработать[1] на уровне изобретений и внедрить в производственную практику ряд новых способов, повышающих эффективность процесса прокатки полос в нестационарных условиях, в частности прокатки сварных швов.

Так, для повышения надежности сварного соединения путем уменьшения порывов при холодной прокатке после удаления грата сварному шву следует придавать шероховатость, отличную от шероховатости полос. Если сопротивление деформации металла сварного шва больше сопротивления деформации концов полос

[1] Разработаны авторами совместно с работниками Института черной металлургии НАН Украины, Магнитогорского и Карагандинского металлургических комбинатов В.В. Акишиным, В.А. Тригубом, А.И. Добронравовым, О.Н. Сосковцом, П.П. Черновым, В.И. Куликовым и др.

в стыке, то поверхность шва следует выполнять более гладкой, чем поверхность полос. В противном случае поверхность сварного шва должна быть более шероховатой. Подготовка сварного шва с шероховатостью, отличной от шероховатости полосы, позволит избежать резкого (практически мгновенного) нарастания усилия прокатки в момент прохождения шва через очаг деформации, рывков натяжения полосы.

Механические свойства сварных швов, как правило, не одинаковы по длине. Наибольшие значения пределов текучести, прочности, твердости металла шва наблюдаются, обычно, посередине полосы, а наименьшие – по кромкам (встречается и противоположная ситуация). Различие механических свойств по длине сварного шва может достигать 20%. Из-за неравномерности механических свойств по длине сварного шва неодинакова величина давления металла на валки посередине и на кромках полосы при прохождении шва через очаг деформации. Это вызывает дополнительную неравномерность распределения натяжения по ширине полосы и увеличивает вероятность ее порыва по шву. С целью ослабления этого негативного эффекта и повышения надежности сварного соединения с неравномерно распределенными по длине свойствами предложено придавать сварному шву шероховатость, равномерно уменьшающуюся от продольных кромок полосы к ее средней части. За счет изменения величины шероховатости поверхности условия трения на различных участках по длине сварного шва изменяются таким образом, чтобы при прокатке участка сварного шва с меньшим пределом текучести коэффициент трения был выше, чем при прокатке участка шва с более высоким пределом текучести. В результате распределение контактного давления по длине бочки валка становится более равномерным, уменьшается также неравномерность распределения натяжения по ширине полосы и величина растягивающих напряжений по кромкам полосы. Все это положительно влияет на прокатываемость сварных стыков и уменьшает опасность порыва полосы по шву.

Тонколистовую сталь на промышленных станах прокатывают с применением технологической смазки. Поскольку на количество смазки, вовлекаемой в очаг деформации, влияет направленность микрорельефа поверхности валков и прокатываемого металла, то этот эффект можно также использовать для уменьшения возмущений, возникающих в процессе прокатки во время прохождения через очаг деформации сварных швов. А именно, поверхности сварного шва целесообразно придавать однонаправленный микрорельеф, например, в виде прямолинейных рисок. Причем, при механических свойствах материала шва, превышающих механические свойства металла концов состыкованных полос, риски нужно выполнять вдоль шва, а при механических свойствах материала шва, меньших

механических свойств полос, риски надо выполнять поперек шва (вдоль оси прокатки). Придание поверхности сварного шва однонаправленного микрорельефа, в частности с прямолинейными рисками, приведет к изменению коэффициента трения при прокатке участка шва, что в свою очередь изменит давление на валки, величину обжатия и, тем самым, компенсирует различие сопротивлений деформации материала шва и полосы.

Более подробно вопросы теории и технологии прокатки металла со сварными соединениями рассмотрены в нашей работе [92].

7.5.2. «Эффект скорости» при разгоне и торможении стана

При торможении и разгоне стана, например, при пропуске сварного шва существенно изменяются толщина полосы, межклетьевое натяжение и другие параметры процесса прокатки. К причинам указанных явлений обычно относят влияние скорости прокатки на величину коэффициента трения и толщину масляного слоя в подшипниках жидкостного трения (ПЖТ) опорных валков клетей стана. Так, в работе [95] лабораторными экспериментами установлено, что при прокатке полос без смазки с увеличением скорости толщина полосы и усилие прокатки возрастают, в то время как при прокатке со смазкой толщина полосы и усилие прокатки уменьшаются. Однако в известных работах по моделированию процесса непрерывной прокатки не дается оценки степени влияния в отдельности каждого из скоростных факторов на изменение толщины полосы в клетях стана, что является важным моментом при разработке систем автоматического регулирования межвалкового зазора при переменной скорости прокатки.

Достаточным условием стабильности процесса прокатки на непрерывном стане как при постоянной, так и при переменной скорости прокатки, является выполнение по клетям стана следующего соотношения:

$$\frac{V_i}{V_{i-1}} = \lambda_i = \frac{h_{1\,i-1}}{h_{1\,i}}, \qquad (7.24)$$

где λ_i – вытяжка в i-той клети (постоянная величина);

V_i – скорость прокатки в i-той клети;

h_{1i} – толщина полосы на выходе из i-той клети.

Соблюдение левого равенства выражения (7.24) является функцией управления главным приводом стана. Для обеспечения правого равенства выражения (7.24) необходимо корректировать установку нажимных винтов в каждой клети стана.

Толщину полосы на выходе из клети определяли совместным решением уравнения прокатки и уравнения разнотолщинности прокатываемых полос:

$$P = P(h_0, h_1, \sigma_T, R, f, T_0, T_1, V, B, \ldots), \quad (7.25)$$

$$h_1 = S + \frac{P}{C_k} - 2S_{ПЖТ}, \quad (7.26)$$

где S – зазор между валками без металла (установка нажимных винтов);

$S_{пжт}$ – толщина масляной пленки в ПЖТ.

Решение системы уравнений (7.25) – (7.26) связано с определенными трудностями, обусловленными тем, что простой итерационный процесс для условий прокатки на промышленных станах холодной прокатки расходится.

В этой связи на втором итерационном шаге в уравнение (7.25) рекомендуется подставлять значение выходной толщины, вычисленное по следующей формуле [89]:

$$h_1^{(2)} = h_1^{(0)} + \gamma[h_1^{(0)} - h_1^{(1)}]. \quad (7.27)$$

Здесь $\gamma = C_K / C_П$; C_K, $C_П$ – модули жесткости клети и полосы; $h_1^{(0)}$ – начальное приближение толщины; $h_1^{(1)}$ – значение толщины полосы, полученное на первом шаге итерационного процесса.

Для расчета вертикальной составляющей перемещения шейки опорного валка $S_{пжт}$ в ПЖТ применили эмпирическую зависимость, предложенную в работе [96]:

$$S_{ПЖТ} = a_k \sqrt{V} / P, \quad (7.28)$$

где a_k – эмпирический коэффициент, равный 75 кН·мм·с$^{1/2}$/м$^{1/2}$.

Формула (7.28) привлекательна тем, что, во-первых, ею аппроксимированы данные, полученные в диапазоне усилий и скоростей, соответствующем реальным условиям прокатки на непрерывном стане; во-вторых, она получена для ПЖТ, которые применяются на большинстве станов холодной прокатки; в-третьих, эту формулу легко реализовать в математической модели.

Процесс прокатки моделировали для непрерывного 5-ти клетьевого стана (стан жести) 1200. Исследовали прокатку полос из стали 08кп толщиной 0,25 мм из подката толщиной 2,2 мм. Полагали, что положение нажимных винтов остается постоянным при изменении скорости прокатки, т.е. величина раствора валков не корректируется (S = const).

Для определения раздельного влияния коэффициента трения и «всплытия» шеек опорных валков в ПЖТ на толщину прокатываемой полосы последовательно моделировали процесс прокатки со смазкой и без смазки, с учетом изменения толщины масляной пленки в ПЖТ и без учета ее изменения ($S_{пжт}$ = 0), что соответствует применению на стане подшипников качения для опорных валков. В результате исследований установлено (рис. 7.14,*а*), что при прокатке со смазкой с увеличением скорости от 0,5 до 20 м/с толщина полосы на выходе из 1-й клети уменьшается с 1,67 до 1,59 мм, а усилие прокатки снижается от 7,3 до 6,9 МН.

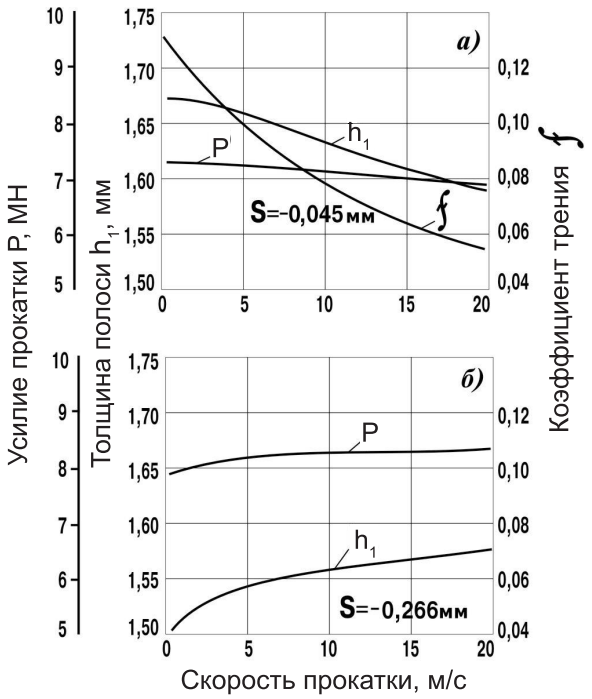


Рис. 7.14. Расчетные зависимости толщины полосы h_1, усилия P, толщины масляного слоя в ПЖТ от скорости прокатки отожженной стали (h_0 = 2,2 мм) со смазкой *(а)* и без смазки *(б)* при постоянном положении нажимных винтов

При прокатке без смазки наблюдали обратную картину: усилие прокатки возрастает с 7,9 до 8,3 МН, а толщина полосы с 1,51 до 1,59 мм. Это объясняется тем, что при прокатке полосы без смазки проявляется влияние динамической составляющей предела текучести, которое при прокатке со смазкой компенсируется изменением коэффициента трения. Характер расчетных зависимостей толщины полосы и давления металла на валки от скорости прокатки хорошо согласуется с экспериментальными данными, например, Виллигмана и Помпа [95].

Результаты моделирования усилия прокатки и толщины полосы в первой клети стана с учетом изменения толщины масляной пленки в ПЖТ опорных валков показаны на рис. 7.15. При сопоставлении этих данных с результатом модельного эксперимента, проведенного без учета влияния ПЖТ, обнаружено, что гидродинамический эффект в ПЖТ определенным образом воздействует на толщину прокатанной полосы и на характер изменения усилия прокатки. Так, при прокатке со смазкой в диапазоне скоростей от 0,5 до 20 м/с изменение выходной толщины на 0,08 мм больше, чем в случае прокатки без ПЖТ. При прокатке без смазки, как показывают расчеты, скорость слабо влияет на изменение толщины полосы. Это объясняется тем, что увеличение упругой деформации клети за счет возрастания сопротивления деформации компенсируется увеличением толщины масляной пленки в ПЖТ. В частности, при увеличении скорости прокатки от 0 до 20 м/с толщина полосы уменьшается с 1,60 до 1,59 мм. Усилие прокатки при этом возрастает с 7,60 до 8,30 МН.

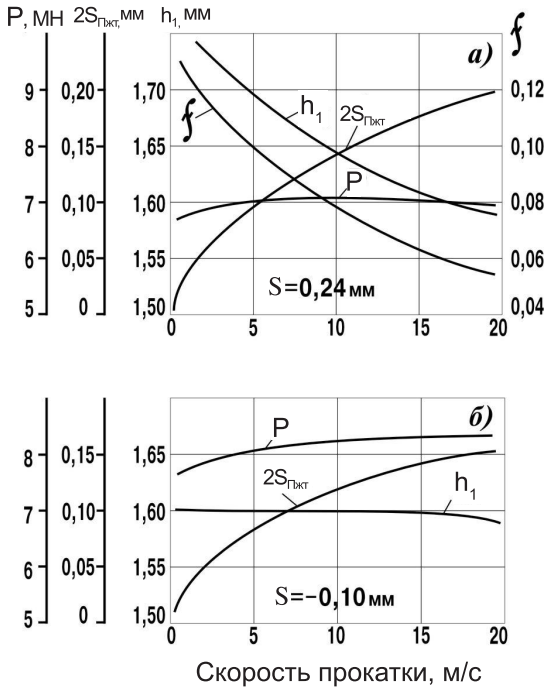


Рис. 7.15. Расчетные значения толщины полосы h_1 и усилия P от скорости прокатки отожженной стали (h_0 = 2,2 мм) со смазкой *(а)* и без смазки *(б)* при постоянном положении нажимных винтов (S) и без учета изменения толщины масляного слоя в ПЖТ, где S – величина межвалкового зазора (раствора валков) без металла. Знак «минус» свидетельствует о том, что валки находятся в «забое»

При анализе процесса непрерывной прокатки с использованием полученных результатов необходимо учитывать то обстоятельство, что скорость прокатки в первой клети стана редко достигает 5 м/с, а выполненные выше исследования проведены в интервале от 0 до 20 м/с.

Расчетные зависимости усилия прокатки и выходной толщины полосы от скорости в пятой клети стана приведены на рис. 7.16. Процесс прокатки со смазкой моделировали с учетом и без учета влияния ПЖТ. Согласно результатам этих исследований при увеличении скорости прокатки от 0 до 15 м/с выходная толщина полосы уменьшается с 0,39 до 0,32 мм в случае прокатки с ПЖТ, и с 0,38 до 0,33 мм при прокатке в клети с подшипниками качения опорных валков.

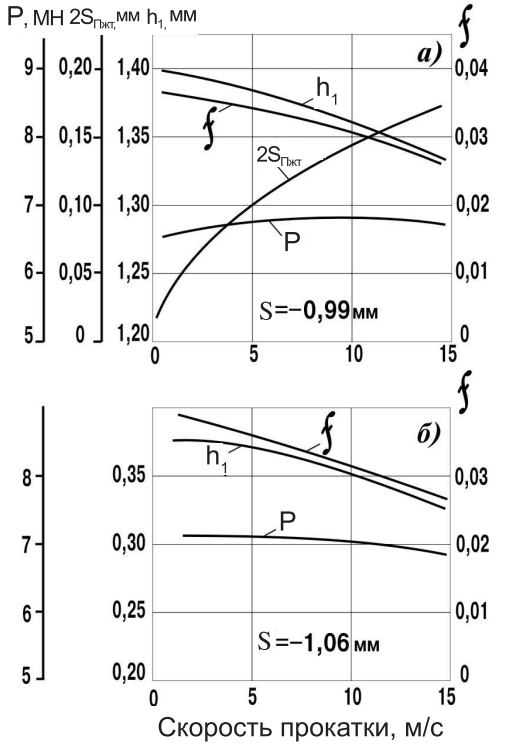


Рис. 7.16. Расчетные зависимости толщины полосы h_1, усилия P от скорости прокатки наклепанной полосы (предварительная деформация 82%, h_0 = 0,40 мм) со смазкой при постоянной установке нажимных винтов с учетом *(а)* и без учета *(б)* изменения толщины масляного слоя в ПЖТ

Очевидно, что различия в характере и величине изменения толщины полосы в обоих случаях прокатки почти не наблюдается. Это обстоятельство объясняется тем, что изменение толщины масляной пленки в ПЖТ опорных валков компенсируется в большей части за счет упругой деформации клети, поскольку жесткость полосы в последних клетях стана значительно превышает жесткость самой клети.

Таким образом, изменение толщины масляной пленки в ПЖТ последних клетей стана практически не влияет на толщину прокатываемой полосы. Изменение толщины полосы происходит, в основном, за счет влияния скорости прокатки на коэффициент трения.

Положение нажимных винтов клети для обеспечения постоянной толщины полосы при переменных условиях прокатки определим из уравнения (7.26):

$$S = h_1 - \frac{P}{C_k} + 2S_{пжт}. \qquad (7.29)$$

Усилие P рассчитывали по уравнению (7.25). Математически задача нахождения P и S по уравнениям (7.25) и (7.29) решается относительно просто, так как оба неизвестных параметра выражены явным образом.

Результаты расчетов величины межвалкового зазора (установки нажимных винтов) и других параметров процесса прокатки жести в первой и пятой клетях стана 1200 ММК, например, приведены на рис. 7.17,*а*.

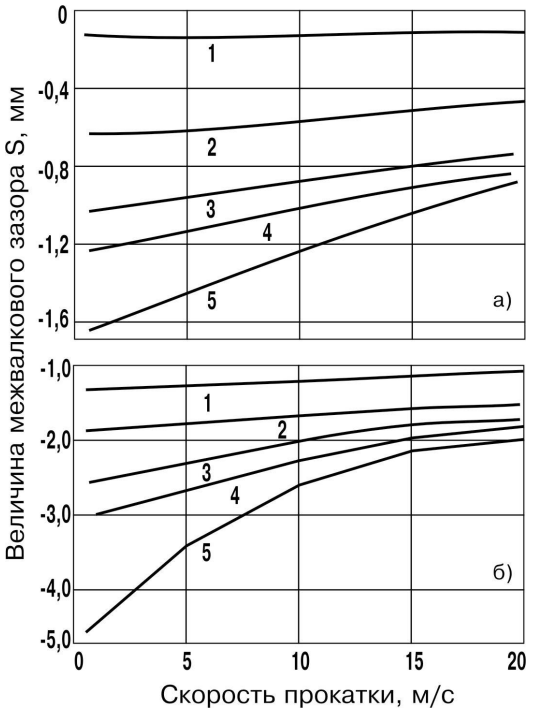


Рис. 7.17. Расчетные величины коррекции растворов валков в зависимости от скорости прокатки: а) стан 1200 (прокатка полос 2,2/0,25×730 мм); **б)** стан 1700 (прокатка полос 2,5/0,5×1015 мм). Цифры у кривых – номера клетей

Поскольку реальная скорость прокатки в первой клети стана не превышает 4 м/с, то согласно полученным данным, изменение межвалкового зазора в этой клети незначительно. Причем усилие прокатки при регулировании зазора практически не изменяется. В пятой клети стана, где прокатывается наклепанная тонкая полоса, необходимо значительное изменение величины межвалкового

зазора для обеспечения постоянной толщины полосы. Так, при увеличении скорости прокатки от 0,5 до 20 м/с нажимные винты необходимо развести с положения -1,70 до -0,96 мм, т.е. на 0,74 мм. Отрицательные значения положения нажимных винтов S означают, что валки без металла должны находиться в «забое».

Несмотря на то, что коэффициент трения по абсолютной величине в 5-й клети изменяется мало (от 0,027 при V = 0,5 м/с до 0,018 при V = 20 м/с) усилие прокатки существенно уменьшается – от 8,70 до 6,50 МН. Указанное явление характерно для последних клетей непрерывных станов холодной прокатки и, вероятно, именно это затрудняет регулирование величины межвалкового зазора программным путем при прокатке тонких полос [97].

Глава 8

Стабильность технологии холодной прокатки полос

Показатели нестабильности процесса холодной прокатки

Расчет показателей нестабильности технологического процесса

Динамические нагрузки в приводных линиях и вибрации клетей непрерывных станов холодной прокатки

СТАБИЛЬНОСТЬ ТЕХНОЛОГИИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ПОЛОС

8.1. Показатели нестабильности процесса холодной прокатки

В современных условиях существенно возросли требования к качеству холоднокатаного листового проката, особенно к его точности, плоскостности и состоянию поверхности. Непременным условием обеспечения высокого качества листового металла является строгая регламентация деформационных режимов прокатки, реализация технологического процесса в жестко заданных диапазонах варьируемых переменных процесса. Это представляет определенные трудности вследствие нестабильности характеристик подката и условий прокатки. Как уже отмечалось выше, непостоянство, неоднородность химического состава, структуры стали обусловливает колебания величины ее исходного предела текучести. Нередко имеется разброс толщины полосы на входе в стан, непостоянны условия трения при прокатке вследствие изменения шероховатости валков, скорости прокатки, температуры эмульсии и нестабильности ее подачи. Вследствие одновременного регулирования толщины полосы и натяжения непостоянны скорости, величины обжатий и, соответственно, энергосиловые параметры процесса прокатки по клетям стана, а также показатели точности и плоскостности прокатываемых полос. Все это говорит о том, что процесс прокатки подчиняется вероятностным закономерностям. В большинстве случаев без специальных исследований весьма сложно определить диапазон изменений параметров процесса и прогнозировать надежность обеспечения заданных пределов их варьирования. Поэтому с учетом отмеченного повышение стабильности процесса прокатки следует считать одной из наиболее актуальных проблем листопрокатного производства.

В условиях промышленных станов физические константы, описывающие свойства прокатываемого металла (предел текучести, показатели упрочнения) и условия внешнего трения в очаге деформации (коэффициент трения), а также температурные, энергосиловые и кинематические параметры процесса прокатки представляют собой случайные величины, распределение которых определяется статистическими характеристиками (математическим ожиданием, средним квадратическим отклонением и др.). Поскольку зависимости энергосиловых и кинематических параметров процесса прокатки от исходного предела текучести металла, толщины полосы и коэффициента трения, нелинейны, то средние значения этих функций определяются не только средними значениями названных аргументов, но и их дисперсиями.

Для решения задач, связанных с исследованием возможных диапазонов разброса значений параметров процесса прокатки, прогнозирования надежности

обеспечения заданных пределов их варьирования, перспективными являются вероятностные подходы. Такой анализ процесса горячей прокатки полос изложен в главе 4 настоящей книги. Ниже рассмотрим результаты подобного анализа применительно к процессу холодной прокатки тонких полос.

Как уже было отмечено выше, выбор режимов обжатий и натяжений, энергосиловые и кинематические параметры процесса холодной прокатки полос в основном зависят от характера упрочнения деформируемой стали. Недостаток многих известных формул для расчета предела текучести холоднодеформированной стали состоит в том, что они не учитывают влияние нестабильности химического состава и размера зерна на упрочнение стали при холодной прокатке. В работе [98] для описания изменения предела текучести стали $\sigma_т$ в функции химического состава, размера зерна феррита в ее структуре и степени деформации ε предложена зависимость:

$$\sigma_T(\varepsilon)=\sigma_{T_o}+33{,}5\varepsilon^{0{,}6+0{,}005d^{-0{,}5}}, \qquad (8.1)$$

где σ_{To} =81+53[C]+93[Mn]+16,2$d^{-0,5}$, Н/мм^2;

[C] и [Mn] – содержания углерода и марганца в стали, %;

d – диаметр зерна феррита в структуре стали, мм.

Эта зависимость позволяет при наличии частотных распределений [C], [Mn] и d рассчитывать распределения $\sigma_{то}$ и $\sigma_T(\varepsilon)$. Значения параметров распределения σ_{To} и d в структуре горячекатаных полос толщинами 2,0-2,5 мм из стали 08кп, используемых для производства холоднокатаного листа и жести, приведены ниже (слева от косой черты – размер зерна, мм,; справа – предел текучести, Н/мм^2; объемы выборки – 62 плавки полос толщинами 2,0-2,2 мм и 60 плавок полос толщинами 2,4-2,5 мм):

Значения параметров распределения	**2,0-2,2 мм**	**2,4-2,5 мм**
Минимальное	0,015/250	0,015/250
Максимальное	0,036/325	0,031/300
Среднее	0,0204/276,6	0,02043/276,9
Среднее квадратическое отклонение	0,00614/18,1	0,00523/13,1
Коэффициент вариации	0,30/0,64	0,256/0,47

Заметим, что размах варьирования и коэффициенты вариации этих переменных значительны. Причем у подката толщиной 2,0-2,2 мм нестабильность структуры и свойств больше, чем у подката толщиной 2,4-2,5 мм.

Расчеты распределений предела текучести холоднокатаной стали в зависимости от степени суммарного обжатия, выполненные методом Монте-Карло с использованием уравнения (8.1) и фактических величин исходного предела текучести и размера зерна феррита в горячекатаной стали, показали, что при увеличении степени деформации ε размах колебаний величин $\sigma_т(\varepsilon)$ увеличивается и составляет 110 Н/мм^2 после суммарной деформации ε = 70% и 120 Н/мм^2 после прокатки с обжатием ε = 90 %. Это – значимый эффект и его необходимо учитывать в технологических и прочностных расчетах.

Гистограммы распределения предела текучести упрочненной в процессе холодной прокатки с обжатиями 70 и 90% стали показаны на рис. 8.1.

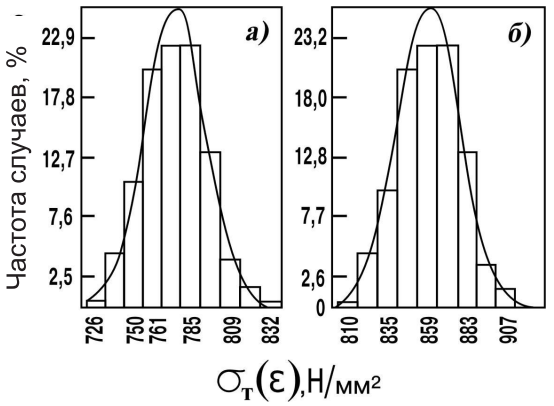


Рис. 8.1. Гистограммы распределения величины предела текучести $\sigma_т$ (ε) холоднокатаной стали 08кп после обжатий 70 (*а*) и 90% (*б*)

Характеристики распределений исходных предела текучести и размера зерна феррита в структуре стали соответствуют подкату толщиной 2,0-2,2 мм. Распределения $\sigma_т(\varepsilon)$ при ε = 70% и ε = 90% близки к нормальному закону (рис.8.1) несмотря на то, что второе слагаемое в уравнении, описывающем зависимость $\sigma_T(\varepsilon)$ от σ_{T0} и d, представляет нелинейную функцию. После прокатки с обжатием 70% среднее значение $\sigma_T(\varepsilon)$ равно 774,5 Н/мм^2 и среднее квадратическое отклонение $\sigma_T(\varepsilon)$ равно 18,45 Н/мм^2. После суммарной деформации 90% эти характеристики имели значения 860,6 и 18,6 Н/мм^2.

Как уже было сказано в главе 6 книги одной из наиболее подходящих для описания зависимости коэффициента трения в очаге деформации при холодной прокатке тонколистовой стали на многоклетьевых листо- и жестепрокатных станах является формула:

$$f = 0{,}1(1+Ra_n)[1+0{,}25(Ra_в - 0{,}85)][0{,}8+0{,}2\exp(-0{,}65\,C_э)]\times$$
$$\times\varepsilon^{0{,}393-99{,}8h/R+0.0007\sigma_T+0{,}0193V}\times\exp(-3{,}5\ \varepsilon)\,, \qquad (8.2)$$

где $Ra_в$ и Ra_n – шероховатость поверхности валков и полосы, мкм; $C_э$ – концентрация эмульсии, %, h – толщина прокатываемой полосы, мм; R – радиус валков, мм; V – скорость прокатки, м/с.

Входящие в эту формулу переменные ε, $\sigma_т$, V, $C_э$, $Ra_в$, Ra_n и h являются величинами случайными, поскольку, во-первых, структура и свойства стали не постоянны даже по длине одной полосы, а, во-вторых, современные станы оборудованы многофункциональными системами автоматического регулирования толщины, натяжения, плоскостности полос и процесс прокатки постоянно ведется в режиме регулирования. Следовательно, и значение коэффициента трения в очаге деформации каждой клети является величиной случайной. Имея информацию о распределениях названных переменных, можно с помощью формулы (8.2) найти распределение величин коэффициентов трения в каждой клети стана.

Гистограммы распределений коэффициента трения в клетях 5-ти клетьевого стана холодной прокатки 1700, рассчитанные методом Монте-Карло по экспериментально найденным[1] распределениям параметров ε, $\sigma_т$, V, $C_э$, $Ra_в$, Ra_n и h показаны на рис. 8.2. В табл. 8.1 приведены зафиксированные экспериментально на стане 1700 параметры распределений переменных процесса прокатки. Кроме указанных в таблице значений, необходимо отметить, что распределение $C_э$ характеризовалось средним значением $\bar{X}$ = 4% и средним квадратическим отклонением S = 0,3%, содержание углерода в стали – $\bar{X}$ = 0,08%, S = 0,01%; марганца – $\bar{X}$ = 0,35%, S = 0,05%, размера зерна феррита – $\bar{X}$ = 0,026 мм, S = 0,005 мм. Радиус рабочих валков равен 300 мм.

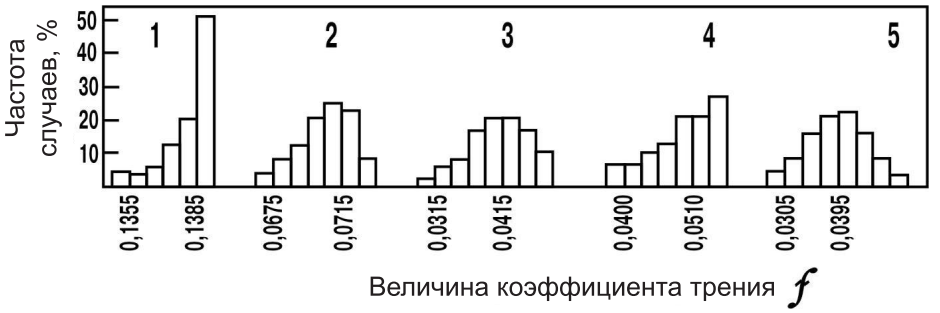


Рис. 8.2. Гистограммы распределения коэффициента трения f по клетям 1-5 стана 1700 при холодной прокатке полос размерами 2,5/0,5×1015 мм из стали 08кп. Цифры 1, 2, 3, 4, 5 – номера клетей

[1] Исследование выполнено совместно с О.Н. Сосковцом, В.И. Куликовым, П.П.Черновым, Ф.И. Зенченко

Таблица 8.1

Параметры распределений переменных процесса холодной прокатки на пятиклетьевом стане 1700 полос размерами 2,5→0,5×1015 (в числителе) и 4,5→2,0×1415 мм (в знаменателе) из стали 08кп[1]

Параметры	Клети		
	1	2	3
$Ra_в$, мкм	2,5/0,3	0,8/0,1	0,8/0,1
$Ra_п$, мкм	1,5/0,15	1,5/0,15	1/0,1
ε, доля ед.	0,325/0,025	0,317/0,035	0,268/0,074
	0,168/0,028	0,119/0,019	0,102/0,027
V, м/с	3,64/0,325	5,34/0,455	7,3/0,965
	6,41/0,35	7,3/0,24	8,15/0,34

Продолжение табл. 8.1

Параметры	4	5
$Ra_в$, мкм	0,8/0,1	1/0,15
$Ra_п$, мкм	1/0,05	1/0,05
ε, доля ед.	0,263/0,09	0,24/0,06
	0,162/0,05	0,229/0,05
V, м/с	9,9/1,17	13/3,4
	9,7/0,63	12,6/0,98

Согласно полученным данным (рис. 8.2), размах варьирования коэффициента трения увеличивается от первой клети к последней. В рассматриваемых условиях величина коэффициента трения в пятой клети может изменяться в 1,5 раза. Это обусловлено тем, что нестабильность параметров процесса прокатки полос также увеличивается от первой клети к последней. Такая закономерность наблюдается как при прокатке тонких (0,5 мм), так и сравнительно толстых (2,0 мм) полос (табл. 8.1). Например, при прокатке полос толщиной 0,5 мм среднее квадратическое отклонение скорости прокатки возрастает в 10 раз при переходе от первой к пятой клети. По мере увеличения обжатия возрастает разброс предела текучести прокатываемого металла (рис. 8.1).

[1] Примечание. Слева от косой черты указано среднее значение $\overline{X}$ параметра; справа – среднее квадратичное отклонение S

В последней клети стана, где переменные процесса прокатки претерпевают наибольшее изменение, распределение коэффициента трения близко к нормальному. В общем случае распределение f может существенно отличаться от нормального закона распределения, поскольку зависимость (8.2) коэффициента трения от параметров процесса холодной прокатки полос существенно нелинейна. В пятой клети стана коэффициент вариации f составляет 9,6%. Коэффициент вариации f возрастает по мере уменьшения среднего значения этого показателя (рис. 8.2).

Полученные статистические данные о распределении величин коэффициента трения в разных клетях стана холодной прокатки позволяют существенно повысить достоверность математических моделей процесса холодной прокатки полос, на 20% увеличить точность расчета его энергосиловых параметров, улучшить качество настройки стана, выбор и оптимизацию технологических режимов.

8.2. Расчет показателей нестабильности технологического процесса

Нестабильность параметров прокатываемых полос и процесса холодной прокатки, как и процесса горячей прокатки полос на ШСГП, моделировали с помощью метода Монте-Карло, который позволяет задавать случайным образом разброс названных параметров с заданной дисперсией в соответствии с нормальным законом распределения. Параметры процесса холодной прокатки рассчитывали с помощью описанной выше математической модели, предусматривающей возможность оптимизации технологических режимов по заданному критерию, в частности, по соотношению усилий прокатки при фиксированных толщинах полосы на входе в стан и выходе из него. В качестве критерия оптимизации (см. раздел 7.1) приняли условие равенства этих усилий по клетям стана, которое, как уже отмечалось, обобщает требования к обеспечению стабильности процесса и минимальной неплоскостности полос. Скорость прокатки в последней клети стана считали постоянной. В остальных клетях толщину полосы регулировали так, чтобы обеспечить равенство усилий прокатки. Случайными аргументами в расчетах считали толщину подката перед первой клетью, исходный предел текучести прокатываемого металла $\sigma_{T\,исх}$ и коэффициент трения в очаге деформации каждой клети. Распределение этих переменных принимали на основании экспериментальных данных, полученных на промышленных станах 1700.

Методику расчета параметров нестабильности процесса холодной прокатки с учетом воздействия случайных факторов реализовали следующим образом. На пер-

вом этапе в начальном приближении задавали номинальные значения переменных (начальной и конечной толщины полосы, исходного предела текучести металла, коэффициента трения по клетям стана), равные их математическим ожиданиям, и оптимизировали режим обжатий по критерию равенства усилий. В результате определяли базовый режим обжатий полосы в клетях стана. Далее, используя в каждом опыте случайные значения этих переменных с учетом заданных дисперсий их распределения, рассчитывали параметры процесса для конкретных исходных данных. При этом сохраняли установленное базовое соотношение обжатий между клетями. Таким способом моделировали работу стана в условиях функционирования автоматической системы регулирования толщины полосы.

При расчетах диаметр рабочих валков 5-ти клетьевого стана 1700 принимали равным 600 мм, 4-х клетьевого – 500 мм. Скорость прокатки в последней клети принимали равной 15 м/с. Для станов 1700 моделировали процесс прокатки полос шириной 1000 мм и толщинами 0,5-2,0 мм из подката толщинами 2,0-5,0 мм. При математическом ожидании толщины прокатанной полосы $\overline{h}$ = 0,5 мм принимали среднее квадратическое отклонение S_h = 0,0035 мм; при $\overline{h}$ = 2,0 мм – S_h = 0,035 мм, что соответствует попаданию в поле допусков по ГОСТ 19904 для указанных типоразмеров полос. Распределение исходной толщины подката характеризовали средними значениями $\overline{H}$, равными 2 и 5 мм, и средними квадратическими отклонениями S_H – 0,06 и 0,12 мм. Распределение исходного предела текучести подката характеризовали $\sigma_{Тисх}$ = 230 Н/мм^2 и $S_{\sigma Тисх}$ = 20 Н/мм^2. При начальной оптимизации обжатий (используя номинальные значения параметров) на входе и выходе из стана натяжение принимали равным 50 Н/мм^2, межклетьевые натяжения – 150 Н/мм^2. В процессе разыгрывания комбинаций $\overline{\sigma}_{Тисх}$, $h_{вх}$ и f_i межклетьевые натяжения принимали постоянными по абсолютному значению. Параметры распределения коэффициента трения по клетям 1-5 стана принимали следующими:

Клети	1	2	3	4	5
$\overline{f}_i$	0,08	0,06	0,05	0,05	0,07
S_f	0,0058	0,0044	0,0037	0,0037	0,0051

При анализе процесса прокатки на 4-х клетьевом стане распределение коэффициента трения в первых трех клетях принимали аналогичным, а в четвертой – таким же, как в пятой клети пятиклетьевого стана.

Расчетные распределения параметров процесса прокатки полос приведены в табл. 8.2 и 8.3. Согласно полученным данным, степень деформации и усилие прокатки имеют наибольшие колебания в последних клетях станов. Значительные диапазоны колебаний усилий в последних клетях обоих станов свидетельствуют о том, что именно эти клети в первую очередь необходимо оснащать средствами оперативного воздействия на плоскостность полосы. Следует, однако, отметить, что распределение усилий в последних клетях станов при прокатке тонких полос (0,5 мм) имеет явно выраженную асимметрию. Вероятность довольно больших отклонений от наиболее часто встречающегося значения усилия должна учитываться при выборе режимов деформации с точки зрения обеспечения требуемого запаса прочности оборудования последних клетей станов.

Таблица 8.2

Параметры[1] процесса прокатки полос на 5-ти клетьевом стане 1700

Параметры	Клети				
	1	2	3	4	5
$\bar{\varepsilon}$, %	27,8	28,9	29,1	25,7	7,6
	18,3	17,7	17,2	17,4	13,2
S_ε, %	0,46	0,45	0,45	0,47	0,59
	0,49	0,50	0,50	0,50	0,52
$\bar{h}$, мм	1,45	1,03	0,73	0,54	0,50
	4,09	3,37	2,79	2,30	2,00
S_h, мм	0,036	0,019	0,096	0,0046	0,0035
	0,034	0,057	0,041	0,035	0,035
$\bar{P}$, МН	8,85	8,9	8,91	8,92	8,98
	7,90	7,92	7,92	7,92	7,94
S_P, МН	0,74	0,57	0,53	0,69	1,42
	0,66	0,43	0,39	0,41	0,42
$\bar{N}$, кВт	1131	2539	2859	2765	1666
	406	4378	4610	4963	7270
S_N, кВт	143	111	119	147	96
	251	171	178	208	186
$\bar{M}$, кН·м	65,9	103,6	82,8	58,6	30,7
	16,4	140,0	121,9	108,5	134,6
S_M, кН·м	7,23	4,90	3,78	3,27	1,80
	9,99	6,55	5,56	4,97	3,59

[1] В числителе и знаменателе – при прокатке полос толщинами 2 → 0,5 мм и 5 → 2 мм, соответственно.

Таблица 8.3

Параметры процесса прокатки полос на 4-х клетьевом стане 1700

Параметры	Клети			
	1	2	3	4
$\bar{\varepsilon}$, %	31,3	33,5	34,5	16,5
	21,3	21,2	21,8	17,5
S_{ε}, %	0,544	0,526	0,519	0,662
	0,59	0,50	0,59	0,62
$\bar{h}$, мм	1,38	0,91	0,60	0,5
	3,94	3,10	2,4	2,0
S_h, мм	0,032	0,015	0,0057	0,0035
	0,077	0,048	0,036	0,035
$\bar{P}$, МН	8,68	8,69	8,67	8,7
	8,03	8,07	8,07	8,08
S_P, МН	0,68	0,51	0,47	0,98
	0,60	0,41	0,37	0,43
$\bar{N}$, кВт	1504	3181	3711	1663
	1235	5631	6314	8768
S_N, кВт	157	131	146	140
	283	217	243	253
$\bar{M}$, кН·м	70,2	98,3	75,6	41,9
	40,8	140,1	123,1	136,4
S_M, кН·м	6,5	4,6	3,2	2,3
	9,0	6,6	5,3	4,3

Стабильное получение плоских полос (даже в пределах одной плавки) затруднено без эффективных быстродействующих средств оперативного регулирования их плоскостности, особенно в последней клети стана. Согласно результатам проведенных расчетов регулирование процесса прокатки по критерию равенства усилий по клетям стана наряду с уменьшением разброса усилий прокатки приводит к увеличению разброса суммарных моментов и мощностей прокатки (~ в 1,5 раза). В то же время работа алгоритма, который обеспечивает равенство мощностей, приводит к обратному результату.

Таким образом, для получения плоских тонких полос (толщинами до 0,5-1 мм), можно рекомендовать алгоритмы работы САРТ, реализующие равенство усилий прокатки. Для более толстых полос (толщинами 2-3 мм), потеря плоскостности которых маловероятна, регулировать процесс исходя из условия поддержания равенства мощностей прокатки между клетями стана кроме первой.

Нестабильность мощности и момента прокатки в первых клетях обусловлена значительными колебаниями исходных предела текучести и толщины подката. Поскольку при расчетах скорость прокатки в последней клети была жестко задана, то регулированию процесса соответствует изменение скорости полосы в предыдущих клетях стана. Это отражается на мощности прокатки, особенно в первых клетях. В связи с этим приводы первых клетей работают в существенно нестабильном режиме, т. е. при прокатке даже одного рулона возможна работа как в режиме двигателя, так и в генераторном режиме.

Сравнение распределений параметров процесса прокатки тонких (0,5 мм) полос из подката толщиной 2,0 мм на пяти- и четырехклетьевом станах позволяет сделать вывод о том, что общие закономерности для них одинаковы, но в последней клети 4-х клетьевого стана коэффициент вариации усилия меньше. На 4-х клетьевом стане достигается бóльшая стабильность параметров процесса прокатки. Уровень усилий прокатки на обоих станах примерно одинаковый несмотря на то, что на 4-х клетьевом стане обжатия в клетях бóльшие. Это обусловлено тем, что рабочие валки 4-х клетьевого стана имеют меньший диаметр (500 мм против 600 мм на пятиклетьевом стане), что обеспечивает снижение напряженного состояния металла в очаге деформации из-за меньшей длины дуги контакта. Суммарные моменты и мощности прокатки по клетям 4-х клетьевого стана несколько бóльшие (в среднем на 26-27%), однако суммарная мощность прокатки остается практически на одном уровне (различие не превышает 0,2%).

В связи с оснащением современных станов холодной прокатки эффективными средствами регулирования профиля и формы прокатываемого металла и охлаждения валков однозначное мнение о том, что предпочтительней иметь рабочие валки увеличенного диаметра, так как они имеют более стабильный тепловой профиль и обеспечивают лучшее самовыравнивание вытяжек по ширине полосы, представляется устаревшим [99].

Таким образом сравнительный анализ показал, что с точки зрения стабильности процесса прокатки полос на 4-х и 5-ти клетьевых станах в условиях работы САРТиН 4-х клетьевые станы с рабочими валками диаметром 500 мм предпочтительнее 5-ти клетьевых с валками диаметром 600 мм. Возможный разброс параметров прокатки полос одинаковых типоразмеров примерно на 20% ниже в условиях 4-х клетьевого стана. Это связано с применением рабочих валков меньшего диаметра. Более подробно этот вопрос рассмотрен в статьях [100, 101)].

8.3. Динамические нагрузки в приводных линиях и вибрации клетей непрерывных станов холодной прокатки

Говоря о стабильности процесса холодной прокатки полос, необходимо затронуть тему возникновения резонансных колебаний в рабочих клетях и перегрузок

в главных линиях непрерывных станов. Вследствие динамических нагрузок, вибраций отдельных узлов и прокатного стана в целом, интенсивно изнашивается его оборудование, в первую очередь механические сочленения (шестерни, муфты, проемы станин, подушки валков и др.), ухудшается точность прокатываемых полос, возникают аварийные ситуации. Как было показано выше, при прокатке тонких полос со скоростью более 15 м/с возрастает нестабильность основных технологических параметров процесса – усилий прокатки и межклетьевых натяжений. Это создает предпосылки для перемещения рабочих валков с подушками в пределах зазоров в окнах станин, возникновения вибраций. Для исключения такого явления необходимо создать условия, при которых подушки валков постоянно прижаты к передним или задним вертикальным плоскостям окон станин. Горизонтальные силы, действующие на подушки рабочих валков, должны быть неизменными по величине и направлению. Авторы работы [102] на основании исследований, выполненных на станах холодной прокатки 1700, рекомендуют для устранения резонансных вибраций в клетях применять следующие меры: увеличить в пределах возможного степень деформации металла в клети; уменьшить заднее и увеличить переднее межклетьевые натяжения; максимально ограничить нестабильность усилий и натяжений с помощью систем автоматического регулирования, которыми оснащен стан; при разгоне или замедлении стана резонансные зоны скоростей проходить с максимальным ускорением (замедлением).

Приведенные выше рекомендации безусловно правомерны, однако они носят весьма общий характер. Придание конкретности этим рекомендациям возможно лишь применительно к каждому прокатному стану индивидуально, учитывая его конструкционные особенности, сортамент прокатываемой стали и применяемые технологические режимы.

Условия, при которых возникают вибрации, более подробно рассмотрим на примере пятиклетьевого стана 2030. На этом стане, вибрации возникают, как правило, при прокатке полос толщинами 0,8 мм и менее со скоростью более 15 м/с. Если не принимать никаких мер, то вибрация клети быстро усиливается, стан начинает «гудеть». Вследствие колебаний усилий прокатки и межклетьевых натяжений нарушается точность прокатываемых полос – продольная разнотолщинность может достигать значительных величин (0,2 мм и более). На поверхности полос появляются чередующиеся светлые и темные полосы, расположенные перпендикулярно оси прокатки с шагом 150-200 мм. Всё это приводит к порыву полосы со всеми вытекающими отсюда негативными последствиями.

Анализируя это широко распространенное в прокатном производстве явление, авторы работы [103] отмечают, что с вибрациями борются разными методами – изменением динамических свойств клетей станов холодной прокатки благодаря применению демпфирующих элементов, о чем будет сказано ниже, путем оптимизации режимов обжатий и натяжений, за счет подбора соответствующих

свойств и количества подаваемой смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ). Вхождение вибраций в стадию резонанса предупреждают обычно резким снижением скорости прокатки до безопасного уровня.

По мнению многих исследователей одна из основных причин возникновения вибраций состоит в том, что при большой скорости прокатки и, как следствие, высоких (180-200ºС) температурах валков, полосы и температуры в очаге деформации происходит термическое разложение компонентов технологической смазки. Об этом свидетельствует повышенное загрязнение СОЖ сажистыми продуктами. Кроме того, с увеличением температуры уменьшается количество смазки, поступающей в очаг деформации, уменьшается толщина смазочной пленки в зоне контакта поверхностей валков и прокатываемого металла. В итоге коэффициент трения в очаге деформации возрастает, количество выделяемого тепла увеличивается, а это ведет к дальнейшему повышению температуры. Результаты исследований, выполненных на том же стане 2030 специалистами[1] Института черной металлургии НАН Украины, также показали существенное влияние качества применяемой при прокатке технологической смазки на появление вибраций и на возможность за счет использования эффективных СОЖ повысить скорость прокатки полос без появления резонансных колебаний. Таким образом, гипотеза о том, что нарастающие вибрации (автоколебания) возбуждаются вследствие достижения критических (200ºС и более) температур и ухудшения условий трения в очаге деформации правомочна.

При проведении экспериментов [103] на промышленном стане 2030 во время прокатки полос в режиме вибраций измеряли и записывали основные технологические параметры процесса, а также механические колебания в средней части станин прокатных клетей. Установили, что возникновение и развитие вибраций при прокатке полос различного сортамента имеют одинаковый характер.

Например, прокатка со скоростью 15,6 м/с полос размерами 2,3/0,5 х1450 мм из стали 08Ю проходила устойчиво, без вибраций. Параметры процесса имели следующие значения:

Клети	Толщины полосы после клетей, мм	Межклетьевые натяжения, Н/мм^2	Усилия прокатки, МН
-	2,381	39	-
№ 1	1,824	153	10,41
№ 2	1,134	153	9,52
№ 3	0,751	150	9,01
№ 4	0,533	171	10,56
№ 5	0,528	27	10,97

[1] И.Ю. Приходько, В.В. Акишиным, П.П. Черновым, Е.А. Парсенюком

Вертикальные колебания с нарастающей амплитудой возникали в клети 4 при увеличении скорости прокатки до 18,9 м/с. Далее колебания распространялись на клети 3 и 5. На рис. 8.3 и 8.4 приведены осциллограммы, иллюстрирующие зарождение и развитие колебаний. На осциллограммах зафиксированы сигналы датчиков виброперемещений и давления в гидроцилиндрах нажимных устройств клетей.

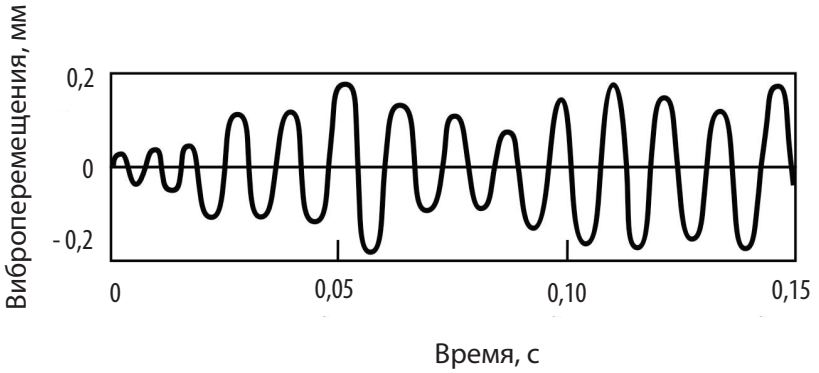


Рис. 8.3. Виброперемещения стойки станины клети 4 на стадии возникновения вибраций [103]

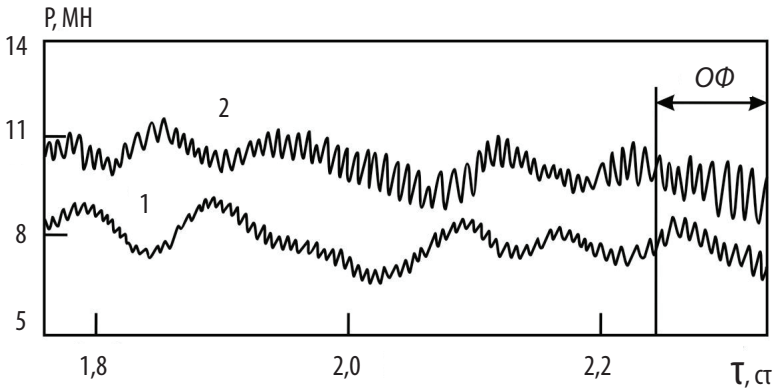


Рис. 8.4. Усилия прокатки P в клетях 3 (кривая 1) и 4 (кривая 2) на стадии развития вибраций (ОФ – опасная фаза) [103]

Согласно полученным данным непрерывный пятиклетьевой стан холодной прокатки 2030, как динамическая система, обладает относительно сильными демпфирующими свойствами. Коэффициент демпфирования находится в пределах 90-95 МН/м/с. Амплитуда колебаний усилия прокатки в клети – источнике вибраций могла достигать величин 0,3-0,4 МН в течение 0,2-0,4 секунд. Через переднее и заднее межклетьевые натяжения полосы вибрирующая клеть распространяла колебания на соседние клети и далее на весь стан. При этом воздействие на предыдущую клеть оказывалось более сильным, чем на последующую. Прокатываемая полоса в межклетьевых промежутках испытывала поперечные колебания. Предаварийная ситуация возникала в условиях, когда амплитуда синхронных колебаний в двух соседних клетях превышала 0,2-0,4 МН. Опасность порыва полосы существенно ниже при вибрациях одной клети, даже если амплитуда колебаний усилия прокатки значительно выше (до 1,2 МН).

Спектральный анализ состава сигналов виброперемещения стойки станины и усилия прокатки (давления в гидроцилиндре нажимного устройства) при вибрациях клети 4 стана 2030 показал, что основные частоты вибраций находятся в диапазонах от 0 до 20 Гц и от 90 до 150 Гц. Низкочастотные составляющие, по-видимому, обусловлены крутильными колебаниями главных приводных линий клетей с частотой 8-12 Гц и поперечными колебаниями полосы в межклетьевых промежутках с частотой 12-20 Гц. Колебательные процессы в главных приводных линиях клетей станов холодной прокатки более детально рассмотрены ниже. Высокочастотные колебания при развитых вибрациях клетей составляли 30-35% общей дисперсии усилия прокатки. Для рассматриваемого стана максимум высокочастотных колебаний клетей находится в пределах 115-120 Гц. Основную долю в спектре высокочастотных колебаний занимают вертикальные колебания на собственных частотах клетей. Иначе говоря, автоколебания проходят на собственных частотах вертикальных колебаний клетей стана.

Теоретические и экспериментальные исследования Института черной металлургии НАН Украины показали, что возникновение резонансных колебаний в клетях непрерывных станов тесно связано с кинематическими условиями в очаге деформации, а именно, с величиной опережения при прокатке. Величина опережения в значительной мере определяется передним и задним натяжениями полосы. Поэтому уровень и соотношение величин натяжений решающим образом влияют на появление и развитие вибраций клетей. Уменьшение натяжения во втором межклетьевом промежутке (между клетями 2 и 3), в третьем и четвертом промежутках от 130-150 до 90-100 Н/мм^2 при прокатке полос толщинами 0,5-0,6 мм на стане 2030 Новолипецкого металлургического комбината позволяло повысить пороговую скорость без возникновения резонансных колебаний

на 0,83-1,66 м/с. Однако для исключения случаев потери устойчивости полосы вследствие её колебаний в поперечном направлении уровень межклетьевого натяжения между четвертой и пятой клетями, где вариация натяжения из-за работы системы автоматического регулирования толщины полосы имеет максимальные значения, не должен быть ниже 110 Н/мм^2. В общем же случае величина межклетьевых натяжений должна быть от 0,20 до 0,15 значений предела текучести металла в рассматриваемом межклетьевом промежутке.

Уменьшение опережения за счет увеличения заднего натяжения приводит к возбуждению вибраций («гудению») стана при меньшей скорости, чем в случае прокатки с повышенным передним натяжением. Более того, в условиях, когда процесс прокатки проходит с глубоким отставанием и в очаге деформации нет зоны опережения, может происходить проскальзывание рабочих валков по поверхности деформируемого металла и относительно опорных валков. Это явление способствует возникновению резонансных вибраций в том числе из-за повреждений поверхности опорных валков. Применительно к пятиклетьевым станам типа стана 2030 рекомендуется процесс прокатки в клетях 2-4 вести с опережением не менее 0,5% и при минимально допустимом уровне межклетьевых натяжений. К аналогичным выводам пришли и авторы работы [102] на основании изучения вибраций на станах холодной прокатки.

Согласно рекомендациям работы [103] наиболее эффективным методом борьбы с вибрациями является оснащение станов холодной прокатки тонколистовой стали системами ранней диагностики зарождения колебательных процессов, связанными с быстрореагирующими на их сигнал системами управления скоростью прокатки, а также другими средствами предупреждения возможных аварийных ситуаций. Такая эффективная система, учитывающая баланс горизонтальных сил, действующих на прокатную клеть, позволяющая диагностировать резонансные вибрации на ранней стадии их возникновения и за счет этого предотвращать «гудение» стана рассмотрена в работе [104]. Её применение позволило на рассматриваемом стане 2030 существенно снизить величину регулирующих воздействий на скорость прокатки.

Экспериментальные исследования динамических нагрузок в приводных линиях прокатных станов связаны с необходимостью использования сложной системы их замера и регистрации, требуют продолжительной остановки стана для наклейки на приводные валы датчиков и т.д. В целом это трудоемкие и дорогостоящие исследования, но дающие весьма ценные для науки и практики результаты. Поэтому детально проанализируем экспериментальный материал, полученный при проведении таких исследований на промышленных станах.

Измерения крутящих моментов непосредственно на шпинделях рабочих валков четырехклетьевого стана 2500 и пятиклетьевого стана 1700 холодной прокатки показали, что при захватах полосы валками в приводных линиях возникают пиковые нагрузки, в 1,8-4,5 раза превышающие нагрузки в стационарном режиме прокатки [105]. Наибольшие пиковые нагрузки возникают при прокатке тонких полос. В частности, на стане 2500 при прокатке полос толщинами 0,7 мм и менее из подката толщиной 2,5 мм пиковые моменты в шпинделях клетей № 1 и 2 достигали 600 и 400 кН·м. При установившемся процессе прокатки эти моменты соответственно составляли 150 и 120 кН·м. На стане 1700 при прокатке полос толщиной 0,5 мм из подката толщиной 2,5 мм пиковые моменты в шпинделях клетей № 3 и 4 достигали 400 кН·м, тогда как установившиеся моменты не превышали соответственно 120 и 85 кН·м.

Типичные осциллограммы крутящих моментов, возникающих в шпинделях рабочих валков обоих непрерывных станов, приведены на рис. 8.5. Эти осциллограммы наглядно иллюстрируют, что момент при захвате в два и более раз превосходит момент в стационарном режиме прокатки $M_{УСТ}$. Под влиянием упругости приводных линий в них возникают затухающие колебания. Частоты возникающих упругих колебаний для приводных линий непрерывных станов холодной прокатки 2500 и 1700 составляют соответственно 8 и 5 Гц.

Системы защиты оборудования главных линий станов по максимальному току при захвате металла валками оказываются неэффективными. Время их срабатывания значительно больше времени нарастания упругих моментов в приводных линиях при захвате (максимальное значение пикового момента в шпинделях станов 2500 и 1700 достигается за 0,03 и за 0,05 с). Поэтому такая защита не успевает предохранить механическое оборудование приводных линий от динамических перегрузок.

Момент прокатки при захвате больше, чем при установившемся процессе, вследствие большего обжатия передней кромки полосы и проявления упругих свойств клети. Для определения максимального значения момента прокатки при захвате на листовых станах холодной прокатки разработана номограмма (рис. 8.6), достаточно универсальная, благодаря построению в безразмерных параметрах. Рассчитав для данной клети по заданным конструкционным и режимным параметрам значения $N = p_{ср}B/2c_к$, $\theta_{3\cdot 0} = \sqrt{(\Delta h + x_0)/R}$ и $M_{УСТ}$, по номограмме, можно найти коэффициент $K_з$, а затем определить максимальное значение момента деформации при захвате: $M_{ПРmax} = K_з M_{УСТ}$. Здесь обозначено: R – радиус валка; B – ширина полосы; Δh – обжатие в клети; $p_{ср}$ – среднее удельное давление в очаге деформации; x_0 – наибольшая деформация клети: $x_0 = P/c_к$; P – усилие прокатки (давление металла на валки) при заполненном очаге деформации; $c_к$ – жесткость клети.

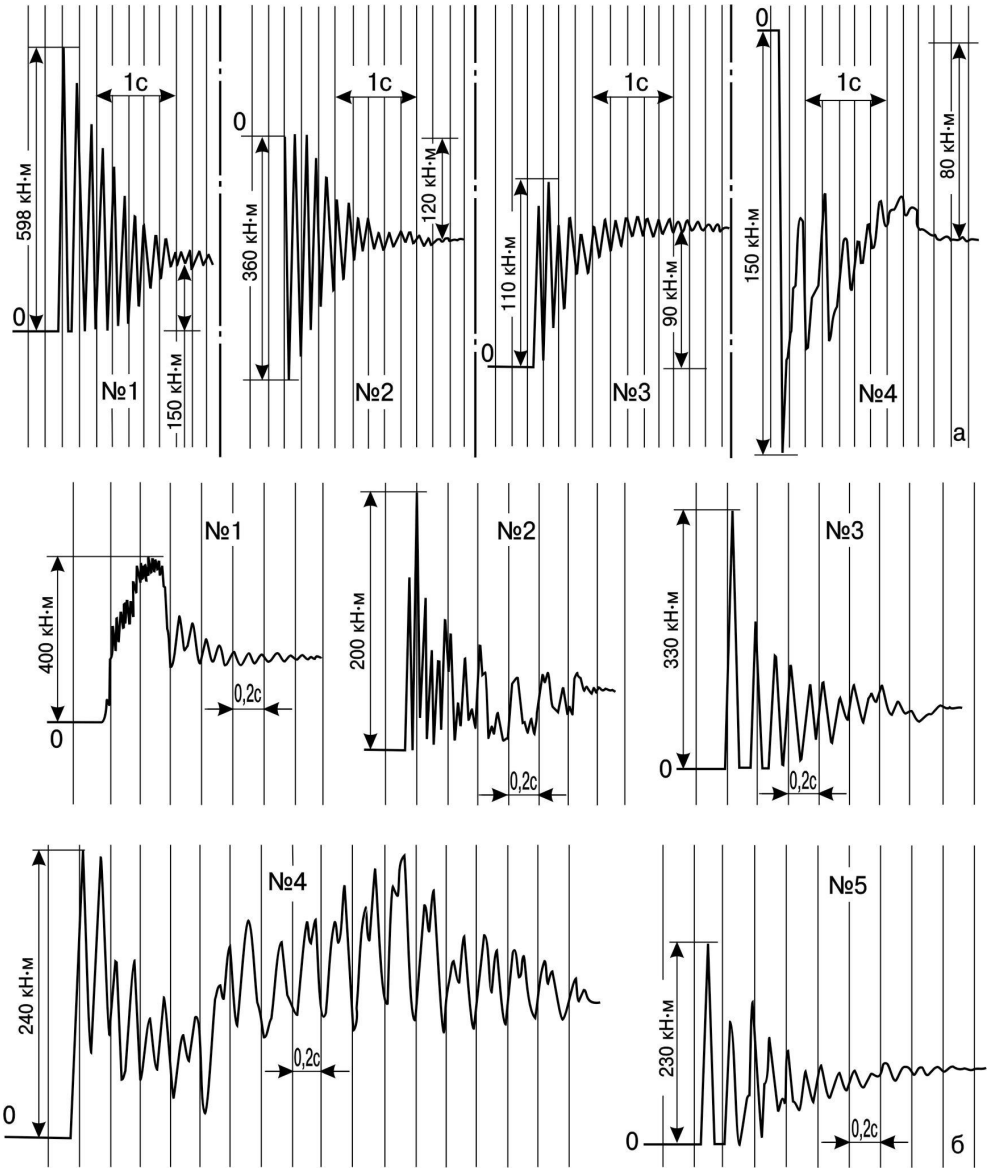


Рис. 8.5. Типичные осциллограммы крутящихся моментов при захвате в верхних шпинделях рабочих валков клетей № 1-5 непрерывных станов холодной прокатки 2500 (а – сталь 08кп, 2,5→0,8×1320 мм**) и 1700 (б –** сталь 10кп, 4→1,5×1315 мм**)**

Номограмма позволяет решать и обратную задачу, если по допустимым нагрузкам требуется оптимально распределить обжатия по клетям.

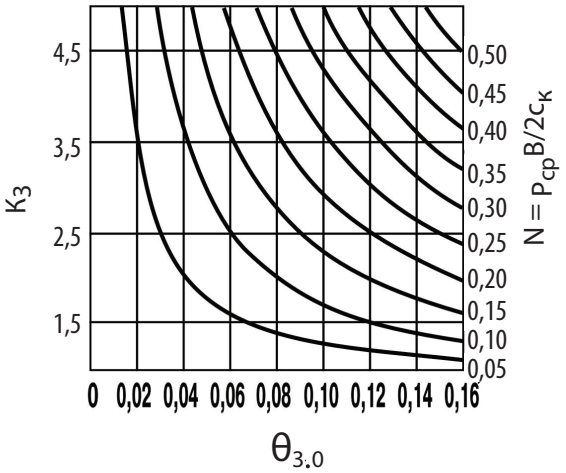


Рис. 8.6. Номограмма для определения коэффициента $K_з$ технологической перегрузки оборудования при захвате; обозначения – в тексте

Экспериментальные исследования и теоретические расчеты показали, что максимальные значения моментов прокатки при захвате существенно зависят от режима обжатий в клетях стана. Так, если при прокатке на стане 1700 полос толщинами 0,5-1,2 мм относительное обжатие в клети № 1 было меньше 20%, то в шпинделях клетей № 4 и 5 максимальные значения моментов прокатки при захвате достигали 300 кН·м. При этом установившиеся моменты прокатки не превышали 90 кН·м. С увеличением относительных обжатий в клети № 1 и одновременным их уменьшением в клети № 5 максимальные значения моментов прокатки по клетям уменьшаются. Установлено, что максимальные значения моментов прокатки по клетям будут наименьшими, если относительные обжатия во всех клетях, кроме последней, будут примерно одинаковыми, а в последней клети – несколько пониженными.

При прокатке тонких полос (0,7 мм на стане 2500 и 0,5 мм на стане 1700) максимальные значения моментов прокатки при захвате получались наименьшими при следующем распределении относительных обжатий (%) по клетям:

Станы \ Клети	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
2500	25 – 26	27 – 28	27 – 28	15 – 18	–
1700	30 – 32	32 – 34	28 – 30	25 – 27	15 – 16

При указанных режимах обжатий неравномерность распределения пиковых и установившихся крутящих моментов по приводным линиям клетей оказывалась наименьшей, а загрузка механического оборудования – наиболее рациональной. В частности, на стане 1700 при указанном режиме обжатий при прокатке полос из стали 08кп толщиной 0,5 мм из подката 2,5×1015 мм максимальные значения крутящих моментов в шпинделях клетей № 1 и № 5 получались следующими, кН·м:

№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
114	127	150	142	138

Такие моменты меньше допустимых для оборудования приводных линий, а их распределение по клетям достаточно равномерно.

Момент прокатки, воздействуя на приводную линию стана, вызывает появление в ней упругих колебаний (рис. 8.5). Анализ экспериментальных осциллограмм показал, что крутящий момент в шпинделе при захвате состоит из момента прокатки и накладывающихся на него динамических составляющих, обусловленных упругими колебаниями. В результате статистической обработки осциллограмм крутящих моментов, полученных при прокатке 120 рулонов различных размеров на стане 2500 и 150 рулонов на стане 1700, установлено, что максимальные пиковые нагрузки в приводных линиях непрерывных станов холодной прокатки с достаточной для практики точностью (8-10%) могут быть рассчитаны по формуле $M_{max} = M_{ПРmax} K_д$, где M_{max} – максимальный пиковый крутящий момент в главной линии; $K_д$ – коэффициент динамичности, зависящий от заправочной скорости, угла захвата и собственной частоты колебаний приводной линии.

Значения коэффициентов динамичности для приводных линий обоих станов по результатам обработки экспериментальных данных о нагрузках получаются следующими (№ 1-5 – клети):

Клети / Станы	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
2500	1,1 – 1,3	1,2 – 1,4	1,2 – 1,5	1,3 – 1,7	–
1700	1,1 – 1,2	1,2 – 1,5	1,6 – 1,9	1,1 – 1,3	1,2 – 1,4

Коэффициент динамичности $K_д$ для других непрерывных станов холодной прокатки может быть определен по заданным конструкционным и режимным параметрам согласно формуле:

$$K_{Д} = 1 + \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{\sqrt{R(\Delta h + x_0)}}{V_3 T_c}}},$$

где $V_з$ – заправочная скорость полосы;

$T_с$ – период собственных колебаний приводной линии.

Опыт эксплуатации непрерывных 4-х и 5-ти клетьевых станов холодной прокатки 1700 показал, что в приводных линиях нажимных устройств, связанных с системами автоматического регулирования толщины, возникали частые поломки предохранительных звеньев, которые приводили к простоям станов и вынуждали снижать быстродействие регулятора толщины полосы. Для выявления причин этого явления и разработки мероприятий по его устранению на станах 1700 выполнили специальные экспериментальные и теоретические исследования [106]. В качестве объекта исследований выбрали приводные линии нажимных винтов последних клетей, работающие в наиболее неблагоприятных условиях (наибольшее число поломок предохранительных звеньев).

При прокатке полос основного сортамента проводили осциллографирование токов и частоты вращения двигателей левого и правого нажимных винтов, давлений под нажимными винтами и моментов в валопроводе на участке между двигателем и редуктором. Из анализа осциллограмм следует, что нагрузки в приводной линии при разгонах и торможениях носят характер затухающих колебаний. Упругие крутильные колебания, возникающие в валопроводе, не оказывают влияния на электромагнитные процессы в двигателе и ток якоря не реагирует на них вследствие инерционности электромеханической системы. Поэтому по току двигателя нельзя оценить максимальные нагрузки, возникающие в линии.

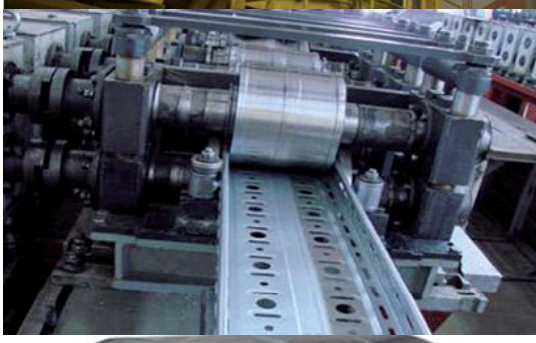
Максимальные динамические моменты на валопроводе в переходных режимах значительно (иногда в 5-7 раз) превосходили статические моменты двигателя и приводили к срабатыванию предохранительных устройств. Высокочастотный характер динамических нагрузок отрицательно сказывается на усталостной прочности оборудования. При торможениях происходит раскрытие зазоров в кинематических парах приводной линии и их последующее ударное замыкание, в результате чего резко повышаются нагрузки. При разгоне максимальные динамические нагрузки существенно зависят от характера изменения электромагнитного момента двигателя (токовой диаграммы). Введение предпусковой ступени (половина максимального значения тока якоря выдерживается постоянной в течение 0,1 с) существенно снижает динамические нагрузки при разгоне, но вместе с тем уменьшает быстродействие привода нажимных винтов и ухудшает качество регулирования толщины и профиля прокатываемых полос.

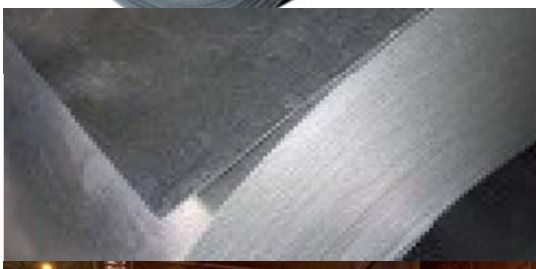
Для оценки максимальных динамических нагрузок и разработки мероприятий по их снижению исследовали динамические процессы, возникающие в упругой электромеханической системе привода нажимных винтов, теоретически и экспериментально. На основании этих исследований было предложено [106] для существенного уменьшения жесткости приводной линии нажимных винтов станов 1700 холодной прокатки и повышения её демпфирующих свойств ввести в линию упруго-демпфирующее устройство с резинометаллическими элементами. Чертеж этого устройства приведен в статье [106]. Применение разработанной упруго-демпфирующей муфты с использованием четырех резинометаллических втулок вместо зубчатой муфты позволило уменьшить коэффициент жесткости участка «двигатель-редуктор» с $0{,}335 \cdot 10^6$ Н·м/рад до $0{,}0367 \cdot 10^6$ Н·м/рад, а зазор на 1,5-2 град.

Для оценки эффективности разработанной упруго-демпфирующей системы проводили осциллографирование энергосиловых параметров линии привода нажимных винтов станов 1700 холодной прокатки. После установки упруго-демпфирующей системы динамические нагрузки, возникавшие ранее при разгонах и торможениях, исчезли. Изменение крутящего момента в линии в переходных режимах имело плавный характер, а упругие колебания и перегрузки отсутствовали. Крутящий момент в линии в переходных режимах и ток двигателя изменяются достаточно синхронно, поэтому эффективно работала и система защиты оборудования от перегрузок по максимальному току. Это дает возможность отказаться от применения на некоторых станах срезных элементов в муфтах нажимных винтов, а для защиты оборудования ввести ограничение по максимальному моменту электродвигателей. Кроме того, установка в приводных линиях нажимных винтов упруго-демпфирующей системы существенно улучшает условия работы оборудования и позволяет повысить быстродействие регулятора толщины и, следовательно, точность прокатываемых полос.

Глава 9

Особенности рулонного способа производства листовой стали





Математическая модель напряженно-деформированного состояния рулонов холоднокатаных полос

Численная оценка условий контактирования витков полосы в рулоне

Сваривание витков полосы в рулонах при отжиге металла

Экспериментальные исследования напряжений в рулонах

Влияние параметров процесса намотки на напряженно-деформированное состояние рулонов

Выбор режимов натяжения при намотке рулонов холоднокатаных полос

Напряженно-деформированное и температурное состояние рулонов горячекатаных полос

Рациональная технология охлаждения и складирования рулонов горячекатаных полос

ОСОБЕННОСТИ РУЛОННОГО СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА ЛИСТОВОЙ СТАЛИ

В настоящее время основным способом производства листовой стали является рулонный. При этом прочностной расчет моталок прокатных станов и отделочных агрегатов базируется на зависимостях давления рулона на барабан моталки от параметров процесса намотки полосы. Напряжения, возникающие в рулонах холоднокатаных полос после снятия их с моталки, существенно влияют на качество листовой продукции, поскольку они могут вызывать потерю устойчивости витков и образование дефекта «птичка», приводить к свариванию контактирующих витков полосы при последующей термообработке и образованию дефектов «излом», «сваривание». Увеличение массы рулонов и уменьшение толщины полос на современных станах холодной прокатки повышают вероятность появления названных дефектов.

Напряженно-деформированное состояние рулонов, склонность к свариванию витков при отжиге рулонов и образованию названных дефектов сложным образом зависят от режимов намотки и шероховатости поверхности полос, взаимосвязаны с геометрическими размерами сматываемых полос, деформируемостью барабана моталки и другими факторами. Все это сильно затрудняет выбор наилучших режимов натяжения при намотке. Практический опыт, накопленный на одном прокатном стане, часто недостаточен для принятия наилучшего решения применительно к другому стану. Выбор предпочтительных режимов смотки полос должен основываться на строго теоретическом анализе напряженно-деформированного состояния рулонов, учитывающем все нюансы технологии.

9.1. Математическая модель напряженно-деформированного состояния рулонов холоднокатаных полос

В реальных условиях на напряженно-деформированное состояние рулонов влияют не только физико-механические свойства материала наматываемой полосы, но и состояние ее поверхности, степень неплоскостности (коробоватости, волнистости). Большое значение имеют величина шероховатости поверхности контактирующих витков и ее изменение под нагрузкой, наличие смазки на поверхности. От этого зависит степень неплотности прилегания поверхностей смежных витков в рулонах. Для повышения точности расчетов напряженного

состояния рулонов необходимо учитывать контактные явления на границах смежных витков шероховатых полос, отказаться от применяемого часто искусственного приема – замены реального многослойного тела рулона сплошным.

Следует отметить, что выбор наиболее благоприятных режимов натяжения наматываемой на барабан полосы должен основываться на решении обратной задачи – определения режима натяжения полосы при смотке по заданному закону распределения напряжений в рулоне на барабане или после снятия с барабана моталки.

Постановка и общее решение прямой и обратной задач[1] позволяют учесть отмеченные эффекты благодаря привлечению дополнительной информации о характере сближения шероховатых поверхностей смежных витков в рулонах при произвольном режиме изменения натяжения полосы в процессе намотки.

Полагаем, что как при намотке рулона, так и после снятия его с барабана моталки витки полосы находятся в упругом состоянии. Скольжение витков относительно друг друга отсутствует. Витки полосы в рулоне рассматриваются как концентрические кольца. Напряжения в пределах одного витка считаются постоянными в окружном направлении, но изменяющимися от витка к витку. Таким образом, задача сводится к осесимметричной. В связи с тем, что в промышленных условиях рулоны холоднокатаной полосы состоят из большого количества витков (от нескольких сот до двух-трех тысяч), погрешность, вносимая в расчет названными допущениями, пренебрежимо мала.

Считается, что витки полосы в рулоне, а также барабан моталки обладают цилиндрической анизотропией. Толщина и упругие свойства каждого витка могут быть одинаковыми или разными. Задача решается в линейно-упругой постановке. Напряженно-деформированное состояние элемента полосы в рулоне или барабана плоское.

При идеальном (без зазоров) прилегании поверхностей контактирующих витков полосы в рулоне перемещение наружной поверхности i-го витка $u_i^{нар}$ равно перемещению внутренней поверхности (i +1)-го витка $u_{i+1}^{вн}$, т.е. $u_i^{нар} = u_{i+1}^{вн}$. Здесь $u^{нар}$ и $u^{вн}$ – перемещение наружной и внутренней поверхностей соответственно. Однако в реальных условиях контакт смежных витков полосы в рулоне дискретен. Степень неплотности прилегания контактирующих поверхностей полосы характеризуется величиной δ – расстоянием по радиусу между цилиндрическими поверхностями смежных витков (рис. 9.1).

Поскольку в общем случае поверхность полосы шероховатая, то величина δ представляет собой расстояние между линиями впадин профиля шероховатости

[1] Постановка и решение задач выполнены совместно с В.И. Тимошенко.

контактирующих поверхностей, характеризует среднее значение зазора между витками и зависит от величины микронеровностей полосы и межвиткового давления. Величина δ может определяться также толщиной неупругой прослойки между витками (например, слоя смазки, прокладочного материала и др.). При увеличении контактного давления происходит смятие микронеровностей, их сближение. Следовательно, условие сопряжения контактирующих поверхностей имеет вид (рис. 9.1)

$$u_i^{нар} = u_{i+1}^{вн} + \Delta\delta_i \,, \tag{9.1}$$

где $\Delta\delta_i = \delta_i - \check{\delta}_i$ – величина сближения поверхностей; $u_{i+1}^{вн} = r_{i+1}^{вн} - \check{r}_{i+1}^{вн}$;
$u_i^{нар} = r_i^{нар} - \check{r}_i^{нар}$; $\check{r}_{i+1}^{вн}$, $\check{r}_i^{нар}$, $\check{\delta}_i$ – геометрические параметры витков после деформации.

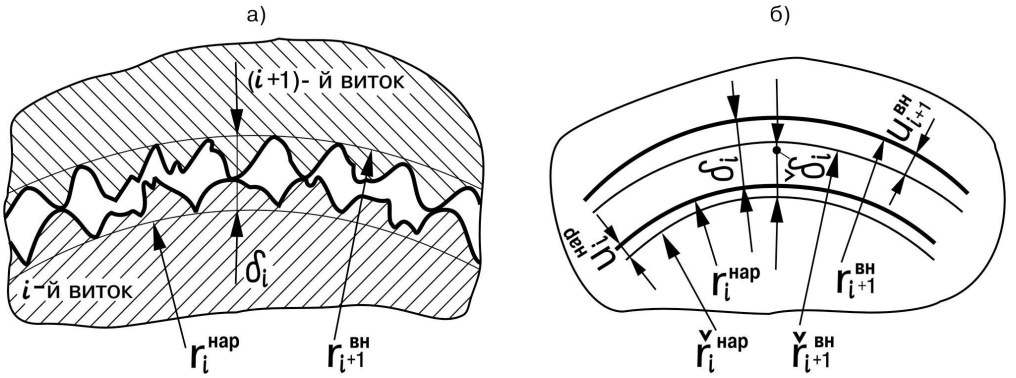


Рис. 9.1. Схема контактирования деформируемых витков полосы в рулоне:
α – дискретный контакт шероховатых поверхностей смежных витков;
б – сближение контактирующих поверхностей под действием нагрузки

Заметим, что если между i-м и (i + 1)-м витками из упругого материала содержится неупругая прослойка, например смазка, то процесс взаимодействия между витками можно моделировать также с помощью уравнения (9.1) путем задания подходящей зависимости $\Delta\delta_i$ от межвиткового давления. При этом функция $\Delta\delta_i$ будет характеризовать либо изменение неплотности прилегания поверхностей смежных витков, либо закон деформации неупругой прослойки между i-м и (i+1)-м упругими витками.

Величину перемещений i-го витка, рассматриваемого в виде анизотропного тела, под действием внутреннего и внешнего давлений определяли по следующему уравнению:

$$u = \frac{k_i - \mu_i}{E_{t_i}} \cdot \frac{q_{i-1} r_{i-1}^{k_{i+1}} - q_i r_i^{k_{i+1}}}{r_i^{2k_i} - r_{i-1}^{2k_i}} r^{k_i} + \frac{k_i + \mu_i}{E_{t_i}} \times$$
$$\times \frac{q_{i-1} r_i^{k_{i-1}} - q_i r_{i-1}^{k_{i-1}}}{r_i^{2k_i} - r_{i-1}^{2k_i}} \cdot \frac{r_{i-1}^{k_{i+1}} \cdot r_i^{k_{i+1}}}{r^{k_i}}, \qquad (9.2)$$

где $k_i = \sqrt{\frac{E_{t_i}}{E_{r_i}}}$; E_{t_i}, E_{r_i}, μ_i – модули упругости в тангенциальном и радиальном направлениях и коэффициент Пуассона материала i-го витка; r_{i-1}, r_i, r – внутренний, наружный и текущий радиусы i-го витка; q_{i-1} и q_i – внутреннее и внешнее давления, действующие на i-й виток.

Как уже отмечалось, в общем случае принимается, что толщина полосы i-го витка h_i не равна толщине полосы (i +1)-го витка h_{i+1}, т.е. $(r_i - r_{i-1}) \neq (r_{i+1} - r_i)$. Кроме того, в общем случае $E_{t_i} \neq E_{t_{i+1}}$, $E_{r_i} \neq E_{r_{i+1}}$, $\mu_i \neq \mu_{i+1}$. Таким образом, решение выполняется для полос с продольной разнотолщинностью и различными свойствами по их длине.

Заменяя в уравнении (9.1) величины $u_i^{нар}$, $u_{i+1}^{вн}$ их выражениями, полученными с помощью зависимости (9.2), получим уравнение, связывающее величины давления q на поверхностях контакта трех соседних витков q_{i-1}, q_i, q_{i+1} (рис. 9.2):

$$A_i q_{i-1} - D_i q_i + B_i q_{i+1} = -F_i. \qquad (9.3)$$

Коэффициенты A_i, B_i, D_i уравнения (9.3) определяются геометрическими размерами r_{i-1}, r_i, r_{i+1} и физическими константами E_t, E_r, μ i-го и (i + 1)-го витков. Выражения A_i, B_i, D_i для общего случая легко найти по зависимости (9.2). Свободный член F_i уравнения (9.3) определяется величиной сближения i-го и (i + 1)-го витков $\Delta\delta_i$ под действием нагрузки, причем $F_i \to 0$, когда $\Delta\delta_i \to 0$.

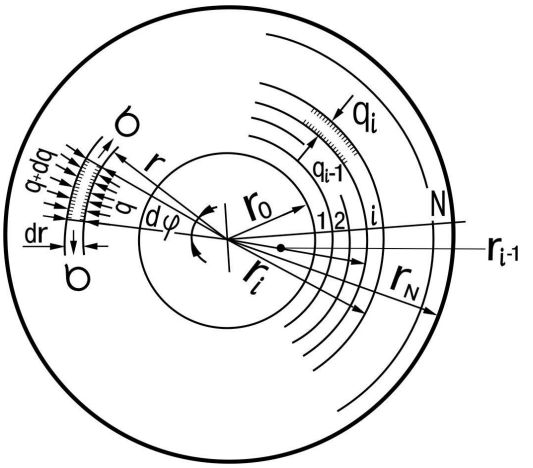


Рис. 9.2. Расчетная схема: N – количество витков полосы в рулоне. Остальные обозначения в тексте

При последующем решении используются граничные условия, позволяющие в уравнении (9.3), записанном для внутреннего (первого) или наружного витка полосы в рулоне, исключить одно из неизвестных [107]. В результате получаем следующую зависимость:

$$q_i = L_{i+1} q_{i+1} + K_{i+1}, \tag{9.4}$$

где $L_{i+1} = B_i(D_i - A_i L_i)$; $K_{i+1} = (A_i K_i + F_i)/(D_i - A_i L_i)$.

Уравнение (9.4) решается методом «прогонки» [107]. Вначале последовательно находят все значения прогоночных коэффициентов L_i и K_i, а затем, используя массивы L_i и K_i и условие для определения q наружного витка, – величины напряжений q_i. Тангенциальные (окружные) напряжения σ в витках определяются из условия равновесия витка

$$\sigma_i = \frac{q_i r_i - q_{i+1} r_{i+1}}{r_{i+1} - r_i}.$$

Расчет напряженно-деформированного состояния рулонов полос во время намотки на барабан моталки. Найдем напряжения в рулоне при намотке на барабан полосы постоянной толщины и с изотропными свойствами. Будем считать, что разнотолщинность металла и колебания механических свойств незначительны. Модуль упругости и коэффициент Пуассона холоднокатаной стали могут измениться лишь в результате коренного изменения ее химического состава.

Определим приращения напряжений Δq и перемещений Δu i-го витка в рулоне, состоящем из j витков, от действия j-го витка. При обозначении переменных первый индекс будет указывать номер рассматриваемого витка, второй – номер витка, воздействие которого определяется. Тогда давление между i-м и (i + 1)-м витками в рулоне из j витков обозначим $q_{i,j}$ и $\Delta q_{i,j} = q_{i,j} - q_{i,j\text{-}1}$. Далее, записывая уравнение (9.3) для $q_{i,j\text{-}1}$ и $q_{i,j}$ и вычитая почленно первое из второго, получим

$$A_i \Delta q_{i\text{-}1,j} - D_i \Delta q_{i,j} + B_i \Delta q_{i+1,\,j} = -F_{i,j}. \qquad (9.5)$$

С изменением давления (радиального напряжения) от $q_{i,j\text{-}1}$ до $q_{i,j}$ зазор между витками изменится на величину $\Delta\delta_{i,j}$, равную разности величин зазора δ_i при давлениях $q_{i,j\text{-}1}$ и $q_{i,j}$ (см. рис. 9.1). Поскольку при намотке каждого последующего витка приращение межвиткового давления Δq составляет небольшую величину, принимаем

$$\Delta\delta_{i,j} = \delta_i(q_{i,j\text{-}1}) - \delta_i(q_{i,j}) = \left.\frac{d\delta}{dq}\right|_{q_{i,j-1}} \Delta q_{i,j}.$$

При изотропном материале полосы ($E_{t_i} = E_{r_i} = E = const, \mu_i = \mu = const$) и одинаковой толщине витков выражения коэффициентов в приведенном выше уравнении имеют вид:

$$A_i = \frac{2r_{i-1}^2}{r_i^2 - r_{i-1}^2}; \quad B_i = \frac{2r_{i+1}^2}{r_{i+1}^2 - r_i^2};$$

$$D_i = \frac{r_{i-1}^2 + r_i^2}{r_i^2 - r_{i-1}^2} + \frac{r_i^2 + r_{i+1}^2}{r_{i+1}^2 - r_i^2} - \frac{E}{r_i}\left.\frac{d\delta}{dq}\right|_{q_{i,j-1}}; \quad F_{i,j} = 0.$$

При расчете напряжений в рулоне во время его намотки (в положении «на барабане») первое граничное условие состоит в том, что приращение радиальной деформации поверхности барабана $\Delta u_{б,j}$ от действия j-го витка равно приращению радиальной деформации внутренней поверхности первого витка $\Delta u_{1,j}$ минус изменение величины зазора между первым витком и барабаном $\Delta\delta_0$, т.е. $\Delta u_{б,j} = \Delta u_{1,j}^{вн} - \Delta\delta_0$.

Если барабан представить в виде эквивалентного толстостенного цилиндра с коэффициентом толстостенности $\lambda = a_{вн}/a$, где $a_{вн}$ и a – внутренний и наружный радиусы цилиндра, то изменение радиальной деформации поверхности барабана $\Delta u_{б,j}$ вследствие изменения действующего на него давления на величину $\Delta q_{0,j}$ будет определяться формулой [107, 108]

$$\Delta u_{б,j} = Б \Delta q_{0,j}, \tag{9.6}$$

где $Б = -\dfrac{a}{E_б}\left(\dfrac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2} - \mu_б\right)$; $E_б$ и $\mu_б$ – модуль упругости и коэффициент Пуассона материала барабана.

В общем случае барабан моталки может рассматриваться как анизотропное тело, а его деформация описываться более сложной моделью [107].

Учитывая, что $\Delta\delta_{0,j} = \dfrac{d\delta}{dq}\Delta q_{0,j}$, запишем

$$\Delta u_{1,j}^{вн} = \alpha_0 \Delta q_{0,j} + \beta_0 \Delta q_{1,j}, \tag{9.7}$$

где

$$\alpha_0 = \frac{r_0}{E(r_1^2 - r_0^2)}\left[\left(r_0^2 + r_1^2\right) - \mu\left(r_0^2 - r_1^2\right)\right] - \frac{d\delta}{dq}\bigg|_{q_{0,j}};$$

$$\beta_0 = -\frac{2r_0 r_1^2}{E\left(r_1^2 - r_0^2\right)}.$$

Приравнивая выражения (9.6) и (9.7), найдем зависимость

$$\Delta q_{0,j} = L_1 \Delta q_{1,j},$$

где $L_1 = \dfrac{\beta_0}{-\dfrac{a}{E_б}\left(\dfrac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2} - \mu_б\right) - \alpha_0}$.

Подставив выражение $\Delta q_{0,j}$ в уравнение (9.5), записанное для первого витка ($i = 1$), получим

$$A_i \Delta q_{0,j} - D_1 \Delta q_{1,j} + B_1 \Delta q_{2,j} = 0; \qquad \Delta q_{1,j} = L_2 \Delta q_{2,j},$$

где $L_2 = -\dfrac{B_1}{A_1 L_1 - D_1}$.

Далее в соответствии с общим случаем (9.4) имеем

$$\Delta q_{i,j} = L_{i+1} \Delta q_{i+1,j}, \qquad i = 1, 2, 3, \ldots, j-1.$$

В качестве второго граничного условия используем уравнение равновесия верхнего (периферийного) витка. Считая сжимающее межвитковое давление положительным, запишем

$$\Delta q_{j-1,j} = q_{j-1,j} = \sigma_{0,j} h / r_{j-1},$$

где $\sigma_{0,j}$ – натяжение полосы во время намотки j-го витка (натяжение, задаваемое моталкой в момент формирования j-го витка); h – толщина полосы.

Полное (суммарное) давление на i-й виток (при $r = r_i$) рулона от действия всех намотанных сверху витков будет представлять собой сумму $q_{i,N} = \sum_{j=i+1}^{j=N} \Delta q_{i,j}$, где N – количество витков полосы в рулоне. При расчете напряженного состояния витков полосы в рулоне внутренний цикл программы по переменной i от 0 до $j-1$, а внешний цикл по переменной j – от 1 до N. В результате будут найдены все значения $q_{i,j}$. Давление рулона на барабан моталки $q_б$ определяется действием всех витков полосы $q_б = q_{0,N} = \sum_{j=1}^{j=N} \Delta q_{0,j}$.

Расчет напряжений в рулоне после снятия его с барабана моталки. При снятии с барабана происходит разгрузка рулона – уменьшение напряжений вследствие радиального перемещения витков. Обозначим индексом «с» состояние рулона после снятия с барабана моталки. Тогда, записывая уравнение (9.3) поочередно для давлений в рулоне на барабане q_i и после снятия с барабана q_i^c с учетом δ_i или δ_i^c соответственно и вычитая одно из другого, получим такое же уравнение для Δq_i^c – изменения межвиткового давления при снятии рулона с барабана:

$$A_i^c \Delta q_{i-1}^c - D_i^c \Delta q_i^c + B_i^c \Delta q_{i+1}^c = -F_i^c.$$

В последнем уравнении коэффициенты A_i^c, B_i^c выражаются так же, как и одноименные коэффициенты при расчете рулона на барабане. В выражении коэффициента D_i^c нет третьего слагаемого. Свободный член в правой части имеет вид $F_i^c = -\Delta\delta_i^c E / r_i$, где $\Delta\delta_i^c = \delta_i^c(q_i^c) - \delta_i(q_i)$. Функции изменения зазора при нагружении δ_i и загрузке δ_i^c в общем случае могут быть различными. Линейная зависимость вида $\Delta\delta_i^c = \frac{d\delta^c}{dq}\Big|_{q_i} \Delta q_i^c$ здесь не может быть принята, поскольку при разгрузке рулона межвитковое давление может уменьшиться на большую величину (на порядок и более).

Граничные условия для рулона, снятого с барабана: на внутренней поверхности первого витка давление уменьшается до нуля, значит, $\Delta q_0^c = +q_б$ при $r = r_0$; на наружной поверхности верхнего витка давление осталось равным нулю, т.е. $\Delta q_N^c = 0$.

В соответствии с уравнением (9.4)

$$\Delta q_i^c = L_{i+1}^c \Delta q_{i+1}^c + K_{i+1}^c, \tag{9.8}$$

где $L_{i+1}^c = \dfrac{B_i^c}{D_i^c - A_i^c L_i^c}$; $K_{i+1}^c = \dfrac{A_i^c K_i^c + F_i^c}{D_i^c - A_i^c L_i^c}$. При этом первые значения прогоночных коэффициентов L^c и K^c выражаются следующим образом:

$$L_2^c = \frac{B_1^c}{D_1^c}; \qquad K_2^c = \frac{-A_1^c q_б + F_i}{D_1^c}.$$

Алгоритм решения не изменяется. Вначале рассчитываются все значения коэффициентов L_i^c и K_i^c. Затем, зная Δq_N^c, по уравнению (9.8) находят Δq_{N-1}^c и т.д. Остаточные межвитковые давления в снятом с барабана рулоне q_i^c определяются как

$$q_i^c = q_i - \Delta q_i^c. \tag{9.9}$$

Описанный алгоритм легко реализуется для любых законов изменения натяжения полосы $\sigma_0(r)$ в процессе ее намотки. Величина зазоров $\delta_i^c(q_i^c)$ уточняется путем итераций по найденным значениям q_i^c.

Следует отметить, что окружные напряжения в наружном и внутреннем витках рулона после снятия его с моталки равны нулю. В момент выхода заднего конца полосы из последней клети стана натяжение исчезает и напряжения в верхних

слоях рулона падают. Аналогичное явление из-за проскальзывания переднего (внутреннего) конца полосы при снятии рулона с барабана моталки наблюдается и во внутренних слоях. Однако детальный анализ показал, что проскальзывание существенно лишь в трех-четырех наружных и внутренних витках. Практически оно не сказывается на величине межвиткового давления в рулоне.

Асимптотические решения. В первом приближении решения поставленной задачи для отдельных частных случаев могут быть найдены в замкнутом виде.

В случае $h_1 = h = \text{const}$, $h_i/r_i \ll 1$ при всех i разностное уравнение (9.3), записанное для рулона, все витки которого имеют одинаковые изотропные свойства, можно представить в виде дифференциального оператора. Считаем, что уравнение (9.3) получено путем преобразования следующего дифференциального уравнения:

$$a\frac{d^2q}{dr^2} + b\frac{dq}{dr} + cq = -F .$$

Заменяем дифференциалы конечными разностями. Погрешность такой аппроксимации уменьшается пропорционально h^2:

$$\frac{d^2q}{dr^2} = \frac{q_{i+1} - 2q_i + q_{i-1}}{h^2}; \quad \frac{dq}{dr} = \frac{q_{i+1} - q_{i-1}}{2h};$$

$$a_i\frac{q_{i+1} - 2q_i + q_{i-1}}{h^2} + b_i\frac{q_{i+1} - q_{i-1}}{2h} + c_iq_i = -F_i .$$

Приводя подобные в левой части последнего уравнения и сравнивая его с уравнением (9.3), видим, что между коэффициентами при переменных q_{i-1}, q_i, q_{i+1} в одном и другом уравнениях можно установить следующую связь:

$$A_i = \frac{1}{h^2}\left(a_i - \frac{hb_i}{2}\right); \quad B_i = \frac{1}{h^2}\left(a_i + \frac{hb_i}{2}\right); \quad D_i = \frac{1}{h^2}\left(2a_i - h^2c_i\right).$$

Разрешая эти выражения относительно коэффициентов a_i, b_i, c_i, находим

$$a_i = (A_i + B_i)h^2/2; \quad b_i = (B_i - A_i)h; \quad c_i = A_i + B_i - D_i .$$

В соответствии с результатами работы [107] выражения коэффициентов A_i, B_i, D_i могут быть представлены в компактной записи:

$$A_i = \left(r_i^2 - 2r_i h + h^2\right)\left(2r_i + h\right); \quad B_i = \left(r_i^2 + 2r_i h + h^2\right)\left(2r_i + h\right); \quad D_i = 4r_i^3 .$$

Тогда $a_i = 2r_i^3 h^2; b_i = 2\left(3r_i^2 - h^2\right)h^2; c_i = 0$. С учетом выражений этих коэффициентов дифференциальное уравнение принимает вид

$$r^3 \frac{d^2 q}{dr^2} + \left(3r^2 - h^2\right)\frac{dq}{dr} - \frac{E\left(4r^2 - h^2\right)}{4rh}\Delta\delta\left(r, q\right) = 0 .$$

Поскольку $h^2 \ll r^2$, то для удобства последующего решения, запишем

$$\frac{d}{dr}\left(r^3 \frac{dq}{dr}\right) - E\frac{r}{h}\Delta\delta\left(rq\right) = 0 . \qquad (9.10)$$

В общем случае из-за наличия члена $\Delta\delta\left(r, q\right)$ уравнение (9.10) является нелинейным и при его численном решении приходим к описанному выше алгоритму. Однако для конкретно заданных функций $\Delta\delta\left(r, q\right)$ в некоторых случаях можно найти аналитическое решение. В частности, при идеальном прилегании витков (без зазоров) $\Delta\delta\left(r, q\right) = 0$ и третье слагаемое в уравнении (9.10) обращается в нуль. Тогда получим простое уравнение относительно q, решением которого является выражение $q = \frac{C_1}{r^2} + C_2$. Произвольные постоянные C_1 и C_2 определяются с помощью граничных условий для случаев рулона на барабане или рулона, снятого с барабана моталки.

В частности, для рулона на барабане граничными условиями для уравнения (9.10), записанного относительно Δq_j, будут $\Delta q_j = \frac{\sigma_0\left(r_j\right)h}{r_j - h}$ при $r = r_j - h$ и $\Delta u_{вн} = \Delta u_б$ при $r = r_{вн}$, где $r_{вн}$ и r_j – радиусы внутреннего и j-того витков рулона в процессе намотки полосы. В итоге находим:

$$\Delta q_i\left(r\right) = \frac{\sigma_0\left(r_j\right)h}{r_j} \cdot \left\{1 - \frac{1/r^2 - 1/r_j^2}{\left(\frac{1}{r_{вн}^2} - \frac{1}{r_j^2}\right) + \frac{2}{r_{вн}\left[r_{вн}\left(\mu - 1\right) - БЕ\right]}}\right\}. \qquad (9.11)$$

Используя выражение $\Delta q_j(r)$, согласно формуле (9.11) можно найти функцию $q_j(r)$. Для этого надо просуммировать приращения $\Delta q(r)$ от действия всех витков, лежащих сверху рассматриваемого витка радиусом r. То есть, надо последовательно полагать $r_j = r_i+h$, r_i+2h, $r_i + (j-i)h$. Переходя к интегрированию, запишем

$$q(r)=\int_{r}^{r_{нар}} \Delta q\left(r_{i,j}\right)dr_j \qquad (9.12)$$

или

$$q(r)=\frac{1-r_{вн}^2/r^2+C}{1+C}\int_{r}^{r_{нар}}\frac{\sigma_0\left(r_j\right)r_j}{r_j^2-A^2}dr_j,$$

где $A^2=r_{вн}^2/(1+C); C=2/\left[(\mu-1)+\frac{E}{E_б}\left(\frac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2}-\mu_б\right)\right]$;

$r_{нар}$ – наружный радиус рулона, $r_{нар} = r_N$.

Полагая в последнем выражении $r = r_{вн}$, найдем давление рулона на барабан моталки $q_б = q(r_{вн})$:

$$q_б=\frac{C}{1+C}\int_{r_{вн}}^{r_{нар}}\frac{\sigma_0\left(r_j\right)r_j}{r_j^2-A^2}dr_j. \qquad (9.13)$$

В простейшем случае при $E = E_б$, $\mu = \mu_б$ и намотке полосы в рулон с постоянным натяжением $\sigma_0(r_j)$ = const выражение (9.13) преобразуется в известную формулу Симса

$$q_б=\frac{\sigma_0}{2}\left(1-\lambda^2\right)ln\frac{1}{1-\lambda^2}\left(\frac{r_{нар}^2}{r_{вн}^2}-\lambda^2.\right)$$

Решение уравнения (9.10), записанного относительно Δq^c, при граничных условиях для снятого с барабана моталки рулона приводит к формуле Ламе для расчета радиальных напряжений в цилиндре при нагружении его внутренним давлением, по величине равным $q_б$, но противоположного знака:

$$\Delta q^c(r)=-q_б\frac{r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2}\left(1-\frac{r_{нар}^2}{r^2}\right).$$

В соответствии с выражением (9.9) напряженно-деформированное состояние рулона после снятия его с моталки $q^c(r)$ может быть определено суперпозицией поля напряжений в рулоне на барабане $q(r)$ согласно формуле (9.12) с найденными напряжениями $\Delta q^c(r)$. Получаем

$$q^c(r)=\frac{1-\dfrac{r_{вн}^2}{r^2}+C}{1+C}\int_r^{r_{нар}}\frac{\sigma_0(r_j)r_j}{r_j^2-A^2}dr_j+\frac{r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2}\times$$

$$\times\left(1-\frac{r_{нар}^2}{r^2}\right)\frac{C}{1+C}\int_{r_{вн}}^{r_{нар}}\frac{\sigma_0(r_j)r_j}{r_j^2-A^2}dr_j. \qquad (9.14)$$

Решение обратной задачи (задачи синтеза). В производственной практике наибольший интерес представляет обратная задача – определение режима натяжения полосы при намотке рулона, обеспечивающего требуемое напряженное состояние рулона на барабане или после снятия его с моталки, т.е. нахождения функции $\sigma_0(r)$ по заданным законам изменения $q(r)$ или $q^c(r)$. В первом случае решение однозначно и находится путем преобразования и дифференцирования уравнения (9.12):

$$\sigma_0(r)=\frac{2A^2}{r^2-A^2}q(r)-r\frac{dq(r)}{dr}. \qquad (9.15)$$

В обратной задаче для снятого с моталки рулона обозначим

$$C_3=\frac{C}{1+C}\frac{r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2};\quad C_4=\int_{r_{вн}}^{r_{нар}}\frac{\sigma_0(r)r}{r^2-A^2}dr.$$

Тогда, решая уравнение (9.14) относительно $\sigma_0(r)$, получим

$$\sigma_0(r)=-r\left(1-\frac{A^2}{r^2}\right)\frac{d}{dr}\left(\frac{q^c(r)}{1-A^2/r^2}\right)+2C_3C_4A^2\frac{r_{нар}^2-A^2}{r^2-A^2}. \qquad (9.16)$$

При подстановке последнего уравнения в выражение C_4 получаем тождество. Следовательно, решение уравнения (9.14) относительно $\sigma_0(r)$ неоднозначно, т.е. заданная эпюра изменения радиальных напряжений $q^c(r)$ в рулоне после снятия

с барабана моталки может быть получена при разных режимах натяжения полосы в процессе намотки $\sigma_0(r)$, определяемых различным выбором постоянной C_4 в формуле (9.16). Это заключение согласуется с полученными иным путем выводами работы [109].

На практике из многообразия режимов изменения натяжения $\sigma_0(r)$, удовлетворяющих уравнению (9.16), должны быть выбраны такие режимы, которые удовлетворяют технологическим ограничениям, накладываемым на функцию $\sigma_0(r)$. В частности, функция $\sigma_0(r)$ не может принимать отрицательные значения и значения, большие $K_3\sigma_в$ ($\sigma_в$ – временное сопротивление на разрыв материала наматываемой полосы; K_3 – коэффициент, $0 < K_3 \le 1$) и др. При определении наиболее благоприятных режимов натяжения постоянная C_4 в уравнении (9.16) может быть использована для получения подходящего выражения функции $\sigma_0(r)$.

Допустим, требуется, чтобы после снятия рулона с моталки радиальные напряжения в нем равнялись нулю, т.е. $q^c(r) = 0$ во всем диапазоне изменения r. В этом случае первое слагаемое в уравнении (9.16) обращается в нуль и

$$\sigma_0(r) = \frac{C_5}{r^2 - A^2} = \frac{C_5}{r^2 - r_{вн}^2/(1+C)},$$

где $C_5 = 2C_3C_4A^2\left(r_{нар}^2 - A^2\right)$.

Считаем, что во время намотки первого (внутреннего) витка рулона натяжение полосы равно единице: $\sigma_0(r_{вн}) = 1$. Из этого условия найдем постоянную C_5.

Тогда $C_5 = \frac{C}{1+C} r_{вн}^2$ и $\sigma_0(r) = \frac{C \cdot r_{вн}^2}{(1+C)r^2 - r_{вн}^2}$. Таким образом, в рассматриваемом случае натяжение полосы в процессе намотки должно уменьшаться пропорционально квадрату радиуса наматываемого витка.

Более гибким и удобным в реализации по сравнению с методом подбора является следующий путь приближенного решения рассматриваемых прямой и обратной задач.

Метод приближенного анализа напряженного состояния рулонов. Основная идея этого метода состоит в том, что радиальные q и σ окружные напряжения в рулоне рассматриваются как сумма напряжений q_0 и σ_0, возникающих вследствие натяжения сматываемой полосы при условии (предположении) отсутствия упругих деформаций рулона и дополнительных напряжений $\bar{q}$ и $\bar{\sigma}$, обусловленных упругим перемещением витков в радиальном направлении:

$$q = q_0 - \bar{q}; \qquad \sigma = \sigma_0 + \bar{\sigma}.$$

Поскольку в обычной форме записи закона Гука напряжения q и σ считаются растягивающими, а на схеме рис. 9.2 они представлены как сжимающие, то в первом из приведенных уравнений перед $\bar{q}$ поставлен знак минус.

Использование уравнения равновесия элемента витка, уравнений, выражающих связь напряжений и деформаций, и граничных условий, позволяет получить следующую зависимость q_{i-1}, q_i, q_{i+1} от $\sigma_0(r)$:

$$A_i q_{i-1} - D_i q_i + B_i q_{i+1} = A_i^{'} \sum_{i-1} - D_i^{'} \sum_i + B_i^{'} \sum_{i+1} = -F_i, \qquad (9.17)$$

где $\sum_{i-1} = \int_{r_{i-1}}^{r_{нар}} \sigma_0 dr$; $\sum_i = \int_{r_i}^{r_{нар}} \sigma_0 dr$; $\sum_{i+1} = \int_{r_{i+1}}^{r_{нар}} \sigma dr$.

Выражения коэффициентов $A_i, B_i, D_i, A_i^{'}, B_i^{'}, D_i^{'}$ приведены в нашей работе [107].

При решении задачи в этой постановке, но с учетом зазоров, в правой части уравнения (9.17) должен добавиться член, содержащий в виде сомножителя величину сближения поверхностей витков полосы в рулоне.

Уравнение (9.17) можно рассматривать как систему уравнений относительно q_i, если известно $\sum_i$, т.е. функция $\sigma_0(r)$. Можно решать и обратную задачу – по заданному закону изменения $q(r)$ находить $\sigma_0(r)$. В общем случае необходимо решить систему уравнений вида

$$A_i^0 f_{i-1} - D_i^0 f_i + B_i^0 f_{i+1} = -F_i, \qquad (9.18)$$

где f_i следует принимать равным q_i в прямой задаче и равным $\sum_i$ в обратной, а коэффициенты A_i^0, D_i^0, B_i^0 – соответственно равными A_i, D_i, B_i или $A_i^{'}, D_i^{'}, B_i^{'}$.

Уравнение (9.18) численно решается по описанной выше схеме с использованием метода «прогонки» и граничных условий для случаев «рулон на барабане» или «рулон после снятия с барабана моталки» [107].

При охлаждении или нагреве рулонов холоднокатаного металла их напряженно-деформированное состояние изменяется. Вследствие существенной нелинейности зависимости зазоров между витками от контактного давления напряжения в рулонах будут изменяться даже при равномерном нагреве всех витков. Тем более, что при охлаждении рулонов полосовой стали после холодной прокатки, а также нагреве и охлаждении рулонов при последующем отжиге температура витков

по толщине намотки изменяется неодинаково. Однако даже для таких условий учет влияния температурного фактора в разработанных моделях не представляет принципиальных трудностей. При решении такой термоупругой задачи в модель необходимо ввести зависимость теплового расширения материала полосы от температуры и в условии сопряжения внутренней поверхности верхнего и наружной поверхности нижнего витков в рулоне учесть изменение величины зазора из-за теплового изменения толщины витков. При другом подходе можно найти температурные радиальные напряжения в рулоне, рассматривая его как сплошной цилиндр, и, суммируя их с контактными давлениями между витками рулона после снятия с моталки, определить напряженное состояние рулона во время нагрева при отжиге. Решение задачи в этой постановке приведено в работе [110]. Но более глубоко и всесторонне эта задача была изучена и решена[1] позднее [111-115]. Поэтому ниже при рассмотрении температурного и напряженно-деформированного состояния рулонов холоднокатаных полос используем решение, опубликованное в работах [111-113].

Главная особенность, которую необходимо учитывать в расчетах напряженно-деформированного состояния рулонов при изменении их температуры состоит в том, что термические сопротивления на смежных поверхностях витков в значительной мере определяются межвитковыми давлениями, а изменение температуры в рулоне зависит от его упруго-напряженного состояния. Взаимовлияние температурного и напряженно-деформированного состояний рулонов существенно. Кроме того, уровень и распределение напряжений в рулонах зависят от степени неплоскостности (коробоватости, волнистости) контактирующих витков полосы, шероховатости её поверхности, а также наличия слоев из материалов, для которых связь между напряжениями и деформациями не подчиняется закону Гука и которые под действием высокой температуры претерпевают фазовые изменения, структурную перестройку, физико-химические превращения и т.д. Это может приводить как к сближению контактирующих поверхностей, в частности из-за смятия микронеровностей поверхности при сжатии витков, так и к появлению здесь разрывов в распределении температуры и тепловых потоков. Эти особенности учитывали путем использования понятия обобщенного неидеального контакта, которое позволяет с одной стороны учитывать в условиях совместности деформаций сближение соседних контактирующих поверхностей как функцию межвиткового давления, а с другой стороны разрыв в температуре и тепловых потоках на смежных поверхностях витков [112].

Следуя публикациям [112,113], ранее принятые обозначения дополним следующими: T – температура полосы в рулоне; $T_г$ – температура газа в печи для отжига рулонов холоднокатаной стали; τ – время; ρ – плотность; λ – коэффициент

[1] В.И. Тимошенко, М.В. Тимошенко, И.Ю. Приходько

теплопроводности; R – коэффициент термического сопротивления; r – радиальная координата; z – координата по высоте рулона (в направлении ширины B полосы); α – коэффициент теплоотдачи; $\alpha_т$ – коэффициент линейного расширения; индексы: i – номер слоя; «+» или «-» присваивается параметрам «сверху» и «снизу» от границы контакта витков; «вн» – обозначает параметр на внутренней поверхности; «нар» – на наружной поверхности.

Температурное поле в рулоне конечной ширины с толщиной витков полосы h_i, где $i = 1, N$, описывается системой уравнений:

$$(\rho c)_i \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r}\lambda\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\lambda}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z}\lambda\frac{\partial T}{\partial z},$$

при $r_i < r < r_{i+1}$, $i = 1, N$, $-B/2 < z < B/2$. (9.19)

Граничные условия теплообмена на поверхностях торцов рулона (по оси z):

$$\lambda\frac{\partial T}{\partial z} = -\alpha_-\left(T_{г-} - T\right), \text{ при } z = -B/2;$$

$$\lambda\frac{\partial T}{\partial z} = -\alpha_+\left(T_{г+} - T\right), \text{ при } z = B/2. \quad (9.20)$$

Интегрируя уравнение (9.19) по z в пределах от $-B/2$ до $B/2$, введем среднюю температуру по ширине B рулона:

$$T_{ср}(r) = \frac{1}{B}\int_{-B/2}^{B/2} T(r,z)\,dz \quad (9.21)$$

Используя в уравнении (9.19) значение $T_{ср}(r)$ получим (индекс «ср» опускаем):

$$(\rho c)_i \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r}\lambda\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\lambda}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + \lambda\frac{\partial T}{\partial z}\bigg|_{z=B/2} - \lambda\frac{\partial T}{\partial z}\bigg|_{z=-B/2},$$

$r_i < r < r_{i+1}$, $i = 1, N$. (9.22)

С учетом граничных условий (9.20) уравнение (9.22) принимает вид:

$$(\rho c)_i \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r}\lambda\frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\lambda}{r}\frac{\partial T}{\partial r} - (\alpha_+ + \alpha_-)/B \times T + (\alpha_+ T_{г+} + \alpha_- T_{г-})/B,$$

$r < r_{i+1}$, $i = 1, N$. (9.23)

При дальнейшем решении задачи уравнение (9.23) записывается для каждого витка.

На смежных поверхностях витков формируются условия неидеального теплового контакта:

$$T_j^+ - T_j^- = R_j^+ \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right)_j^+ ; \quad \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right)_j^+ = \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right)_j^- , \tag{9.24}$$

при $r_{j+1} = r_j + \delta_j^+$, $r = r_{j-1}$, $j = 1, N - 1$.

Граничные условия теплообмена на внутренней и наружной поверхностях рулона:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = -\alpha (T_г - T), \text{ при } r = r_{вн}; \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha (T_г - T), \text{ при } r = r_{нар}. \tag{9.25}$$

Неидеальность теплового контакта авторы работы [113] сводили к обычному термическому сопротивлению. Значение коэффициента термического сопротивления $R_т$ в общем случае зависит от шероховатости и загрязненности контактирующих поверхностей, усилия их сжатия. Обычно $R_т$ выражается полуэмпирическими формулами, либо зависимостями, построенными по экспериментальным данным. В работе [113] приведена эмпирическая формула [116]:

$$R_т = \frac{1}{\dfrac{2\lambda A \left(\dfrac{P_k}{3\sigma_k} \right)^n}{\pi r_m} + \dfrac{\lambda_c R}{\delta_э}}, \tag{9.26}$$

где r_m – радиус пятна контакта (r_m = 30…40 мкм); λ – коэффициент теплопроводности материала полосы; A – коэффициент, учитывающий реальный микрорельеф контактирующих поверхностей; P_k – удельная нагрузка на контактные поверхности, Н/мм²; σ_k – предел прочности более мягкого материала при температуре зоны контакта, Н/мм²; n = 1,1…1,6 – показатель степени при P_k = 0…20 Н/мм²; λ_c – коэффициент теплопроводности среды при температуре зоны контакта, $\frac{Вт}{м \cdot К}$; $K = 1{,}4 - \frac{1{,}5}{P_k^{0.25} 10^5}$ – экспериментально определяемый коэффициент; $\delta_э$ – эквивалентная толщина зазора (для ориентировочных расчетов $\delta_э$ принимается равной средней высоте микронеровностей контактирующих поверхностей).

С помощью формулы (9.26) можно найти коэффициент термического сопротивления для различных пар контактирующих поверхностей в диапазоне температур до 1000 K и давлении P_k = 0,5…25 Н/мм². Из-за неопределенности выбора

эмпирических членов формулы (9.26), авторы работы [113] в расчетах использовали взятые из литературы [117] экспериментальные данные для пары сталь 45 – сталь 45 при $T = 376$ *К*:

P_k, Н/мм^2	0	5	10	15	20	25	30
Rт·10^4, м^{2}град/Вт	5	3	2,25	1,8	1,6	1,4	1,25

Для удобства использования в расчетах эти данные аппроксимированы [113] степенной функцией.

При расчете напряжений в рулоне, возникающих под действием натяжения сматываемой полосы и температурных деформаций, перемещение u_i поверхности i-того витка определяется как сумма перемещений от воздействия радиальных напряжений $u_{i,q}$ и влияния температурных напряжений $u_{i,T}$:

$$u_i = u_{i,q} + u_{i,T} \tag{9.27}$$

Величина перемещения $u_{i,q}$, как было показано выше, определяется выражением (9.27), а величину $u_{i,T}$ можно найти с помощью решения задачи о напряженно-деформированном состоянии цилиндра при переменном температурном поле [118]:

$$u_{i,T}^{вн} = \frac{2\alpha_T r_{i-1}\rho_{i-1}}{1-\rho_{i-1}^2}\int_{\rho_{i-1}}^{1}(T-T_0)\rho d\rho ,$$

$$u_{i,T}^{нар} = \frac{2\alpha_T r_i}{1-\rho_{i-1}^2}\int_{\rho_{i-1}}^{1}(T-T_0)\rho d\rho .$$

Здесь $\rho_{i-1} = r_{i-1}/r_i$, T_0 – начальный уровень изменения температуры в i-ом витке.

С учетом выражения (9.27) и последних формул условие сопряжения контактирующих поверхностей витков полосы в рулоне принимает вид

$$u_{i,q}^{нар} = u_{i+1,q}^{вн} + \Delta\delta_i(q_i) + \alpha_T r_i(T_{i+1} - T_i). \tag{9.28}$$

Подставляя в (9.28) записанные на основании зависимости (9.2) выражения $u_{i,q}^{нар}$ и $u_{i+1,q}^{вн}$, после преобразований приходим к уравнению, отличающемуся от уравнения (9.3) только свободным членом F_i, который с учетом температуры имеет более сложный вид

$$F_i = E\frac{\Delta\delta_i}{r_i} - \alpha_T E\left(T_{i-1} - T_i\right). \qquad (9.29)$$

Т.е., свободный член F_i определяется теперь не только величиной $\Delta\delta_i$ сближения i-того и (i+1)-го витков под действием нагрузки q_i, а и разностью температур i-того и (i+1)-го витков. Очевидно, что в случае однородного температурного поля в рулоне, когда $T_{i\text{-}1} = T_i = T_{\text{рулона}}$, выражение свободного члена F_i примет вид как в уравнении (9.3).

Последующие выкладки в расчетах напряженно-деформированного состояния рулона в состояниях «на барабане моталки» и «после снятия с барабана», учитывающих непостоянство температуры по толщине намотки не претерпевают каких-либо изменений по сравнению с вышеизложенным решением. Отличие состоит лишь в том, что для случая рулона после снятия с моталки свободный член равен $F_i = \alpha_T E\,(T_{i\text{-}1} - T_i)$.

Таким образом напряженно-деформированного состояния рулона при изменении его температуры в процессе остывания (нагрева) описывается неизотермическими уравнениями в виде уравнения (9.5) с учетом приведенных выражений F_i. Вычитая из записанного для неизотермического случая уравнения аналогичное ему уравнение (9.5) для изотермического состояния рулона, получим уравнение для определения приращения радиальных напряжений Δq_i^T, в котором свободный член имеет вид:

$$F_i = \frac{\Delta\delta_i^T}{r_i} - \alpha_T\left(T_{i-1} - T_i\right), \qquad (9.30)$$

где $\Delta\delta\left(q_i^T\right) = \delta_i\left(q_i^T\right) - \delta_i\left(q_i\right)$; $q_i^T = q_i + \Delta q_i^T$; q_i^T, q_i – радиальные напряжения неизотермического и изотермического рулонов.

В итоге, задача определения теплового и напряженно-деформированного состояния рулона сводится к системе уравнений (9.19)-(9.29) для определения влияния температурного поля и системе уравнений типа (9.5) для нахождения радиальных напряжений в рулоне. Эти две системы уравнений взаимосвязаны через зависимость межвитковых термических сопротивлений от давлений и свободного члена уравнения (9.5) от распределения температуры по толщине намотки. Коэффициенты термического сопротивления R_{T_i} и зависимости сближения контактирующих витков полосы от межвиткового давления определяются на основании экспериментальных данных, в том числе приведенных в настоящей книге.

Алгоритм решения рассматриваемой задачи, изложенный, в частности, в работе [113], состоит в следующем.

Вначале задаются исходные распределения температуры и параметры напряженно-деформированного состояния рулона. Далее пошагово по времени задача решается с использованием метода расщепления по физическим процессам. А именно, на первом полушаге по времени находятся межвитковые термические сопротивления по заданным с предыдущего момента времени значениям температуры и контактного давления. Затем рассчитывается тепловое состояние рулона. На втором полушаге производится расчет напряженно-деформированного состояния рулона при заданном температурном поле с учетом изменения условий контактирования поверхностей смежных витков. Т.е., задача решается в квазистационарном приближении.

Авторы работы [113] обращают особое внимание, что после снятия рулона с барабана, при остывании рулона или при неравномерном начальном температурном поле в рулоне могут быть зоны расслоения, в которых поверхности витков отстают друг от друга. Между ними возникают зазоры. Между витками нет механического и термического контакта. В этом случае при расчете по изложенному алгоритму выявляются зоны по толщине намотки рулона, в которых межвитковые давления принимают отрицательные значения. В этих зонах нет силового контакта витков. Поэтому далее рулон условно разделяется на части, в которых между витками сохраняется силовой контакт, и расчеты проводятся отдельно для каждой такой части по тому же алгоритму.

Таким образом, предложенные математические модели позволяют как в строгой, так и в приближенной постановках рассчитывать напряженно-деформированное состояние рулонов шероховатых полос.

9.2. Численная оценка условий контактирования витков полосы в рулоне

Для выполнения численных расчетов необходимо определить зависимость сближения витков в рулоне от состояния поверхности полосы и нагрузки. Обширные экспериментальные и теоретические исследования контакта шероховатых поверхностей выполнены Н.Б. Демкиным, И.В. Крагельским и другими учеными. Однако в известных работах контактные задачи решены в основном применительно к механически обработанным поверхностям с регулярной шероховатостью и правильной геометрической формой. В расчетные модели введено несколько характеристик шероховатости поверхности (контурная площадь, коэффициенты опорной кривой, коэффициент, характеризующий упругую осадку микровыступов, и др.), определение которых сопряжено с большими затратами времени при невысокой точности результатов. Поверхность же листового проката имеет нерегулярный микрорельеф, отличающийся значительной неоднородностью по ширине и длине листов (полос). Неоднородность шероховатости сочетается со

сравнительно высокой неплоскостностью (коробоватостью, волнистостью) листового металла (величина неплоскостности часто превышает толщину листов). Кроме того, в производственных условиях при прокатке и отделке полос применяется технологическая смазка, что также сказывается на характеристиках контакта. В известных исследованиях сближения тонких холоднокатаных листов в пакете при их сжатии состояние поверхности листовой стали оценивалось лишь качественно – поверхность «сухая» или «промасленная». Эффекты шероховатости, играющие здесь решающую роль, количественно вообще не рассматривались.

В связи с вышеизложенным возможности использования известных методов расчета сближения контактирующих поверхностей листов ограниченны и возникает необходимость проведения соответствующих исследований, относящихся непосредственно к листовому металлу. Заметим, что в рулонах травленых горячекатаных полос величина зазоров в среднем составляет 3-5% толщины намотки. Величина межвитковых зазоров в наружных слоях рулона может достигать 16-17% [119]. Естественно, что наличие зазоров и характер их изменения по толщине намотки необходимо учитывать при расчете напряженно-деформированного состояния рулонов.

Авторы настоящей книги влияние величины шероховатости на контактную податливость поверхности листов исследовали путем сжатия пакетов образцов холоднокатаной стали и меди толщинами 0,6-2,3 мм. В одних случаях поверхность образцов была обезжиренная, в других – смазанная 5%-ой эмульсией эмульсола ОМ. Шероховатость образцов варьировали в пределах Ra = 1,0-6,5 мкм.

Согласно полученным данным (рис. 9.3), абсолютная величина сближения контактирующих поверхностей прямо пропорциональна усилию сжатия пакета, толщине листов, шероховатости поверхности и обратно пропорциональна пределу текучести металла. Зависимость сближения от усилия существенно нелинейна, а зависимость от шероховатости близка к линейной. Это позволяет влияние величины шероховатости на сближение листов под нагрузкой выражать коэффициентом K_{Ra}. За базовую величину шероховатости, при которой $K_{Ra} = 1$, удобно принять Ra = 1 мкм. Листовая сталь с такой шероховатостью получила наибольшее распространение. Величина сближения $\Delta\delta_{Ra}$ листов, имеющих шероховатость любой величины, находится умножением величины $\Delta\delta$ сближения листов, шероховатость поверхности которых равна базовому значению Ra = 1 мкм, на коэффициент K_{Ra}, т.е. $\Delta\delta_{Ra} = K_{Ra}\Delta\delta$. По результатам проведенных исследований установили зависимость коэффициента K_{Ra} от величины шероховатости Ra, мкм: $K_{Ra} = 0{,}91 + 0{,}09\ Ra$. Достоинство этой зависимости состоит в том, что в ней влияние шероховатости поверхности листов на сближение отражено с учетом их фактической неплоскостности (коробоватости, волнистости), с учетом выравнивания листов при нагружении.

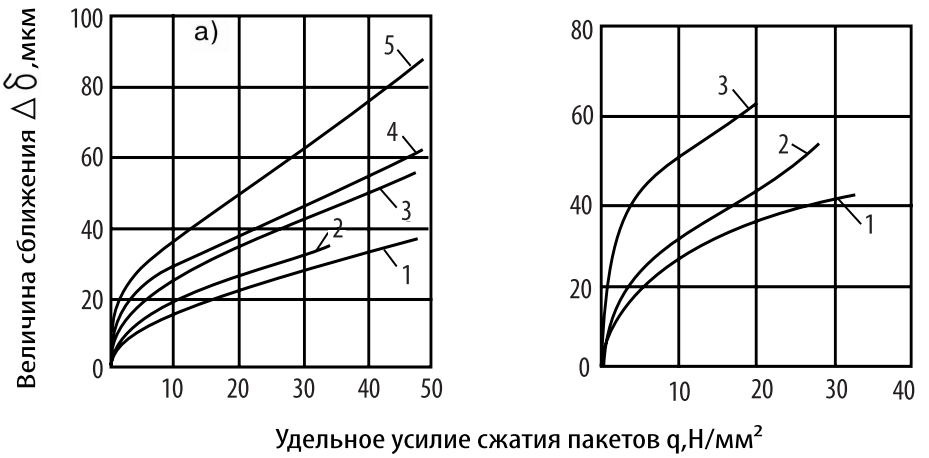


Рис. 9.3. Зависимость сближения контактирующих поверхностей листов от усилия сжатия пакетов, толщины листов h и шероховатости *Ra* поверхности:
а – сталь, $\sigma_т$ = 700 Н/мм²; **1** – h = 0,7 мм, Ra = 1,4 мкм; **2** – h = 1 мм, Ra = 1 мкм, смазка 5%-ой эмульсией эмульсола ОМ; **3** – h = 1 мм, Ra – 1 мкм;
4 – h =1,15 мм, Ra = 2,4 мкм; **5** – h = 2,3 мм, Ra = 2,4 мкм; **б** – медь, $\sigma_т$ = 99 Н/мм²;
1 – h = 1 мм, Ra = 1 мкм; **2** – h = 2 мм; Ra = 1 мкм; **3** – h = 2 мм, Ra = 6,5 мкм

Суммарная деформация пакета листов при сжатии определяется двумя составляющими: упругой деформацией листов металла и уменьшением величины зазоров $\Delta\delta$ между листами. Наши эксперименты подтвердили известное мнение, что относительная величина уменьшения зазоров между листами (отношение $\Delta\delta/h$) уменьшается с увеличением толщины листов в пакете (рис. 9.4). Для зависимостей $\Delta\delta/h = \varphi(h, q)$, приведенных на рис. 9.4, получены следующие аппроксимирующие выражения:

1) $\Delta\delta/h = -0{,}997 + 0{,}759h^{-0,5} + 0{,}706q^{0,2}$ (R = 0,96);
2) $\Delta\delta/h = 0{,}0955 - 0{,}0397q^{0,2} + 0{,}0303h^{-0,5}$ (R = 0,91);
3) $\Delta\delta/h = (0{,}000955 + 0{,}00025q^{0,2} - 0{,}000482h^{-0,5})\,q$ (R = 0,94),

где R – коэффициент множественной корреляции, равный 0,96 при $q \geq 6$ Н/мм² и всех значениях h, мм; 0,91 и 0,94 – при всех значениях q и $h \geq 1{,}15$ и $h \leq 0{,}6$ мм.

В процессе экспериментов установили, что при наличии на поверхности металла эмульсии рулоны получаются более плотными, чем рулоны из несмазанных полос. Величины зазоров между витками и сближения уменьшаются примерно на 10-15% (см. рис. 9.3). Причина этого в том, что покрытие полосы тонким слоем эмульсии улучшает прилегание витков в рулоне. Если на полосу наносится толстый слой вязкого масла, то такая смазка будет влиять на напряженно-деформированное состояние рулона уже как межвитковая прослойка со специфическими свойствами.

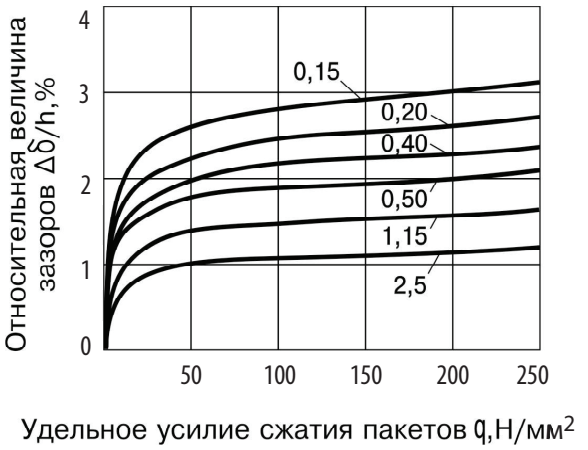


Рис. 9.4. Изменение относительной величины зазоров Δδ/h между листами при сжатии пакетов [120]. Цифры у кривых – толщина листов, мм

9.3. Сваривание витков полосы в рулонах при отжиге металла

Одной из основных причин появления дефектов «излом» при производстве холоднокатаной тонколистовой стали является межвитковое слипание-сваривание полос в рулонах при их отжиге.

Термическое сопротивление в зоне контакта витков, а, следовательно, скорость и равномерность нагрева рулонов при отжиге зависят от величины шероховатости поверхности полосы. При шероховатой поверхности полосы контакт соседних витков в рулоне (листов в пачке) дискретен. Уменьшение площади касания должно облегчать разделение слипающихся поверхностей. Однако повышение давления в точках касания из-за меньшего их количества способствует процессу сваривания. При увеличении шероховатости возрастает количество оставшейся на полосе технологической смазки, что также отражается на сваривании контактирующих поверхностей листового металла. Фактическая площадь касания смежных витков и их сваривание при отжиге зависят от величины шероховатости поверхности полосы, её температуры и контактного межвиткового давления, которое определяется напряженно-деформированным состоянием рулона. Причем температура витков и скорость их нагрева зависят от распределения межвиткового давления в рулонах, которое в свою очередь является функцией температуры и условий их нагрева в колпаковых печах.

Исследования, проведенные на Череповецком металлургическом комбинате, показали, что при обработке рабочих валков четвертой клети стана холодной

прокатки дробью размером 0,35-2,0 мм увеличение числа проходов от трех до четырех снижало количество брака по изломам и «схватыванию». Полоса, прокатанная в валках, насеченных дробью 0,5-1,0 мм, сваривалась меньше, чем при использовании для насечки дроби 1,1-2,0 мм. По мере ухудшения качества шероховатости поверхности листовой стали в процессе увеличения количества проката на одной паре насеченных валков последней клети непрерывного стана с 200 до 1000 т доля дефектного металла из-за «схватывания» возрастала с 1 до 1,5%. При увеличении объема прокатанного металла до 1500 т количество листов, пораженных названными дефектами, достигало 3,9%.

Аналогичные результаты получены и на Магнитогорском металлургическом комбинате. При дробеструйной насечке валков четвертой клети непрерывного стана холодной прокатки 2500 дробью размерами 0,8-1,0 мм и 1,5-2,0 мм за различное число проходов, смотке полос в рулоны с натяжением 50 Н/мм^2 и отжиге холоднокатаного металла при температурах 690±10ºС отсортировка металла по дефекту «излом» в зависимости от шероховатости составляла: 0,72; 0,68; 0,23% при шероховатости поверхности полос Ra = 0,6; Ra = 1,0; Ra = 1,7 мкм соответственно (насечка дробью 0,8-1,0 мм) и 0,75; 0,52; 0,34 при шероховатости Ra = 1,1; Ra = 1,3 и Ra = 1,7 мкм (насечка дробью 1,5-2,0 мм). Очевидно, что причиной повышения сваривания витков в рулонах и появления дефектов «излом», «схватывание» являлось здесь не столько изменение величины шероховатости Ra, сколько понижение плотности микровыступов поверхности полосы в случаях применения для насечки валков более крупной дроби и износа поверхности валков в процессе эксплуатации.

При исследовании влияния шероховатости поверхности листов после холодной прокатки на сваривание образцы листовой стали с различной шероховатостью поверхности отжигали в муфелях в атмосфере аргона при различных контактных давлениях между листами, температурах и времени выдержки. Степень сваривания оценивали по усилию сдвига (разрушения контакта) «сварившихся» при отжиге листов. Разрывное усилие направляли вдоль плоскости контакта образцов. При давлении 0,1 Н/мм^2 отжиг проводили при температурах 600, 640, 680, 720, 735, 750 ºС. При температуре отжига 720 ºС удельные давления равнялись 0,05; 0,1; 0,15; 0,2 Н/мм^2.

Зависимость усилия сдвига сварившихся образцов от температуры отжига T и шероховатости поверхности начинает проявляться при $t \geq 700$ ºС (рис. 9.5). С увеличением контактного давления влияние шероховатости листов на сваривание проявляется сильнее (рис. 9.6).

В процессе производственных исследований на комбинате «Запорожсталь» при разматывании рулонов отожженных полос с шероховатостью поверхности *Ra* более 1 мкм, прокатанных с натяжением 30 и 50 Н/мм^2, существенного слипания витков не обнаружено. У металла, прокатанного с натяжением 70 Н/мм^2, наблюдалось слабое слипание витков; оно усиливалось в рулонах, смотанных при натяжении 100 Н/мм^2. Во всех случаях слипание было бóльшим во внутренних слоях рулонов, где контактные давления выше. Из этого следует, что при натяжениях смотки рулонов до 50 Н/мм^2 и температурах отжига до 700ºС понижение шероховатости поверхности полос до *Ra* = 1 мкм не приводит к свариванию витков в рулонах. При этом заметим, что эксперименты на комбинате «Запорожсталь» были проведены на рулонах небольшой массы (до 15 т).

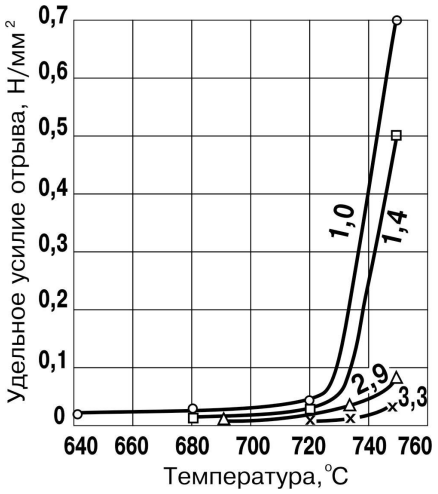


Рис. 9.5. Зависимость удельного усилия отрыва сварившихся листов от шероховатости их поверхности и температуры отжига (контактное давление 0,1 Н/мм^2, смазка – эмульсия полимеризованного хлопкового масла). Цифры у кривых – величина шероховатости поверхности образцов *Ra*, мкм

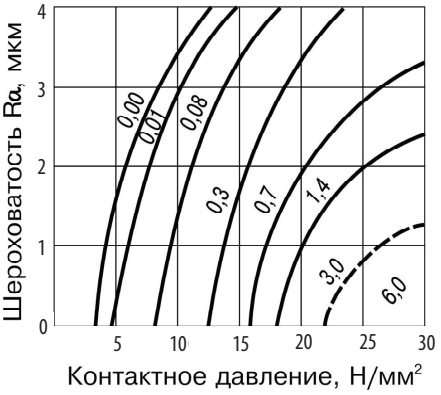


Рис. 9.6. Зависимость усилия отрыва сварившихся при отжиге листов от шероховатости их поверхности и контактного давления (температура отжига 720ºС. Цифры у кривых – величина усилия отрыва, Н/мм^2). Пунктирная линия – прогнозируемые результаты

Вместе с тем специальные исследования и опыт металлургических предприятий показали [43], что с увеличением шероховатости поверхности рабочих валков последней клети стана холодной прокатки и прокатываемого металла возрастает загрязненность его поверхности. В качестве примера на рис. 9.7 показаны выявленные на Магнитогорском металлургическом комбинате зависимости пораженности металла дефектами «излом», возникшими из-за сваривания витков при отжиге рулонов, и загрязненности от шероховатости поверхности холоднокатаной жести.

Несмотря на то, что проблема появления дефектов на поверхности полос, возникающих из-за сваривания витков в рулонах при отжиге, известна давно, особую остроту она приобрела в связи с повсеместным переходом на технологию производства листовой стали из непрерывно литых слябов, при которой холоднокатаный металл отжигают при повышенных температурах. В процессе нагрева и охлаждения рулонов холоднокатаных полос во время отжига в колпаковых печах межвитковое сваривание зависит, во-первых, от напряженно деформированного состояния рулонов после намотки и снятия с барабана моталки. Во-вторых, от перераспределения этих напряжений в период складирования и транспортировки рулонов холоднокатаной стали в термическое отделение. В-третьих, от изменений температурного поля в рулонах при их нагреве и охлаждении во время отжига и связанного с этим изменения межвиткового давления вследствие суперпозиции полей исходного напряженно-деформированного состояния и температурных напряжений. Следовательно, режимы намотки рулонов, их последующего нагрева

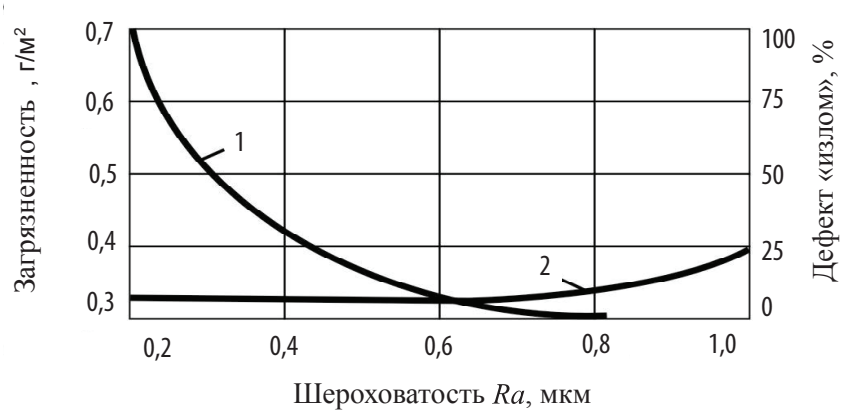


Рис. 9.7. Влияние величины шероховатости поверхности рабочих валков пятой клети непрерывного стана 1200 на образование дефектов «излом» (1) и загрязненность (2) поверхности холоднокатаных полос толщиной 0,25 мм [121]

и охлаждения должны быть такими, чтобы в период высоких (максимальных) температур при отжиге межвитковые давления были минимально возможными, при которых сваривание поверхностей смежных витков полосы в рулоне не происходит.

В работе [122] приведены результаты экспериментальных исследований влияния температуры и продолжительности отжига прижатых друг к другу образцов листовой стали, давления сжатия образцов, шероховатости металла и других факторов на степень слипания (сваривания) контактирующих поверхностей, которое оценивали по усилию их разъединения. Образцы отжигали в атмосфере азото-водородной смеси. На рис. 9.8 и 9.9 приведены зависимости усилия разъединения образцов листовой стали для глубокой вытяжки от давления прижатия контактирующих образцов, температуры и продолжительности отжига. Точками на рисунках, заключенными в скобки, обозначены образцы, которые не разъединялись по контактирующим поверхностям, а произошел разрыв основного металла. Выводы, вытекающие из этих экспериментальных данных, состоят в следующем.

Влияние давления на сваривание контактирующих поверхностей металла возрастает при увеличении температуры отжига. Температуры ниже 600°С существенно не влияют на степень сцепления контактирующих поверхностей даже при относительно высоких давлениях сжатия. Уровень радиальных напряжений в рулоне при высоких температурах отжига влияет сильнее на межвитковое сваривание, чем при низких температурах. Зависимость между контактным давлением и степенью сваривания соприкасающихся поверхностей близка к линейной. По мнению авторов работы [122] процесс межвиткового сваривания полос в рулонах при отжиге происходит в большей части в период охлаждения металла. Наиболее опасно для сваривания витков полосы в рулонах сочетание высокого

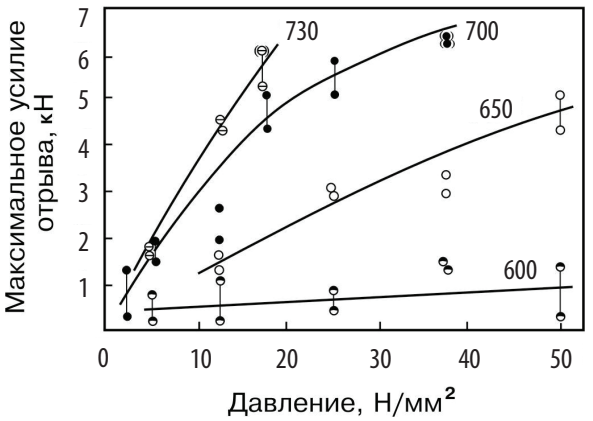


Рис. 9.8. Влияние давления и температуры отжига (цифры у кривых) на сваривание образцов. Продолжительность отжига 90 мин. [122]

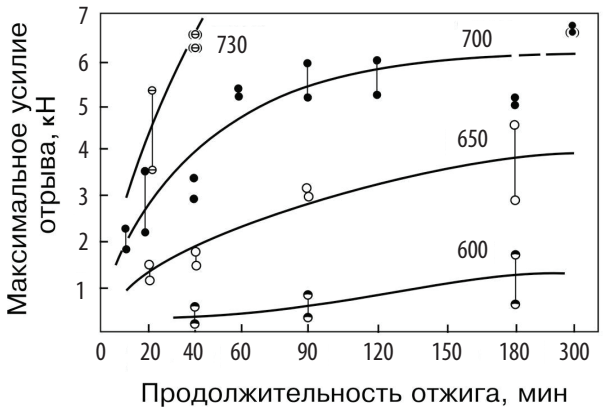


Рис. 9.9. Влияние продолжительности и температуры отжига (цифры у кривых) на сваривание образцов. Усилие сжатия образцов при их отжиге 25 Н/мм² [122]

межвиткового давления и большой продолжительности выдержки отжигаемого металла при максимальных температурах.

Рассматриваемые экспериментальные результаты подтверждают выводы о решающем влиянии на сваривание витков полосы в рулонах шероховатости поверхности металла. Зависимости степени сваривания контактирующих под давлением образцов листовой стали с различной шероховатостью поверхности показаны на рис. 9.10. Образцы, прокатанные в полированных валках, имели шероховатость поверхности различную вдоль и поперек направления прокатки (*Ra* = 0,15/0,43 мкм). Остальные образцы имели изотропную шероховатость поверхности. Перед отжигом поверхности всех образцов очищали ацетоном от остатков смазки и загрязнений. Согласно приведенным на рис. 9.10 данным увеличение шероховатости холоднокатаной стали существенно снижает опасность сваривания, контактирующих поверхностей даже в диапазоне критических температур (650-700°С). Авторы работы [122] полагают, что в производственной практике эффект шероховатости проявляется ещё сильнее, чем в лабораторных экспериментах. В целом же можно заключить, что обстоятельные материалы работы [122] подтвердили основные выводы (см. рис. 9.5, 9.6), сделанные в наших ранних [42 и др.] публикациях на эту тему.

Приведенные выше примеры взяты из опыта конкретных металлургических комбинатов и, естественно, в общем смысле должны рассматриваться как иллюстрация, экспериментальное подтверждение сделанных выводов, заключений, рассмотренных закономерностей. Для прокатных станов, на которых перерабатывают рулоны большей или меньшей массы, где планшетность полос иная, где применяются другие величины натяжения на моталке, количественные показатели рассмотренных эффектов будут отличатся от указанных в примерах.

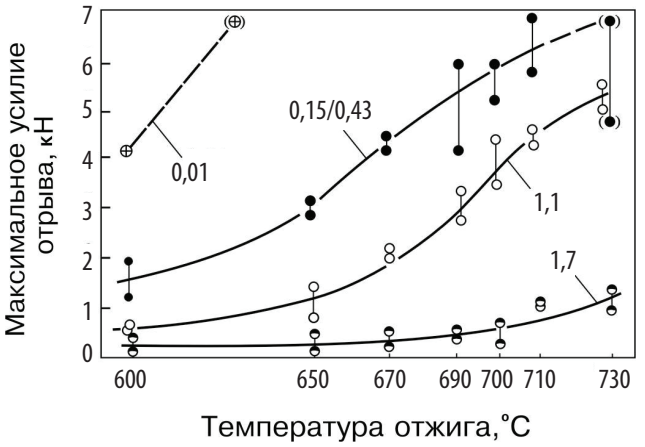


Рис. 9.10. Влияние шероховатости поверхности металла на сваривание образцов при отжиге в течение 90 мин. Давление сжатия образцов 25 Н/мм². Цифры у кривых – величина шероховатости *Ra*, мкм [122]

Однако характер закономерностей не изменится. Заметим также, что некоторые технологические аспекты, связанные с вилянием температуры на напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос, возникновение межвиткового сваривания рулонов при отжиге будут ещё затрагиваться в последующих разделах книги.

9.4. Экспериментальные исследования напряжений в рулонах

Влияние на радиальные напряжения в рулоне микрогеометрии поверхности и толщины полосы, условий трения между витками, величины натяжения при намотке рулона и других параметров этого процесса представляет научный и практический интерес для широкого круга специалистов в области листопрокатного производства. Результаты определения этого влияния с помощью предложенной выше математической модели процесса намотки рулонов полосовой стали рассмотрены в предыдущем разделе книги. Здесь же рассмотрим полученные экспериментальные данные, которые кроме самостоятельной значимости могут свидетельствовать также о соответствии или несоответствии реальной ситуации в промышленности результатов расчетов по предложенным моделям.

Материалы, касающиеся напряженно-деформированного состояния рулонов в состоянии «на барабане моталки» и после снятия с барабана, проанализируем главным образом на основе исследований, выполненных[1] на Карагандинском металлургическом комбинате и опубликованных в работах [123,124].

[1] П.П. Черновым с сотрудниками.

Для экспериментального исследования напряженного состояния рулонов специалистами[1] Карагандинского металлургического комбината был разработан специальный метод измерения межвитковых давлений в произвольной точке рулона на любой стадии намоточно-размоточных операций, в том числе после разгрузки барабана моталки [124]. Использованный датчик давления представлял собой упругий элемент из рессорной стали специальной конфигурации с наклеенными на него тензодатчиками сопротивления. Для сведения к минимуму искажений в измерении давления, вызванных наличием датчика между витками, высоту его упругого элемента приняли минимально возможной по условиям изготовления (2,2 мм); конструкция датчика обеспечивала максимальную «жесткость» нагрузочной характеристики (прогиб пружины при максимальной нагрузке не превышал 0,15 мм); упругий элемент нагружали по схеме балки на свободных опорах с сосредоточенным приложением нагрузки в центре. В месте измерения в рулон закатывали так называемый фальшвиток с окном для установки датчика. Толщина фальшвитка $h_ф$ была меньше высоты ненагруженного датчика на 0,20 мм.

Тарировка датчика на прессе при максимальном усилии 24,5 кН показала линейность нагрузочной характеристики. Подключение датчика с целью уравновешивания осуществляли по мостовой безусилительной схеме. Сигнал с датчика снимали с помощью струнного токосъемника. Результаты измерений фиксировали самопишущим прибором.

Для получения усредненного по ширине полосы значения давления использовали четыре тензодатчика, наклеенные на упругий элемент через равные промежутки и соединенные последовательно; длина упругого элемента была больше ширины полосы (125 мм). Датчик помещали в окно фальшвитка и вместе с ним закатывали в рулон. Схема замера межвиткового давления в рулоне полосы толщиной h, внутренним радиусом $r_б$ и наружным $r_{нар}$ представлена на рис. 9.11. При отработке методики после установки датчика в рулон и намотки без натяжения 5-10 витков полосы проводили его повторную тарировку с помощью переносного пресса. Для исключения «экранирующего» влияния фальшвитка длину окна l подбирали опытным путем таким образом, чтобы обеспечивалось минимальное расхождение измеренных значений при исходной и повторной тарировках.

Межвитковое давление рассчитывали по формуле:

$$q = P/\, l \cdot B,$$

где P – измеренная нагрузка; B – ширина полосы.

[1] П.П. Черновым, В.И. Виноградовым и др.

Шкалу измерительного прибора градуировали в единицах Н/мм^2.

Величину давления первого витка на барабан моталки $q_б$ можно вычислить практически без погрешности по формуле [119]:

$$q_б = \sigma_0 h / r_б ,$$

где σ_0 – натяжение смотки; $r_б$ – радиус барабана моталки.

Сравнение измеренных с помощью датчика и вычисленных по этой формуле значений давления для различных толщин и удельных натяжений смотки показало, что разница между ними не превышает ±10%. Эксперименты свидетельствовали о высокой надежности датчика и хорошей воспроизводимости результатов.

При экспериментах определяли влияние на уровень межвитковых давлений в рулонах натяжения смотки, толщины, шероховатости поверхности и неплоскостности полос. Эксперименты выполняли на лабораторном стане 200, оборудованном моталками и системой автоматического управления натяжением смотки. Подкатом служила рулонная холоднокатаная лента толщиной 0,15-1,0 мм и шириной 100-120 мм.

Диаграмма изменения давления на 50-й виток рулона в зависимости от количества намотанных поверх него витков для случаев смотки полосы с различными натяжениями (рис. 9.12), показывает, что межвитковое давление скачкообразно возрастает после намотки каждого очередного витка. Максимальный прирост нагрузки происходит после намотки первого витка; далее приращение постепенно уменьшается и после намотки определенного количества витков давление практически уже не возрастает. Характер изменения межвиткового давления аналогичен изменению давления рулона на барабан моталки в процессе намотки полосы [125]. Максимальная величина межвиткового давления и интенсивность его из-

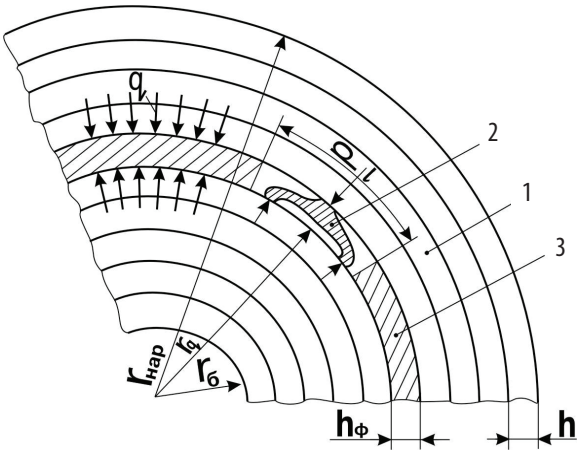


Рис. 9.11. Схема измерения межвиткового давления в рулоне: 1 – рулон полосы толщиной *h*; **2** – датчик; **3** - фальшвиток

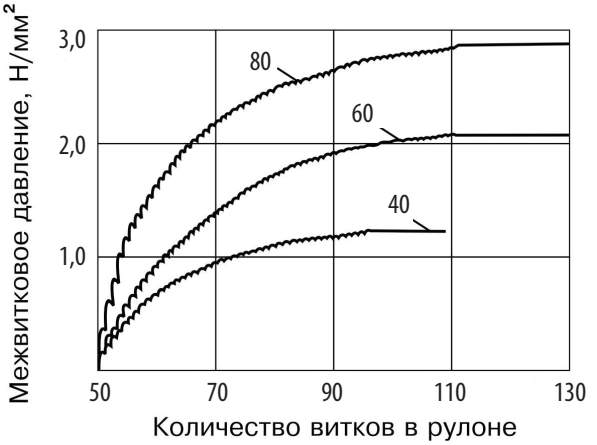


Рис. 9.12. Изменение межвиткового давления в рулоне в зависимости от количества намотанных витков (материал – сталь 08кп размером 0,5×120 мм). Цифры у кривых – величины натяжения смотки, Н/мм²

менения в процессе намотки возрастают с увеличением натяжения (рис. 9.12). В экспериментах при относительно небольшой величине натяжения (40-100 Н/мм²) и сравнительно малом количестве витков межвитковое давление в функции натяжения смотки возрастало по зависимости, близкой к линейной.

Как известно, на промышленных станах смотку полос осуществляют с натяжениями не более 70-80 Н/мм². Обычно в 2-2,5 раза меньше. Поэтому для практических расчетов можно использовать линейную аппроксимацию зависимости давления от натяжения смотки.

Для количественного определения влияния этих параметров измеряли давление между витками в рулоне, расположенном в непосредственной близости к барабану моталки, при намотке полос одинаковой толщины, прокатанных на шлифованных и насеченных дробью валках. Намотку проводили с подачей и без подачи на полосу технологической смазки (30% эмульсии на основе эмульсола ОМ).

Согласно полученным данным (рис. 9.13) шероховатость поверхности существенно влияет на величину усилий между витками. Эффект от наличия на полосе смазки заметно проявлялся только при сравнительно малой шероховатости поверхности полос (Ra < 0,5 мкм). Результаты экспериментов ещё раз свидетельствуют о необходимости учета шероховатости при выборе режимов намотки рулонов холоднокатаных полос. В последних клетях непрерывных широкополосных станов холодной прокатки, как правило, используются насеченные валки. Шероховатость их уменьшается в процессе кампании. Поэтому для обеспечения одинакового напряженного состояния в рулонах следует понижать уровень натяжения смотки по мере уменьшения шероховатости прокатываемых полос или применять другие способы уменьшения межвитковых давлений для исключения сваривания витков полосы в рулонах при их последующем отжиге. При одинаковой толщине намотки межвитковые усилия и давление рулона на барабан мотал-

ки возрастали с увеличением толщины полосы. Эти, построенные на материалах выполненных экспериментов выводы, подтверждают заключения, сделанные на основе расчетов с помощью теоретической модели процесса намотки рулонов.

Наибольшие затруднения на практике вызывает обеспечение оптимального напряженного состояния рулонов при смотке тонких полос. Поэтому в работе [123] экспериментально исследовали влияние толщины на контактные давления при намотке преимущественно тонких полос (0,15-0,8 мм). В изученном диапазоне зависимость межвиткового давления от толщины полосы близка к линейной (рис. 9.14).

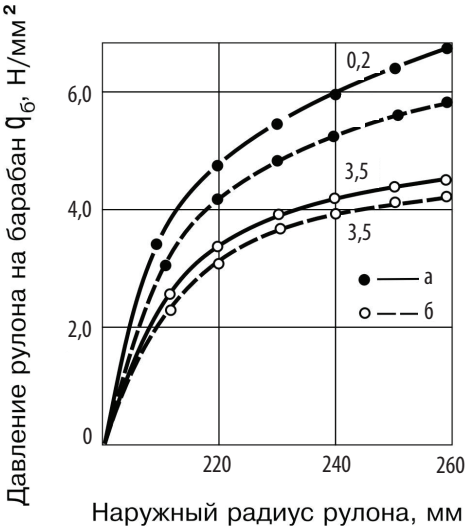


Рис. 9.13. Зависимость межвиткового давления от радиуса рулона при смотке полос толщиной 0,65 мм с различной шероховатостью поверхности Ra, мкм (цифры у кривых): а – намотка с подачей на полосу смазки; **б** – без подачи смазки (натяжение смотки – 100 Н/мм²)

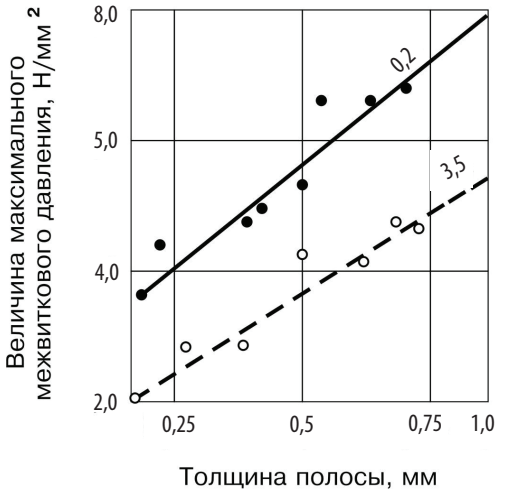


Рис. 9.14. Зависимость максимального межвиткового давления в рулоне от толщины сматываемых полос: натяжение смотки – 100 Н/мм²; цифры у кривых – шероховатость полосы *Ra*, мкм

В производственных условиях на большинстве станов величину удельного натяжения устанавливают неизменной для всего сортамента прокатываемых полос, вследствие чего рулоны тонких полос имеют большую склонность к осевому сдвигу витков при размотке. На дрессировочном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината в период проведения исследований [123] частота случаев образования телескопичности рулонов величиной более 20 мм в зависимости от толщины полос оказалась следующей:

Толщина полос, мм	0,5-0,7	0,8-1,0	1,1-1,5	1,6-5,0
Количество случаев, %	65	61	37	19

Эксперименты показали, что определяющее влияние на уровень межвитковых давлений оказывают профиль и форма полосы. Между витками неплоской полосы в рулоне образуются большие зазоры, на уменьшение которых затрачивается значительная работа при намотке последующих витков. Поэтому при намотке полосы даже с незначительным искажением формы межвитковое давление возрастает значительно медленнее. Общий уровень и максимальное значение межвитковых давлений в этом случае получаются меньшими, чем при намотке в тех же условиях относительно плоской полосы (рис. 9.15). Однако при неплоской полосе в рулонах, как правило на отдельных участках из-за волнистости и коробоватости металла контактное давление в несколько раз превосходит средний уровень напряжений. Эти участки и являются очагами сваривания витков при отжиге.

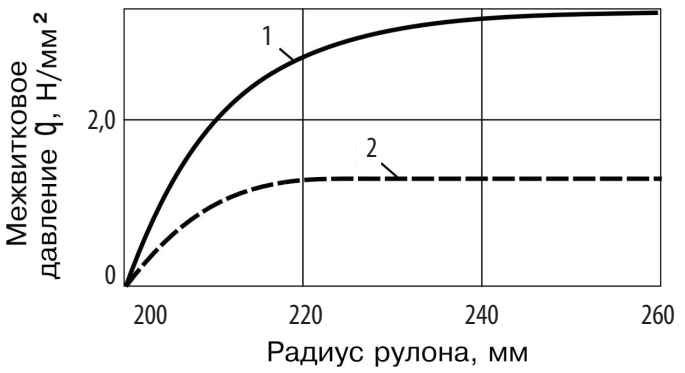


Рис. 9.15. Изменение межвитковых давлений при смотке полос толщиной 0,3 мм с натяжением 100 Н/мм² в зависимости от радиуса рулона:
1 – плоская полоса; **2** – волнистая

Неравномерность распределения межвитковых давлений по ширине полосы может быть связана с местными нарушениями ее профиля и формы, например, из-за искажения профиля поперечного сечения в прикромочных зонах полос подката. На этих участках возможно образование изломов из-за локального слипания витков в процессе отжига. При намотке полос с клиновидным поперечным сечением неравномерность распределения давления по ширине полосы может достигнуть такой степени, что вызовет появление «птички» со стороны утолщенной кромки. Этот вопрос, вследствие его важности, ниже будет рассмотрен дополнительно.

Картина распределения межвитковых давлений по сечению рулона до и после разгрузки барабана моталки, а также после его повторного нагружения (разжатия), полученная путем непосредственного измерения, предсталена на рис. 9.16. В проведенных экспериментах максимальное межвитковое давление было зафиксировано в средней по толщине намотки части рулона. Давление между витками, расположенными в непосредственной близости от барабана моталки (практически давление рулона на барабан моталки) оказалось меньше максимального на 10-30%. Такой характер распределения давлений в рулоне, по-видимому, объясняется изменением влияния нагрузки на межвитковые зазоры при повторном нагружении и повышенной податливостью механизмов барабана моталки стана 200.

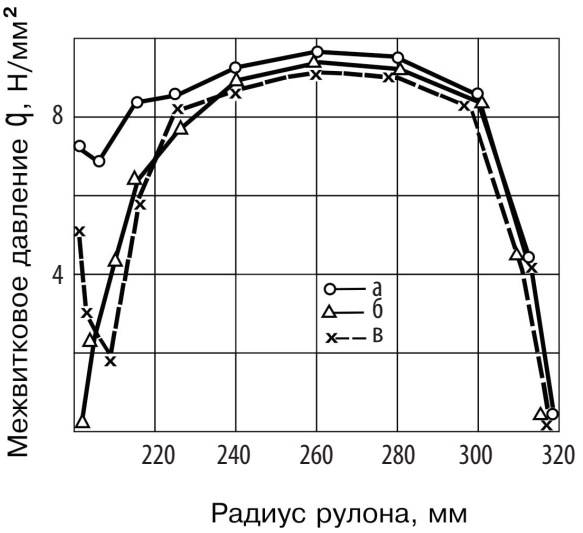


Рис. 9.16. Распределение межвитковых давлений по сечению рулона при смотке полосы толщиной 0,38 мм с натяжением 200 Н/мм². Шероховатость поверхности полосы *Ra* = 0,8 мкм:
а – после намотки;
б – после сжатия барабана;
в – после повторного его разжатия

Максимальное давление в рулоне после разгрузки барабана изменялось незначительно. Уменьшение межвитковых давлений наблюдалось лишь на небольшой части внутренних витков (20-30% общей толщины намотки). При повторном разжатии барабана с находящимся на нем рулоном исходное напряженное состояние, полученное в процессе намотки, полностью не восстанавливается. На определенной части внутренних витков контактные давления даже несколько уменьшаются. Этим, очевидно, объясняется тот факт, что зоны внутренних витков особенно в крупногабаритных рулонах, обладают низкой аксиальной устойчивостью при последующей размотке, в частности, при дрессировке. Установлено, что в случае намотки шероховатой полосы (Ra = 1,5-3,0 мкм) исходное напряженное состояние после повторного нагружения барабана восстанавливается лучше. Это обстоятельство может быть использовано на практике для предотвращения образования телескопичности рулонов при размотке.

9.5. Влияние параметров процесса намотки на напряженно-деформированное состояние рулонов

Для определения режимов намотки полос, оптимальных с позиций требований технологических переделов производства листовой стали и обеспечения высокого качества этой продукции, прежде всего, необходимо выявить основные закономерности влияния различных факторов на напряженно-деформированное состояние рулонов. С этой целью рассмотрим результаты параметрического исследования напряжений в рулонах.

На рис. 9.17 значения давления рулона на барабан моталки, рассчитанные с помощью разработанной математической модели, сопоставлены с экспериментальными результатами работ [120, 125]. Согласно графикам на рис. 9.17, при расчете напряжений в рулонах без учета изменения величины зазоров давление на барабан с увеличением количества намотанных витков непрерывно возрастает. Результаты получаются завышенными тем в большей степени, чем больше количество витков полосы в рулоне. Расчеты, выполненные с учетом реальных условий контактного взаимодействия поверхностей полосы в рулоне (с учетом зазоров), показывают, что величина давления повышается до определенного (критического) значения, после чего практически не изменяется (рис. 9.18). Это обусловлено тем, что усилие от действия последующих (после критического числа) витков почти полностью затрачивается на изменение величины зазоров между витками. Полученные расчетные зависимости давления на барабан моталки от количества намотанных слоев полосы в полной мере согласуются с экспериментальными данными и других работ, например [74].

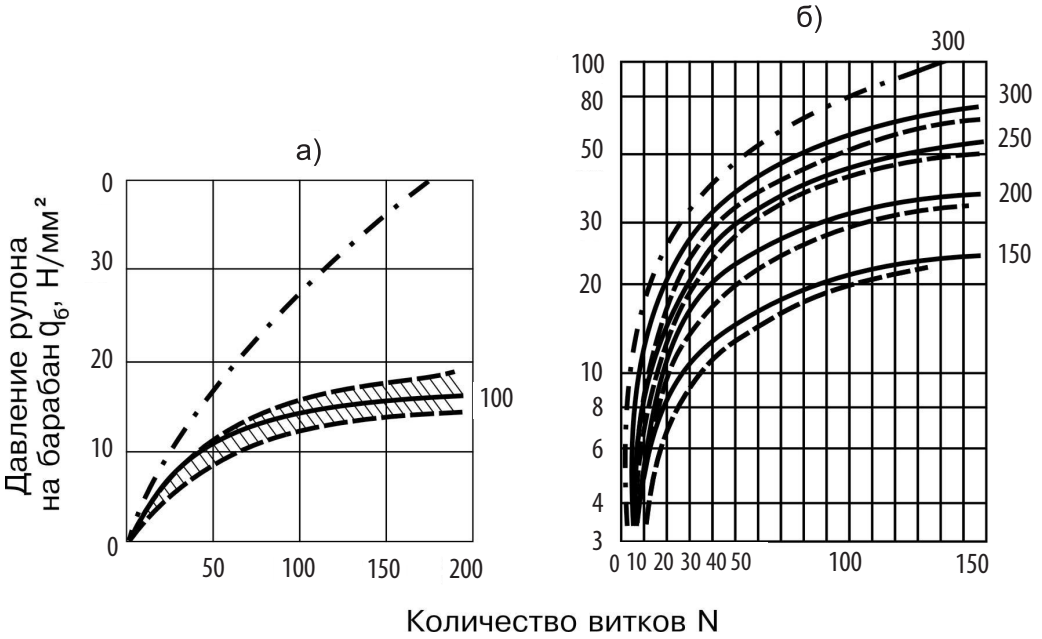


Рис. 9.17. Зависимости давления рулонов $q_б$ на барабан моталки от количества витков N при намотке с постоянным натяжением. Цифры у кривых – величина натяжения σ_0, Н/мм²: **а** – по данным работы [120] (радиус барабана 250 мм, $\lambda = 0{,}7$, материал полосы – сталь 08кп, толщина полосы 1 мм, ширина 145 мм, заштрихованная зона – опытные данные для $\sigma_0 \approx 100\ldots110$ Н/мм²; **б** – по данным работы [125] (радиус барабана 77 мм, $\lambda = 0{,}74$, материал полосы – трансформаторная сталь, толщина полосы 0,33 мм, ширина 22,4 мм). Штриховые линии – экспериментальные зависимости; сплошные – расчетные с учетом изменения зазоров; штрих-пунктирные – расчетные без учета этого фактора

После снятия рулона с барабана моталки межвитковое давление уменьшается более чем на порядок по сравнению с радиальным давлением в рулоне на барабане. С ростом количества витков уровень межвиткового давления в снятом с моталки рулоне непрерывно повышается.

Распределение радиальных и тангенциальных напряжений в рулоне при смотке полос с постоянным натяжением (σ_0 = const) в условиях, соответствующих прокатке на непрерывном четырехклетьевом стане 1680 комбината «Запорожсталь», показано на рис. 9.19. Характерная особенность напряженного состояния рулонов в положении «на барабане» заключается в том, что вследствие неплотного

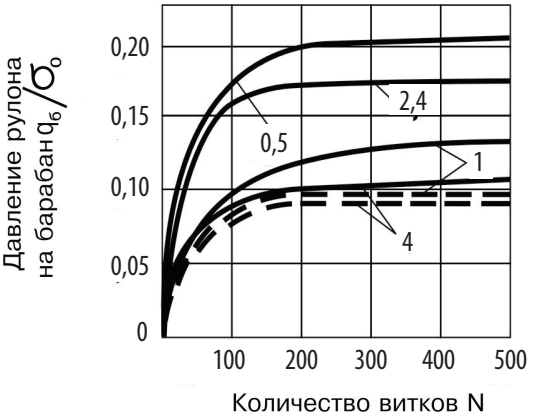


Рис. 9.18. Зависимости давления рулона на барабан моталки $q_б/\sigma_0$ (радиус барабана 380 мм; λ = 0,7) от количества витков N при намотке полос толщиной 2 мм (верхние две кривые) и толщиной 0,75 мм (нижние четыре кривые) с постоянным натяжением σ_0 = 100 Н/мм² (сплошные линии) и σ_0 = 50 Н/мм² (пунктирные).
Цифры у кривых величина шероховатости *Ra*, мкм

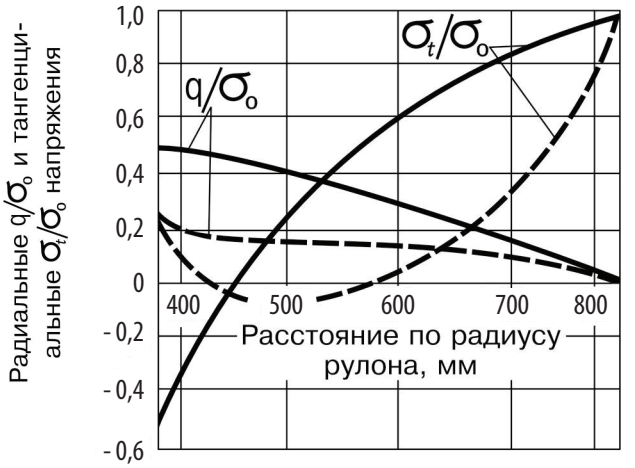


Рис. 9.19. Распределение радиальных q/σ_0 и тангенциальных σ_t/σ_0 напряжений в рулоне на барабане моталки при идеальном прилегании витков (сплошные) и при зазорах между витками (штриховые линии) (σ_0 = 100 Н/мм², λ = 0,7, *Ra* = 1 мкм)

прилегания витки в середине толщины намотки испытывают тангенциальные (окружные) напряжения сжатия $\sigma_t/\sigma_0 < 0$, в то время как витки во внутренних и наружных слоях находятся в растянутом состоянии $\sigma_t/\sigma_0 > 0$. Это обусловлено тем, что витки в середине толщины намотки имеют возможность за счет уменьшения зазоров перемещаться в радиальном направлении на величину, большую, чем деформация барабана. При идеальном касании витков (без зазоров) сжимающие тангенциальные напряжения возникают в слоях, прилегающих к барабану моталки.

Влияние шероховатости поверхности полос. С увеличением шероховатости поверхности холоднокатаных полос при неизменных условиях намотки снижаются как давление рулона на барабан, так и уровень межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки (рис. 9.18, 9.20). Согласно графикам на рис. 9.20, при увеличении шероховатости поверхности полос максимум межвиткового давления в рулонах смещается в сторону наружного радиуса.

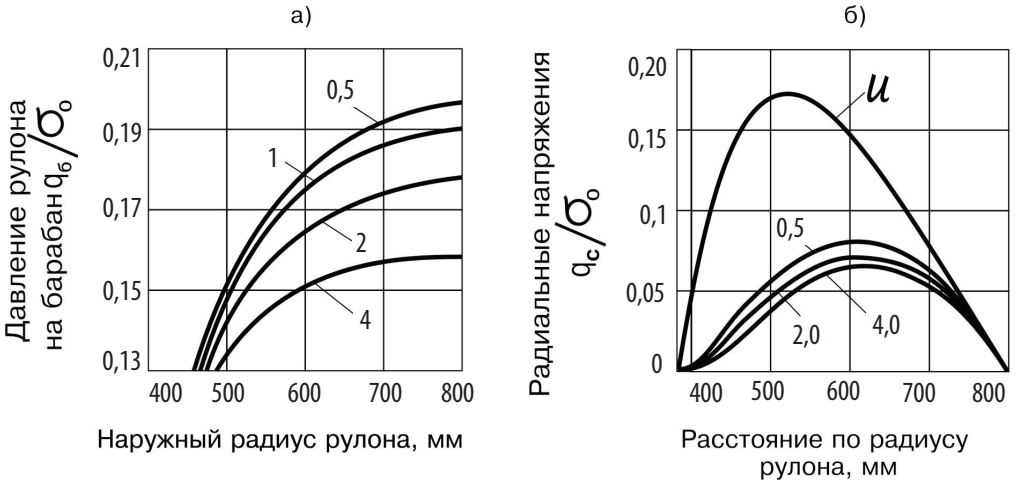


Рис. 9.20. Зависимости давления рулона на барабан моталки $q_б$ (а) и межвиткового давления в рулоне после снятия с барабана моталки q^c/σ_0 (б) от величины шероховатости поверхности полос толщиной 2 мм (σ_0 = 100 Н/мм², λ = 0,7, кривая u – при идеальном прилегании витков).
Цифры у кривых – величина шероховатости *Ra*, мкм

С увеличением натяжения при намотке влияние шероховатости поверхности сматываемых полос на давление рулонов на барабан моталки и уровень межвиткового давления в рулоне после снятия с моталки возрастает (рис. 9.21). В примере, рассмотренном на рис. 9.21,*а*, изменение величины натяжения от 50 до 100 Н/мм²

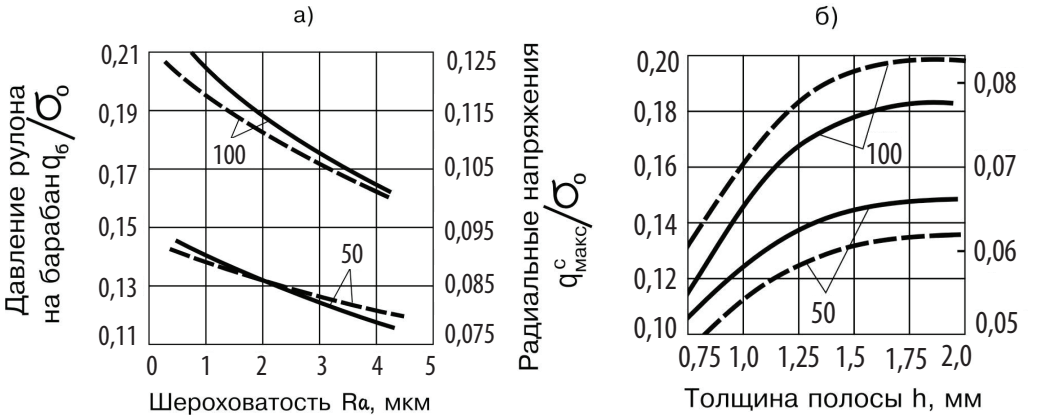


Рис. 9.21. Зависимости давления рулонов на барабан моталки $q_б/\sigma_0$ (штриховые линии) и максимального значения межвиткового давления в рулоне после снятия с моталки $q^c_{макс}/\sigma_0$ (сплошные) от шероховатости поверхности (а) и толщины (б) полос при одинаковых внутреннем r_0 и наружном $r_{нар}$ радиусах рулона. Цифры у кривых – величина натяжения при намотке σ_0, Н/мм^2: а – условия прокатки как на пятиклетьевом стане 1700 КарМК (h = 2 мм; r_0 = 300 мм; $r_{нар}$ = 1350 мм; λ = 0,7); при контакте витков без зазоров $q_б/\sigma_0$ = 0,935; $q^c_{макс}$ = 0,585; б – условия четырехклетьевого стана 1680 комбината «Запорожсталь» (r_0 = 380 мм; $r_{нар}$ = 800 мм; λ = 0,7 мм; *Ra* = 1 мкм); при контакте витков без зазоров $q_б/\sigma_0$ = 0,522; $q^c_{макс}$ = 0,179

усиливает эффект шероховатости примерно на 5%. Следовательно, вопрос выбора необходимой шероховатости поверхности полос стоит особенно остро в тех цехах, где рулоны сматывает при сравнительно высоком натяжении полосы.

Роль шероховатости возрастает также при увеличении массы рулонов. При этом взаимное влияние величины шероховатости и массы рулонов сильнее сказывается на межвитковом давлении в рулонах после снятия с моталки, чем на давлении рулонов на намоточный барабан. Например, увеличение шероховатости поверхности полос от *Ra* = 0,5 до *Ra* = 4,0 мкм снижает максимальное значение межвиткового давления в небольших рулонах примерно на 14,2% (рис. 9.20) и на 19,8% в крупногабаритных рулонах (рис. 9.21,*а*). Такое же изменение шероховатости уменьшает давление на барабан примерно одинаково – на 18,6 и 19,6% соответственно. Подтверждает сказанное также то, что если для рулонов массой ~ 15 т наличие зазоров и шероховатости приводит к снижению межвиткового давления примерно в 2,3 раза по сравнению со случаем идеального касания поверхностей полосы, то для рулонов массой 45 т – в 7 раз.

Смазка полос эмульсией увеличивает давление рулонов на барабан и межвитковое давление в рулонах после снятия с моталки как при сравнительно гладкой (Ra = 0,5 мкм), так и при сильно шероховатой (Ra = 4,0 мкм) поверхности металла. Для условий, как например, на стане 1700 Карагандинского металлургического комбината (рис. 9.21,*а*) при σ_0 = 50 Н/мм^2 увеличение $q_б$ и $q^c_{макс}$ из-за промасливания полос эмульсией составляет 5,5-6,5%. Большие значения относятся к шероховатости Ra = 0,5 мкм.

На рис. 9.22 приведены расчеты напряженно-деформированного состояния рулонов холоднокатаных полос, выполненные применительно к условиям стана холодной прокатки 2030 Новолипецкого металлургического комбината (внутренний и наружный диаметры рулона 650 и 1950 мм, коэффициент толстостенности барабана λ = 0,7; толщина полосы h = 0,5 мм; модули упругости материала полосы и барабана моталки одинаковы и равны E = 210000 Н/мм^2; натяжение полосы при намотке рулона не изменяется и равно σ_o = 25 Н/мм^2) [113]. Согласно представленным результатам при абсолютно гладкой поверхности полосы и плотном без зазоров прилегании витков друг к другу давление на барабан моталки и радиальные напряжения в рулоне после снятия с моталки почти в десять раз превышают соответствующие показатели при намотке полосы с шероховатой Ra = 1,5 мкм поверхностью. Величина максимального значения межвитковых давлений при условии идеального контакта витков в рулоне после снятия его с моталки примерно втрое меньше, чем было давление на барабан моталки.

Эти результаты получены для случая, когда в расчетах зависимость величины межвитковых зазоров от усилия сжатия витков при снятии рулона с барабана моталки остается такой же (неизменной), как и при намотке рулона. Т.е., считается, что микрорельеф поверхности остается неизменным после первого нагружения и сохраняет свои первоначальные упругие свойства. В реальных же условиях при первом нагружении может происходить частичное смятие микронеровностей контактирующих поверхностей и при повторном нагружении или разгрузке зависимость межвитковых зазоров от контактного давления изменится. Этот эффект учтен авторами работы [113]. На рис. 9.22.*б,* кривая 4, показано распределение межвитковых давлений, полученное в предположении, что при намотке полосы на барабан происходит пластическое необратимое смятие микронеровностей и при снятии рулона с барабана разгрузка рулона происходит без восстановления свойств первоначального микрорельефа контактирующих поверхностей витков. В этом случае межвитковые давления в рулоне после снятия с барабана моталки получаются намного меньшими, чем в случае, когда упругие свойства контактирующих поверхностей восстанавливаются полностью. Авторы работы [113] в первом приближении принимали, что при повторном нагружении зазоры уменьшаются в два раза по сравнению с первичным нагружением.

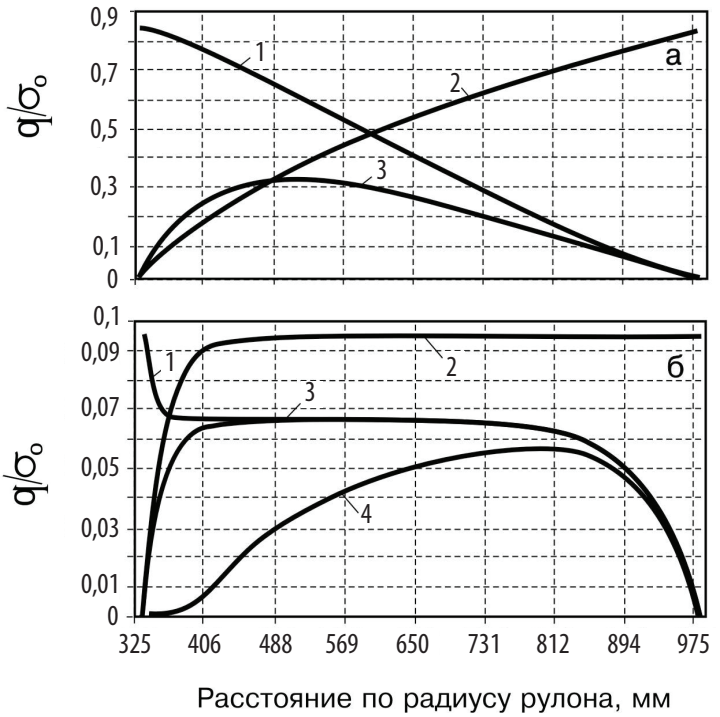


Рис. 9.22. Распределение межвитковых давлений по диаметру рулона полосы толщиной 0,5 мм с абсолютно гладкой (а) и шероховатой – *Ra* = 1,5 мкм (б) поверхностью. Цифры у кривых: **1** – рулон на барабане; **2** – изменение давления на барабане при намотке рулона; **3** – рулон, снятый с барабана с учетом изменения межвитковых зазоров при снятии с барабана; **4** – рулон, снятый с барабана без учета изменения межвитковых зазоров при снятии с барабана [113]

Приведенные результаты подтверждают вывод о том, что шероховатость поверхности холоднокатаных полос приводит к существенному уменьшению величины и неравномерности распределения межвитковых давлений в рулоне. Чем выше шероховатость полосы, тем больше возможная упруго-пластическая деформация микронеровностей и, следовательно, меньше уровень межвитковых давлений в рулоне. Особенно ярко этот эффект проявляется при уменьшении толщины полос и увеличении количества витков в рулоне, т.е. при увеличении площади контактирования шероховатых поверхностей полосы.

В целом эффект шероховатости проявляется тем сильнее, чем больше абсолютная величина межвиткового давления в рулонах.

Заметим, что шероховатость поверхности полосы существенно влияет на устойчивость рулонов к потере ими формы. С увеличением шероховатости поверхности металла повышается коэффициент трения между витками полосы в рулоне. Это препятствует проскальзыванию, сдвигу одного витка относительно другого, что происходит в процессе проседания рулона под действием собственной массы. Чем выше уровень межвитковых давлений в рулоне, тем теснее контакт поверхностей смежных витков и тем больше коэффициент трения. В итоге опасность потери устойчивости рулонов из-за относительного проскальзывания витков ослабевает. Это обстоятельство следует учитывать также при необходимости предупреждения проскальзывания витков под действием динамических нагрузок, вызванных интенсивным ускорением или замедлением вращения рулонов во время их смотки или размотки. Более подробно причины, механизм возникновения различных типов потери устойчивости рулонов холоднокатаных полос и способы предупреждения таких дефектов рассмотрены в публикациях [123, 126].

Влияние толщины сматываемых полос. С увеличением толщины сматываемых полос давление рулона на барабан моталки возрастает (рис.9.21, *б*). Межвитковое давление в рулонах после снятия с барабана также возрастает при увеличение h, если величина зазоров между витками остается без изменения.

В производственной практике натяжение при намотке холоднокатаных полос, как правило, уменьшают при увеличении толщины металла. Например, на реверсивных станах холодной прокатки при намотке полос после промежуточных проходов в большинстве случаев применяют допустимое двигателем моталки натяжение. В последнем пропуске устанавливают меньшее натяжение (рис. 9.23), однако его величина должна обеспечивать устойчивую работу системы поддержания постоянства натяжения при увеличении диаметра рулона.

Роль шероховатости усиливается при уменьшении толщины сматываемых в рулоны полос. В частности (см. рис. 9.18), при толщине полос 2 мм увеличение их шероховатости от $Ra = 1$ до $Ra = 4$ мкм приводит к снижению давления на барабан примерно на 15,8%, а при толщине 0,75 мм такой же рост шероховатости уменьшает давление на барабан уже на 24,6%. Максимальное значение давления между витками рулона после снятия с моталки уменьшается соответственно на 11 (см. рис. 9.20) и 16,5%.

Причина отмеченных закономерностей состоит в том, что уменьшение толщины полос снижает плотность намотки рулонов, поскольку величина контактного сближения витков под нагрузкой зависит от их толщины (см. рис. 9.3, 9.4).

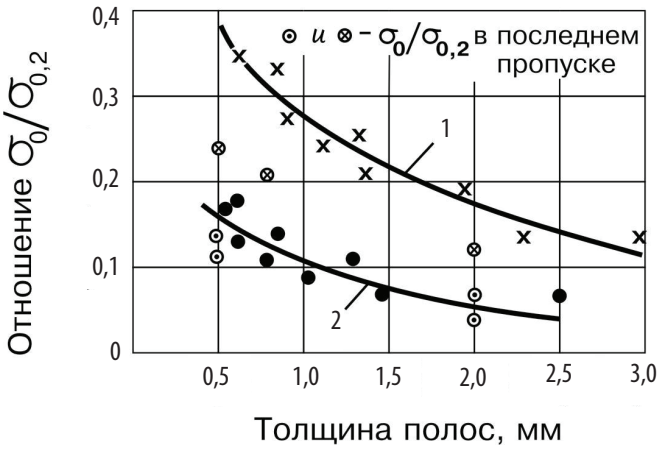


Рис. 9.23. Зависимости натяжения при намотке рулонов от толщины полос, прокатываемых на реверсивных станах 1680 (1) и 1200 (2) комбината «Запорожсталь» (ширина полос 1000 мм, *Ra* = 0,5-1,5 мкм)

Влияние размеров и деформируемости барабана моталки. При неизменной величине натяжения полос давление рулона на барабан возрастает при уменьшении его диаметра [108]. Давление рулона на барабан тем больше, чем меньше податливость барабана. Поскольку податливость барабана определяется, с одной стороны, его конструкцией, а с другой – упругими свойствами материала, из которого он изготовлен, то напряжения в рулонах зависят от отношения модулей упругости материалов полосы и барабана. С уменьшением этого отношения давление рулона на барабан возрастает. Следовательно, барабаны моталок, изготовленные из чугуна, будут испытывать меньшее давление, чем стальные. Поэтому же при намотке с одинаковым натяжением полос из алюминия или меди давление рулона на барабан будет большим, чем при намотке полос из стали [108].

Согласно графикам на рис. 9.17, 9.18, 9.21, давление рулона на барабан моталки нелинейно зависит от величины натяжения полосы по время намотки. Основная причина, во-первых, состоит в том, что сближение витков в рулоне существенно нелинейно зависит от нагрузки (см. рис. 9.3, 9.4). Во-вторых, деформация барабана моталки нелинейно зависит от давления наматываемой полосы [107, 108]. Деформируемость барабана моталки характеризуется коэффициентом его толстостенности λ. Согласно результатам исследований силовых параметров намоточных устройств, выполненных во ВНИИметмаше, величину коэффициента

толстостенности λ, как щелевых, так и бесщелевых барабанов следует выбирать в зависимости от давления рулона на барабан. При давлениях $q_б$ = 5-10 Н/мм^2, λ = 0,85-0,9, при увеличении давления $q_б$ до 20 Н/мм^2 λ понижается до 0,55-0,7, а далее остается неизменным. В наших расчетах названные экспериментальные данные использовались в виде следующих аппроксимирующих зависимостей: λ = 0,85 при $q_б \leq 10$ Н/мм^2; λ = 1 – 0,015 $q_б$ при $10 \leq q_б \leq 20$ Н/мм^2; λ = 0,7 при $q_б \geq 20$ Н/мм^2. Предложенный алгоритм расчета напряжений в рулонах позволяет на каждом шаге (после намотки каждого витка) уточнять значения λ. Поскольку интенсивность роста давления рулона на барабан зависит от величины натяжения полосы σ_0 и, следовательно, от σ_0 зависит выбираемое значение λ, то величина напряжений в рулоне оказывается нелинейно связанной с натяжением σ_0. Согласно графикам, приведенным на рис. 9.24, при относительно больших натяжениях (σ_0 = 200 Н/мм^2) и, как результат, резком повышении давления на барабан коэффициент λ быстро достигает своего предельного значения 0,7, вследствие чего кривая $q_б = \varphi(N)$ все время имеет кривизну (выпуклость) одного знака. Если же давление возрастает медленно, как при σ_0 = 50 Н/мм^2, то функция $q_б = \varphi(N)$ меняет знак кривизны по мере увеличения N.

Влияние величины λ на давление рулона на барабан моталки показано на рис. 9.25. В этом примере величина λ для каждого случая принималась разной, но неизменной в процессе намотки одного рулона. Согласно графикам, с увеличением λ давление рулона на барабан уменьшается. Причем при намотке относительно гладких полос (Ra = 0,5 мкм) зависимость $q_б = \varphi(\lambda)$ проявляется сильнее.

Напряженное состояние рулонов после снятия с барабана моталки также зависит от податливости барабана. Если в процессе намотки рулона имеет место радиальная деформация барабана, то еще при нахождении рулона на моталке внутренние витки переместятся в радиальном направлении. В результате этого возможность свободного радиального перемещения внутренних витков после снятия с барабана будет в значительной мере исчерпана. Давление же наружных витков на внутренние остается неизменным, поскольку независимо от радиальной деформации барабана и внутренних витков рулона в верхнем витке в любое время намотки окружное напряжение будет равно натяжению сматываемой полосы. В итоге при неизменном режиме натяжения полос уровень межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки будет тем больше, чем большую деформацию получил барабан в процессе намотки. Так, для условий, соответствующих прокатке на стане 1700 КарМК (рис. 9.25), максимальное значение межвиткового давления в рулоне после снятия с моталки $q^c_{макс}/\sigma_0$

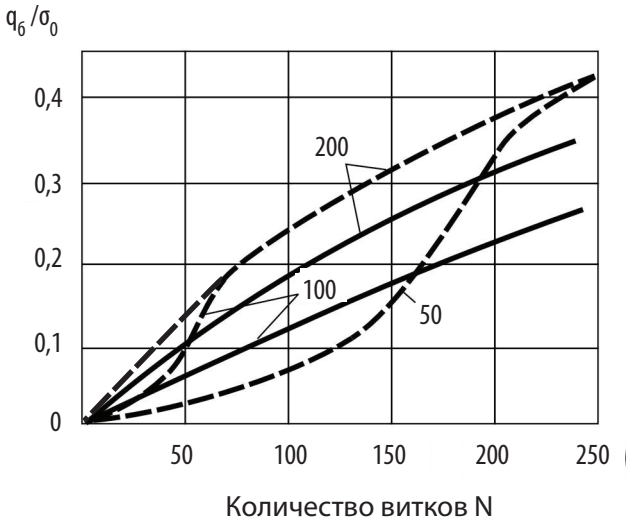


Рис. 9.24. Зависимости давления рулона на барабан $q_б/\sigma_0$ радиусом 250 мм от натяжения при намотке полосы толщиной 1 мм и при различном количестве витков N полосы в рулоне.
Цифры у кривых – величина натяжения σ_0, Н/мм^2.
Сплошные линии – величина сползания сегментов барабана $u_{б_0}$ = 0,077 мм [120] и λ = 0,7, штриховые – значение λ уточнялось на каждом шаге интерационного цикла в соответствии с зависимостью $\lambda = 1 - 0{,}015q_б$

получается равным 0,091/0,0782; 0,092/0,0786; 0,093/0,0793 соответственно для λ, равного 0,5, 0,7 и 0,85 (слева от косой черты – величина шероховатости полос Ra = 0,5 мкм, справа – Ra = 4 мкм). Изменение значений $q^c_{макс}$ в зависимости от величины λ небольшое, однако качественно оно проявляется четко.

В известных работах, например [74, 120], деформация барабана рассматривается как функция удельного давления рулона на барабан. При более тонком анализе необходимо учитывать также, что в начальный период намотки величина сползания сегментов, а следовательно, радиальная деформация барабана, определяется полным давлением на барабан. А так как полное давление на барабан прямо пропорционально ширине полосы, то межвитковое давление в рулонах, смотанных при одинаковом удельном натяжении полос, будет тем больше, чем больше ширина полос. Этот вывод имеет принципиальное значение.

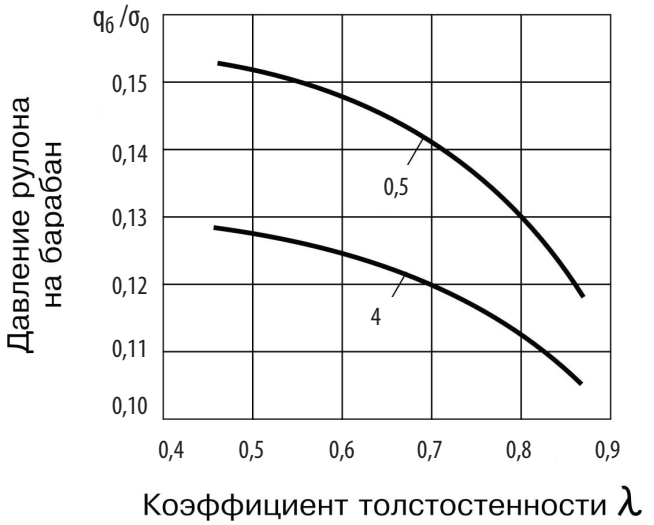


Рис. 9.25. Зависимости давления рулонов на барабан $q_б/\sigma_0$ от коэффициента его толстостенности λ и шероховатости поверхности сматываемых полос: радиус барабана 300 мм, h = 2 мм; N = 525, σ_0 = 50 Н/мм².
Цифры у кривых – величина шероховатости *Ra*, мкм

Межвитковое давление в рулоне, снятом с барабана, связано с диаметром барабана обратно пропорциональной зависимостью. Поэтому рулоны одинаковой массы и смотанные с одинаковым натяжением, но имеющие меньший внутренний диаметр, более склонны к свариванию витков при отжиге, образованию дефектов «птичка» и «излом». Более подробно этот вопрос рассмотрен в работах [108, 110]. Поскольку межвитковое давление возрастает при уменьшении внутреннего радиуса рулона, то действие шероховатости поверхности полос проявляется сильнее при меньших размерах намоточного барабана (рулона).

Влияние температуры смотки полос в рулоны при холодной прокатке. Теоретический анализ показал, что изменение температуры полос во время их холодной прокатки и смотки в рулоны существенно влияет на напряженно-деформированное состояние рулонов. Известно, что температура прокатываемых полос зависит от многих параметров процесса прокатки – суммарной степени деформации и распределения обжатий по клетям непрерывного стана, уровня натяжений, условий трения, скорости прокатки, количества и свойств смазочно-

охлаждающей жидкости и т.д. Наиболее влияющими на температуру прокатываемых и сматываемых в рулоны полос параметрами являются скорость прокатки и количество смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ), подаваемой на валки и полосу во время прокатки. Эти параметры процесса сравнительно легко поддаются регулированию в относительно широких пределах, что позволяет рассматривать возможность и целесообразность использования их для воздействия на температуру сматываемых полос в рулоны с целью оптимизации их напряженно-деформированного состояния. Однако этот вопрос исследован пока недостаточно. Совсем мало экспериментальных данных. В этой связи заслуживают особого внимания результаты исследований, выполненных[1] в промышленных условиях непрерывного широкополосного стана 2030 Новолипецкого металлургического комбината [114, 115]. Проанализируем их с познавательной и практической точек зрения.

При проведении рассматриваемых экспериментов на стане 2030 скорость прокатки полос из стали 08Ю толщинами 0,7-0,9 мм из подката 3,0-3,5 мм варьировали в пределах 5,0-19,2 м/с. Суммарный объем подаваемой на стан СОЖ изменяли от 680 до 1159 м^3/час. При этом в 1-й клети расход СОЖ составлял 32, во 2-й от 157 до 290, в 3-й – 193-330, 4-й – 166-312, 5-й – 132-195 м^3/час. Температуру рулонов измеряли со стороны их торцов инфракрасной камерой (тепловизором).

Результаты исследований показали, что при прокатке полос 0,7/3,0×1245 мм повышение скорости прокатки от 5,0 до 19,2 м/с увеличивало температуру рулонов от 66 до 112º С. Уменьшение расхода СОЖ от 1159 до 680 м^3/час при прокатке полос 1,5/3,5×1255 мм увеличивало температуру рулонов на 40ºС при скорости прокатки 17,2 м/с и на 20ºС при скорости 10 м/с.Изменение объемов подаваемой на клети стана СОЖ в 2-3 раза сильнее влияет на температуру полосы, прокатанной при более высокой скорости. Изменения скорости прокатки и количества подаваемой СОЖ в указанных пределах примерно одинаково влияют на температуру полосы (на 40-50ºС за счет каждого фактора). Воздействие приращения на 50ºС температуры полосы на напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаной стали (при коэффициенте температурного расширения $\alpha = 1{,}2\cdot10^{-5}$ ºС$^{-1}$ и модуле упругости E = 210000 Н/мм^2) после снятия рулонов с барабана моталки и усреднения температуры по толщине намотки равноценно эффекту приращения величины натяжения смотки на 126 Н/мм^2.

[1] И.Ю. Приходько, П.П. Черновым, В.Н. Скороходовым, В.В. Акишиным, А.М. Сафьяном, Е.А. Парсенюком и др.

Практически по принятой на всех станах технологии скорость прокатки периодически изменяют. Например, снижают скорость прокатки участков полосы со сварными швами. После прохождения через клети стана таких участков скорость прокатки интенсивно повышают до прежних значений. В результате изменяется температура по длине сматываемой в рулон полосы и, как следствие, по мере выравнивания температуры витков полосы в рулоне после снятия его с моталки происходит перераспределение радиальных и тангенциальных напряжений. Насколько сильно этот фактор влияет на опасность слипания-сваривания витков при последующем отжиге, а также на опасность сдвига витков в осевом направлении (появления телескопичности) показано в работе [114] на конкретных примерах. Температурные напряжения, возникающие вследствие непостоянства скорости прокатки и колебаний температуры по длине полосы, могут приводить в дальнейшем к образованию локальных зон по толщине намотки рулонов, где уровень межвитковых давлений превышает максимально допустимые величины или, наоборот, контакт поверхностей витков ослабевает и они могут смещаться друг относительно друга. Эти явления крайне нежелательны, поскольку ведут к возникновению дефектов, ухудшающих качество готовой листопрокатной продукции.

Влияние изменений температуры при отжиге на напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос. Сразу же необходимо отметить, что этот существенно важный вопрос всесторонне не исследован и не освещен в технической литературе. Между тем, судя по приведенным выше теоретическим выкладкам, особый интерес здесь представляет влияние состояния поверхности полос (величины и упруго-пластических свойств шероховатого слоя, наличия на поверхности загрязнений, остатков эмульсии и т.д.) и начальных межвитковых давлений в рулоне на формирование поля термических напряжений при нагреве и охлаждении рулона в процессе отжига холоднокатаной стали в колпаковых печах.

В работе [113] приведены результаты расчетов поля температур и межвитковых давлений в рулонах в процессе их охлаждения после отжига от температуры выдержки 700°С до 400°С. В первом варианте считали, что поверхность полосы абсолютно гладкая, что обеспечивает идеальный механический и тепловой контакты смежных витков. Во втором – полоса шероховатая Ra = 1,5 мкм. Кроме того полагали, что при температуре выдержки, равной 700°С, температура всех витков по толщине намотки одинакова, т.е. в начале охлаждения рулон находится в изотермическом состоянии. Изменение температуры защитного газа при

охлаждении рулонов в колпаковой печи принимали согласно экспериментальным данным в соответствии с графиками на рис. 9.26.

Изменение температуры и межвитковых давлений по мере остывания рулонов показано на рис. 9.27 и 9.28. Согласно результатам расчетов в процессе охлаждения рулонов, смотанных из полос с идеально гладкой поверхностью, в них могут возникать радиальные термические напряжения, величина которых соизмерима с давлением рулона на барабан моталки (рис. 9.28-А). При неплотном прилегании витков, обусловленном шероховатостью поверхности полосы, и существенном снижении вследствие этого межвитковых давлений в рулонах после снятия с барабана моталки, о чем говорилось выше, проявляется сильная неравномерность температуры по толщине намотки (рис. 9.27-Б) и радиальных напряжений вблизи внутреннего и наружного радиусов рулона (рис. 9.28-Б).

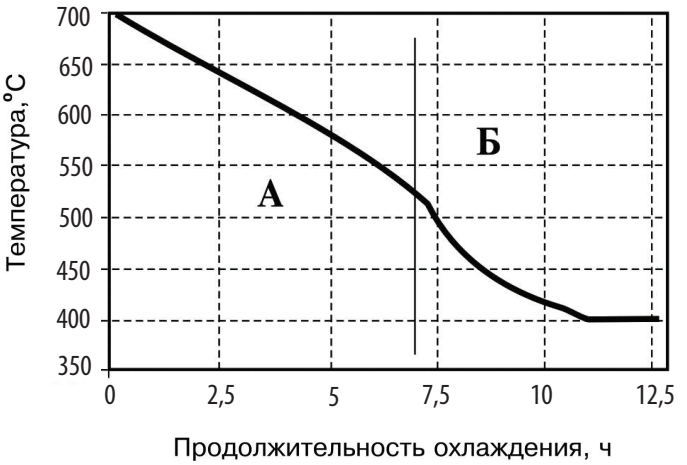


Рис. 9.26. Изменение температуры защитного газа при охлаждении рулонов под колпаком (область А) и после снятия колпака под муфелем (область Б) колпаковой печи [113]

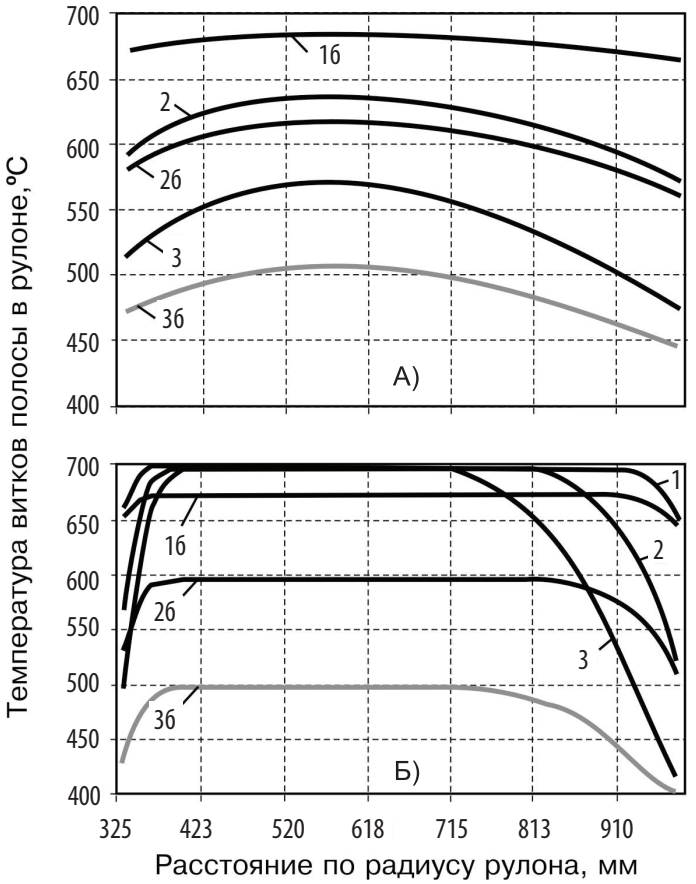


Рис. 9.27. Изменение температуры по диаметру рулонов бесконечной (а) и конечной (В = 1000 мм) ширины (б) в ходе охлаждения в течение времени, соответственно, 2,5 (кривая 1); 7,5 (2) и 12,5 часов (3): А – поверхность полосы идеально гладкая; **Б** – шероховатая, *Ra* = 1,5 мкм [113]

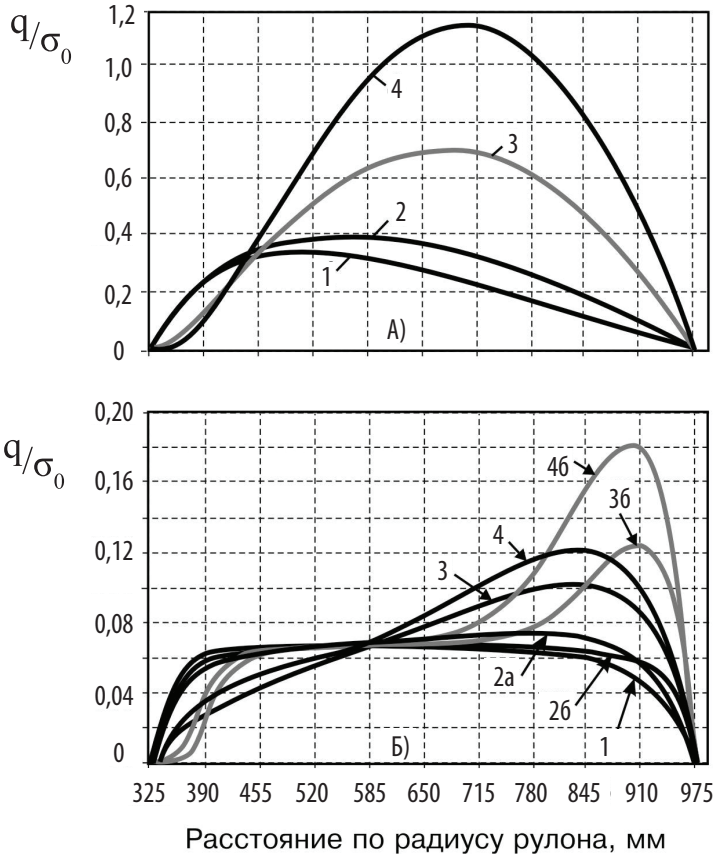


Рис. 9.28. Распределения межвитковых напряжений в рулонах полосы конечной а) и бесконечной б) ширины. Цифры у кривых – продолжительность охлаждения, соответственно, 0 (изотермический рулон, кривая (1); 2,5 (2); 7,5 (3) и 12,5 часов (4): **А** – поверхность полосы идеально гладкая; **Б** – шероховатая, *Ra* = 1,5 мкм. [113]

Потеря устойчивости рулонов при снятии их с моталки. При производстве листовой стали наблюдается потеря устойчивости рулонов двух видов. В первом случае теряют устойчивость (выпучиваются) внутренние витки и образуется дефект типа «птичка»; во втором случае рулоны под действием собственной массы «проседают» и приобретают форму овала. Натяжение полос при намотке должно исключать и образование «птички» (верхнее ограничение), и возможность

«проседания» (нижнее ограничение). Сопротивляемость рулона потере устойчивости прямо пропорциональна величине момента инерции поперечного сечения полосы и обратно пропорциональна радиусу витков. Поскольку момент инерции поперечного сечения полосы пропорционален кубу ее толщины, для предупреждения потери устойчивости рулонов, особенно «проседания», необходимо обеспечивать максимально возможное сцепление витков за счет повышения коэффициента трения между контактирующими поверхностями. В этой связи рекомендуется поверхности прокатываемых полос придавать более высокую шероховатость. Эксперименты, проведенные на станах холодной прокатки 1680 комбината «Запорожсталь» и 1700 Карагандинского металлургического комбината, показали, что при шероховатости поверхности стали Ra = 1-2 мкм относительного проскальзывания смежных витков полосы не происходит. При такой шероховатости поверхности металла «проседание» рулонов наблюдается лишь в случаях смотки полос с натяжением менее 30 Н/мм^2.

С повышением шероховатости поверхности полос величина сжимающих тангенциальных напряжений во внутренних витках рулона уменьшается. Например, применительно к условиям стана 1700 КарМК (см. рис. 9.21) при увеличении шероховатости полос от 0,5 до 4 мкм Ra уменьшается величина во внутренних витках рулонов примерно на 13%. Поэтому с повышением шероховатости поверхности полос снижается и опасность образования дефекта «птичка» (выпучивания внутренних витков).

Обобщая результаты собственных исследований и данные, приведенные в публикациях, авторы работ [123, 124 и др.] отмечают, что величина критического напряжения, превышение которого приводит к образованию «птички» (первый вид потери устойчивости) прямо пропорциональна модулю упругости материала полосы и примерно квадрату отношения толщины полосы к радиусу барабана моталки (внутреннему радиусу рулона).

Для повышения устойчивости рулона к проседанию (второй вид потери устойчивости) необходимо обеспечить максимально возможное сцепление витков между собой, что достигается при повышении натяжения смотки и увеличении шероховатости полосы.

Телескопичность (третий вид потери устойчивости) наиболее часто образуется при размотке крупногабаритных рулонов, в частности, при дрессировке, и зависит от массы рулона, его размеров и линейного ускорения размотки рулона.

Зависимость величины телескопичности рулонов с различным наружным радиусом от ускорения размотки, полученная по результатам замеров на дрессировочном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината, представлена на рис. 9.29. Приведенные здесь экспериментальные данные подтверждают вывод

о том, что величину ускорения необходимо выбирать с учетом размеров рулонов. Для крупногабаритных рулонов ($r_{нар}$ > 1,1-1,2 м) величина ускорения не должна превышать 0,8 м/с^2 [123].

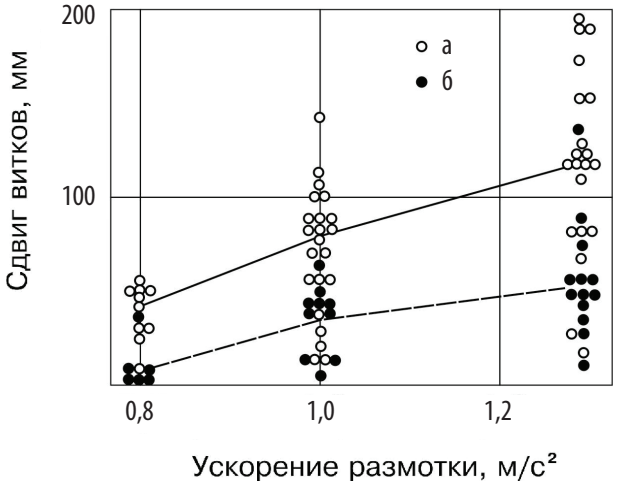


Рис. 9.29. Зависимость аксиального сдвига витков в рулонах от ускорения при размотке на дрессировочном стане 1700: а и **б** – рулоны радиусом более 1,2 м и менее 1,0 м

На устойчивость рулонов холоднокатаных полос влияет технологическая смазка. Она приводит к возрастанию межвитковых давлений в рулоне и к понижению коэффициента трения. Действие второго фактора превалирует. Поэтому при попадании между витками большого количества смазки (эмульсии) возрастает опасность осевого сдвига (расползания) витков и образования телескопичности рулонов. В этой связи технология прокатки должна предусматривать меры, направленные на исключение попадания эмульсии между витками сматываемой в рулон полосы (сдув эмульсии с поверхности полосы и др.).

Дополнительно некоторые аспекты потери устойчивости рулонов горячекатаных и холоднокатаных полос при их остывании, транспортировке и отжиге будут рассмотрены ниже.

Механизм образования царапин при разматывании с натяжением рулонов горячекатаных полос. Одной из причин появления царапин на поверхности листовой стали является взаимное смещение витков горячекатаной полосы в рулоне на разматывателе стана холодной прокатки – «утяжка» рулона. Наиболее сильно это явление проявляется в цехах, травильные агрегаты которых оборудованы сверточными машинами. Относительное смещение витков рулона иследовали[1] на разматывателе стана холодной прокатки 2500 Магнитогорского

[1] В экспериментах принимал участие В.Г. Бойков.

металлургического комбината. На торцах рулона краской наносили две взаимно перпендикулярные линии, а затем визуально и с помощью киносъемки фиксировали изменение в расположении этих линий при задаче полосы в стан и в процессе холодной прокатки полос. Было установлено, что наибольшие взаимные смещения витков происходят во внешней относительно оси разматывателя части рулона из-за рывков полосы, наблюдающихся в момент ее задачи в стан. В неплотно смотанных рулонах смещение витков охватывает примерно 2/3 толщины намотки с наружной поверхности рулонов. Внутренние части рулонов (~ 1/3 толщины) уплотняются вследствие распирающего действия барабана разматывателя стана холодной прокатки, поэтому при размотке рулона смещение витков здесь значительно меньше. На рис. 9.30 показано смещение нанесенных линий в процессе размотки рулона.

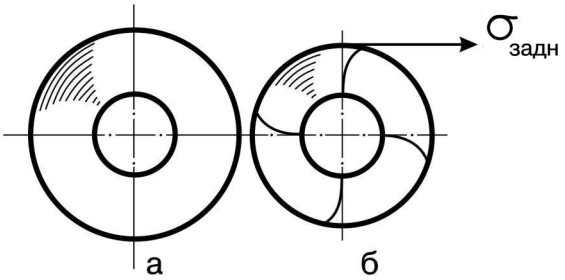


Рис. 9.30. Смещение линий, нанесенных на торце рулона, в процессе его размотки:
а – исходное положение; **б** – в процессе размотки

Процесс «утяжки» рулона на барабане разматывателя происходит непрерывно. По мере отматывания верхних витков наблюдается перемещение и затягивание последующих внутренних витков рулона. Об этом свидетельствует постепенно увеличивающийся наклон вперед линий, нанесенных на торцы рулона. В итоге взаимному смещению подвергаются практически все витки.

Механизм образования царапин на поверхности полосы при утяжке рулона подробно рассмотрен в работе [43].

9.6. Выбор режимов натяжения при намотке рулонов холоднокатаных полос

Намотка рулонов при изменяющемся натяжении полосы. Распределение напряжений в рулонах, смотанных при изменении натяжения в процессе намотки по линейным возрастающему и убывающему законам, в приближенной постановке рассмотрено в работе [108]. Зависимости давления рулонов на барабан моталки и межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки от количества витков

полосы при различных режимах натяжения, рассчитанные с учетом величины шероховатости поверхности металла, приведены на рис. 9.25, 9.31. Изменение натяжения в процессе намотки представляли линейной функцией длины полосы в рулоне:

$$\sigma_0(r)=\sigma_0\left[1+(z-1)\frac{r^2-r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2}\right],$$

где σ_0 – величина натяжения полосы в начале намотки; z – показатель режима изменения натяжения (при z > 1 натяжение возрастает; при z < 1 понижается; при z = 1 σ_0 = const).

При таком виде функции $\sigma_0(r)$ потенциальная энергия для одинаковых рулонов и средних значений натяжения полосы будет неизменной как для возрастающего, так и убывающего режимов.

Согласно графикам на рис. 9.31, давление рулона на барабан моталки меньше при возрастании натяжения в процессе намотки, чем для понижающегося режима натяжения. При этом на величину $q_б$ существенно влияет градиент изменения натяжения $d\sigma_0(r)/dr$. Поскольку при намотке сравнительно небольших рулонов (рис. 9.31,*а*) натяжение возрастает быстрее, чем при намотке крупногабаритных рулонов (рис. 9.31,*б*), величина $q_б$ в первом случае получается большей даже несмотря на увеличенный радиус барабана моталки. Наиболее важно с каким натяжением наматываются внутренние, прилегающие к барабану витки рулона.

После снятия с моталки небольших рулонов, смотанных при повышении натяжения по линейному закону $d\sigma_0(r)/dr > 0$, величина межвиткового давления значительно больше, чем в случаях σ_0 = const и понижающегося режима натяжения $d\sigma_0(r)/dr < 0$ (см. рис. 9.21,*а*; 9.32,*а*). Для рулонов большой массы (рис. 9.32,*б*) различие в величине давления незначительное. Следовательно, величина межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки определяется не столько перепадом натяжения σ_0 в начале и в конце намотки, как градиентом изменения натяжения $d\sigma_0(r)/dr$. При высоких отрицательных значениях градиента изменения натяжения достигается состояние, когда абсолютная радиальная деформация внутренних витков, смотанных с повышенным натяжением, станет большей, чем наружных витков, и в результате после снятия с барабана произойдет расслоение рулона.

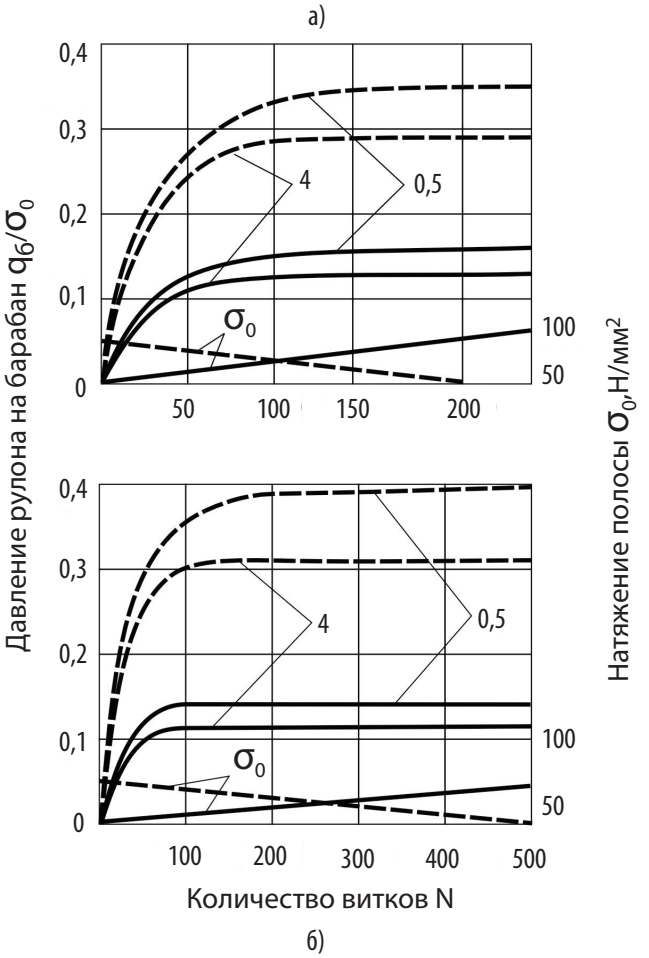


Рис. 9.31. Зависимости давления рулонов на барабан моталки $q_б/\sigma_0$ от количества N витков полосы толщиной 2 мм при возрастающем (сплошные линии) и убывающем (пунктирные) режимах натяжения σ_0: а – условия прокатки как на стане 1680 комбината «Запорожсталь» (радиус барабана 380 мм, $\lambda = 0{,}7$); **б** – условия прокатки как на стане 1700 КарМК (радиус барабана 300 мм, $\lambda = 0{,}7$). Цифры у кривых – величина шероховатости *Ra*, мкм

Возможности снижения межвиткового давления в крупногабаритных рулонах за счет монотонного понижения натяжения в процессе намотки ограниченны (рис. 9.32,*б*). Эффективными являются режимы, по которым величина натяжения изменяется периодически. В качестве примера рассмотрим синусоидальный закон изменения натяжения. Функцию изменения натяжения в зависимости от длины полосы зададим в виде

$$\sigma_0(r)=\sigma_{0_н}\left[1+A\sin\left(2\pi n\frac{r^2-r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2}+\varphi_0\right)\right],$$

где $\sigma_{0н}$ – величина номинального натяжения; A – амплитуда изменения величины натяжения; φ_0 – начальная фаза; n – число периодов колебания натяжения за время намотки всего рулона (частота).

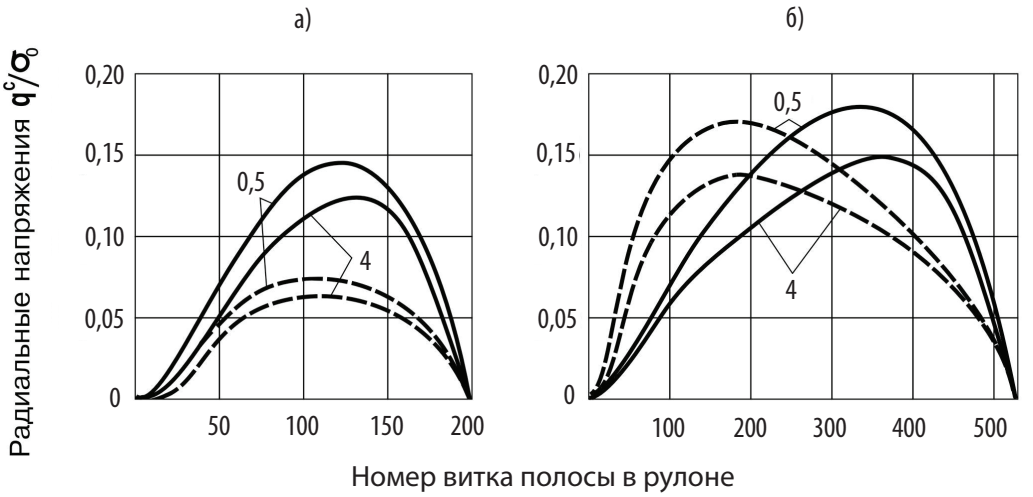


Рис. 9.32. Межвитковые давления по толщине намотки в рулонах, смотанных при различных режимах натяжения полосы, после снятия с барабана моталки. Обозначения те же, что и на рис. 9.31.

При синусоидальном изменении натяжения в функции количества намотанных витков эта зависимость имеет вид

$$\sigma_0(r)=\sigma_{0н}\left[1+A\sin\left(2\pi n\frac{r-r_{вн}}{r_{нар}-r_{вн}}+\varphi_0\right)\right].$$

В численных примерах указанным параметрам задавали следующие значения: A = 0,05; 0,2; n = 1; 2; 10; φ_0 = 0; π/2; π. Получаемые при этом графики изменения натяжения в процессе намотки рулонов показаны на рис. 9.33.

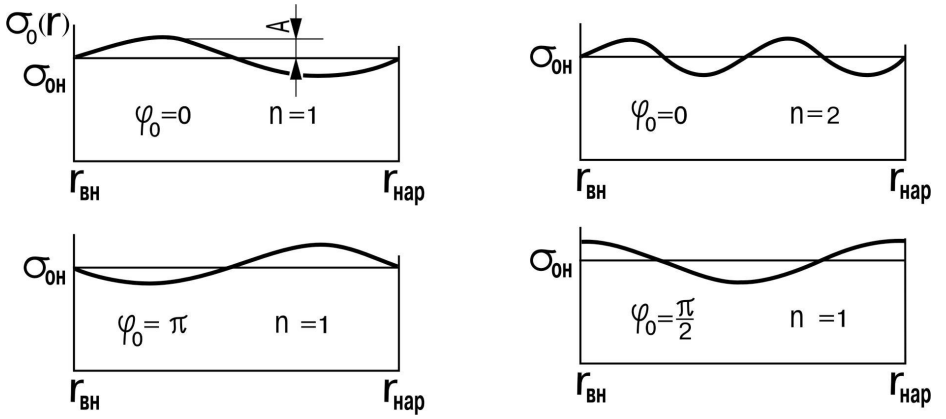


Рис. 9.33. Примеры периодического изменения натяжения полосы в процессе намотки рулонов (А = 0,2)

Результаты расчетов напряжений в рулонах на барабане и после снятия с барабана моталки представлены в табл. 9.1. Характерные эпюры распределения радиальных и тангенциальных напряжений в рулонах различных размеров и массы приведены на рис. 9.34, 9.35. Согласно этим данным, изменяя натяжение полос при смотке их в рулоны, можно существенно влиять как на давление рулона на барабан, так и на межвитковое давление в рулоне после снятия с моталки. Для примера табл. 9.1 отличие величин $q_б$ и $q^c_{макс}$ при намотке рулонов при синусоидальном изменении $\sigma_0(r)$ от тех же величин, получаемых при $\sigma_0(r)$ = const, достигает ~20%.

Эпюра тангенциальных напряжений в рулонах, смотанных при синусоидальном изменении $\sigma_0(r)$, имеет вид деформированной синусоиды с чередующимися зонами положительных и отрицательных значений. Межвитковое давление в рулонах после снятия с моталки распределено по толщине намотки более равномерно, чем в случае $\sigma_0(r)$ = const. При этом эпюра радиальных напряжений может иметь несколько максимумов.

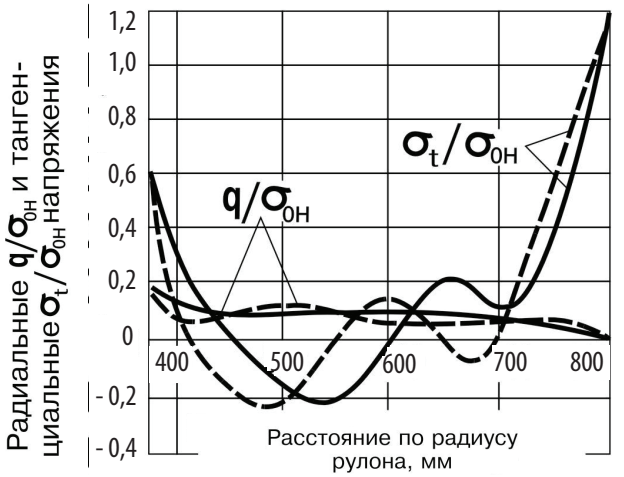


Рис. 9.34. Распределение радиальных $q/\sigma_{0н}$ и тангенциальных $\sigma_t/\sigma_{0н}$ напряжений в рулонах на барабане, смотанных при синусоидальном изменении натяжения полосы: $\sigma_0 = 50$ Н/мм²; A = 0,2; n = 2; $\varphi_0 = \pi/2$ (сплошные линии); $\varphi_0 = \pi$ (штриховые); $\lambda = 0{,}7$; шероховатость поверхности полос *Ra* = 1 мкм

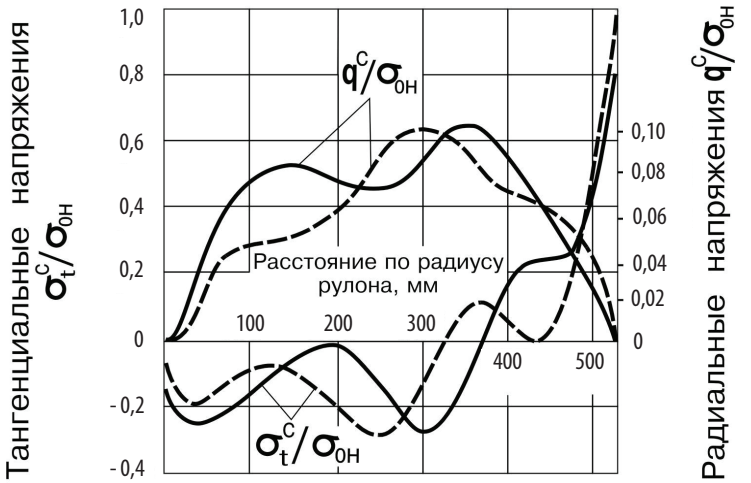


Рис. 9.35. Распределение радиальных $q^c/\sigma_{0н}$ и тангенциальных $\sigma_t^c/\sigma_{0н}$ напряжений в рулонах, смотанных при синусоидальном изменении натяжения полосы, после снятия с моталки: внутренний радиус рулона 300 мм, наружный – 1350 мм; $\lambda = 0{,}7$; $\sigma_0 = 50$ Н/мм²; шероховатость поверхности полос *Ra* = 1 мкм; A = 0,2; n = 2; $\varphi_0 = 0$ – сплошные линии; $\varphi_0 = \pi/2$ – штриховые.

Таблица 9.1

Зависимости давления рулона на барабан $q_б$ и максимального значения межвиткового давления в рулоне после снятия с моталки $q^c_{макс}$ от параметров синусоидального изменения натяжения полосы при намотке (*И* – при идеальном контакте витков; *Ш* – при шероховатости поверхности полосы *Ra* = 1 мкм)

Параметры режима натяжения полосы			$q_б / \sigma_{0н}$		$q^c_{макс} / \sigma_{0н}$	
A	*n*	φ_0	*И*	*Ш*	*И*	*Ш*
Радиус барабана 380 мм; $\lambda = 0{,}7$; $h = 2$ мм; $N = 210$; $\sigma_{0н} = 50$ Н/мм^2						
0,05	1	0	0,530	0,140	0,176	0,0630
		π/2	0528	0,144	0,171	0,0645
		π	0,517	0,134	0,183	0,0705
	2	0	0,528	0,141	0,178	0,0680
		π/2	0,525	0,141	0,178	0,0663
		π	0,519	0,133	0,186	0,0653
	10	0	0,525	0,139	0,178	0,0663
		π/2	0,524	0,138	0,179	0,0668
		π	0,522	0,136	0,181	0,0674
0,2	1	0	0,549	0,151	0,179	0,0568
		π/2	0,541	0,164	0,146	0,0629
		π	0,497	0,125	0,197	0,0821
	2	0	0,541	0,154	0,154	0,0719
		π/2	0,532	0,155	0,180	0,0691
		π	0,506	0,122	0,205	0,0668
	10	0	0,528	0,144	0,177	0,0662
		π/2	0,524	0,138	0,176	0,0677
		π	0,519	0,131	0,185	0,0695
σ_0 (r) = const = 50 Н/мм^2			0,523	0,137	0,179	0,0667
Радиус барабана 300 мм; $\lambda = 0{,}7$; $h = 2$ мм; $N = 525$; $\sigma_{0н} = 50$ Н/мм^2						
0,2	1	0	0,988	0,141	0,625	0,1002
		π/2	1,008	0,175	0,558	0,0816
		π	0,883	0,135	0,546	0,1019
	2	0	0,982	0,144	0,594	0,0986
		π/2	0,983	0,173	0,538	0,0996
		π	0,889	0,132	0,585	0,1016
	10	0	0,958	0,155	0,587	0,0912
		π/2	0,945	0,157	0,587	0,0906
		π	0,913	0,123	0,585	0,0932
σ_0 (r) = const = 50 Н/мм^2			0,935	0,138	0,585	0,0894

Анализ данных табл. 9.1 показывает, что с увеличением амплитуды эффект синусоидальной зависимости σ_0 (r) возрастает. Бóльшие значения давления рулонов на барабан наблюдаются в случаях, когда угол начальной фазы φ_0 равен 0 или $\pi/2$. Это связано с тем, что величина $q_б$ в основном определяется натяжением при намотке внутренних, прилегающих к барабану витков полосы. Соответственно при $\varphi_0 = \pi$ величина $q_б$ принимает наименьшие значения.

Эффект синусоидального режима ослабевает при повышении частоты изменения величины натяжения. Так, при n = 10 (табл. 9.1) значения $q_б$ и $q^c_{макс}$ уже мало отличаются от значений этих величин при σ_0 (r) = const.

Зависимость межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки от φ_0 имеет обратный характер: q^c минимально при $\varphi_0 = 0$ и $\varphi_0 = \pi/2$.

Уменьшение межвиткового давления в рулонах после снятия с моталки в случае намотки их по синусоидальному режиму изменения натяжения полосы происходит потому, что витки, намотанные с меньшим натяжением, получают меньшее радиальное перемещение и по всей толщине рулона воспринимают часть нагрузки от действия сильнее растянутых при намотке витков.

Анализ режимов намотки полос на различных непрерывных станах холодной прокатки выявил основную закономерность, заключающуюся в том, что величину натяжения при намотке устанавливают обратно пропорциональной массе рулонов. Так, на четырехклетьевом стане 1680 комбината «Запорожсталь» (масса рулонов до 15 т) величину натяжения σ_0 намотки полос принимают неизменной для всего сортамента прокатываемого металла и устанавливают равной 50 Н/мм^2, на стане 2500 Магнитогорского металлургического комбината (масса рулонов до 30 т) σ_0 = 40-45 Н/мм^2, на стане 1700 КарМК (масса рулонов до 45 т) σ_0 = 40-43 Н/мм^2. На многих других станах при намотке рулонов холоднокатаных полос применяют еще меньшие натяжения. Например, на стане 2030 Новолипецкого металлургического комбината в некоторых случаях натяжение между последней клетью и моталкой устанавливают на уровне 21-25 Н/мм^2.

Таким образом, проведенные исследования показали, что традиционный способ намотки рулонов с постоянной величиной натяжения полосы эффективен лишь в случаях, когда по условиям производства нет опасности потери устойчивости рулона и сваривания витков при последующем отжиге (например, после промежуточных пропусков на реверсивных станах). При намотке шероховатых полос с постоянным натяжением величину натяжения следует устанавливать обратно пропорциональной массе рулонов. Минимально допустимая величина натяжения определяется технологией прокатки (скоростью, суммарным обжатием, температурой прокатываемого металла, плоскостностью, разнотолщинностью и др.) на конкретном стане.

Преимуществами по сравнению с известными обладают режимы намотки, предусматривающие периодическое изменение величины натяжения [123].

Такие режимы обеспечивают сравнительно невысокое межвитковое давление в рулонах после снятия с моталки и уменьшают опасность потери устойчивости внутренних витков. В результате выполненных исследований был разработан[1] способ намотки полосы, согласно которому величину натяжения изменяют в течение всего времени намотки по синусоидальной зависимости с амплитудой в пределах 0,1-0,3 номинальной величины натяжения. При этом частота изменения величины натяжения не должна быть равной или кратной частоте собственных колебаний приводной линии барабана моталки. Для реализации способа применительно к стану холодной прокатки 1700 КарМК было разработано[2] устройство регулирования натяжения полосы при намотке рулонов [127].

Для предотвращения потери устойчивости внутренних витков рулонов холоднокатаной жести (при производстве жести опасность образования дефекта «птичка» особенно велика) целесообразно намотку полосы на барабан моталки вести таким образом, чтобы первые 5-20 витков формировать из полосы толщиной, превышающей в 1,3-3 раза номинальную толщину, а последующие 20-50 витков формировать из полосы толщиной, постепенно уменьшающейся до номинальной[3]. Указанное увеличение толщины наиболее нагруженных (наибольшая величина окружных сжимающих напряжений) внутренних витков полосы повышает устойчивость рулонов [50, 126].

Обоснование этого решения состоит в том, что критическое радиальное давление $q_{кр}$, при котором наступает потеря устойчивости витков, сильно зависит от толщины полосы. Величина критического давления $q_{кр}$ является функцией толщины полосы h и радиуса витка r. Приближенно можно считать, что

$$q_{кр} = 0{,}65\ \mathrm{E}\left(\frac{h}{r}\right)^{\frac{11}{5}},$$

где E – модуль упругости материала полосы.

В этом выражении показатель степени при отношении h/r разные авторы принимают в пределах от 2 до 3. Однако это не принципиально. В любом случае видно, что увеличивая толщину наиболее нагруженных (сильнее всего сжатых) внутренних витков, можно существенно повысить устойчивость рулонов холоднокатаных полос.

---

[1] Способ разработан В.Л. Мазуром, В.И. Мелешко, В.И. Тимошенко, А.И.Добронравовым, О.Н. Сосковцом, И.И. Леепой, П.П. Черновым и др.

[2] Устройство разработано сотрудниками Института черной металлургии и Карагандинского металлургического комбината В.Л. Мазуром, Е.А. Парсенюком, О.Н. Сосковцом, Л.Н. Козловым, О.Ф. Артемьевым, Г.Е. Королевым.

[3] Способ предложен В.Л. Мазуром, А.И. Добронравовым, В.И. Тимошенко, В.А. Кувшиновым.

При производстве, например, жести теряет устойчивость внутренний слой витков в рулоне толщиной, как правило, 30-70 мм. При толщине полосы 0,2 мм он состоит из 150-350 витков. Устойчивость этого внутреннего слоя витков может быть увеличена более чем в 10 раз, если этот слой будет состоять из витков полосы втрое большей толщины – 0,63 мм. Следовательно слой из утолщенного металла будет иметь примерно 50-110 витков. На практике достаточно увеличить устойчивость внутреннего слоя в 1,5-2,0 раза. Получается, что слой утолщенной полосы должен состоять из 20 витков. Именно поэтому было предложено из полосы толщиной, превышающей номинальную, формировать 5-20 внутренних витков рулона.

С целью повышения равномерности плотности рулонов, смотанных из полос различной ширины, целесообразно при переходе от смотки полос одной ширины к другой величину натяжения устанавливать обратно пропорциональной ширине полосы. Это решение[1] вытекает из приведенных выше выводов относительно влияния ширины полос на податливость барабана и соответственно на напряженно-деформированное состояние рулонов после снятия с моталки.

Одной из современных тенденций листопрокатного производства является создание оборудования для обработки крупногабаритных рулонов. Проектируются станы для холодной прокатки полос из рулонов массой 60-80 т и даже 200-250 т. В процессе разматывания укрупненных рулонов при пусковых и тормозных режимах работы моталки-разматывателя возникает опасность относительного проскальзывания витков и повреждения поверхности металла. Следовательно, способ намотки крупногабаритных рулонов должен исключать межвитковое проскальзывание при их последующей размотке. При возрастании скорости барабана моталки с укрупненным рулоном, работающей в режиме разматывателя, проскальзывания не происходит, если выполняется неравенство $M_{тр} > M_{дин}$, где $M_{тр}$ – момент сил трения на поверхности произвольного витка радиусом r; $M_{дин}$ – динамический момент массы рулона, расположенной выше рассматриваемого витка радиусом r. Проведенные с использованием модели обратной задачи расчеты показали, что для выполнения указанного условия величину натяжения при намотке рулона необходимо изменять обратно пропорционально радиусу наматываемого витка.

Попутно заметим, что натяжение при смотке полос подката в травильной линии должно быть более высоким, чем при размотке рулонов на стане холодной прокатки. В этом случае опасность относительного проскальзывания витков и повреждения поверхности полос (образования царапин, задиров и других дефектов) при размотке рулонов на стане холодной прокатки снижается [119].

---

[1] Предложено В.Л. Мазуром, О.Н. Сосковцом, А.А. Дитцем, П.П. Черновым, Л.Н. Козловым., В.И. Куликовым.

Для уменьшения проскальзывания рулона относительно барабана моталки-разматывателя поверхность оболочки барабана, контактирующую с полосой, необходимо изготавливать шероховатой (например, подвергать дробеструйной или электроискровой, электроэрозионной обработке).

Выше было показано, что на напряженно-деформированное состояние рулонов сильно влияет величина шероховатости поверхности полос. На основе этого свойства был разработан способ[1] намотки полос на барабан моталки, отличающийся тем, что величину натяжения изменяют в течение намотки прямо пропорционально величине шероховатости поверхности полосы и устанавливают ее равной

$$\sigma_{0R} = \sigma_{0R_1} (Ra / Ra_1)^n ,$$

где σ_{0R} – величина натяжения при намотке полосы с шероховатостью поверхности величиной Ra; σ_{0R_1} – величина натяжения при намотке полосы с шероховатостью поверхности величиной Ra_1; $0{,}02 \le n \le 15$ – показатель степени.

Этот способ намотки обеспечивает равномерность межвиткового давления в рулонах полос с различной шероховатостью поверхности и, как следствие, улучшение качества готового металла. Кроме того, увеличение натяжения между последней клетью стана холодной прокатки и моталкой при прокатке полос с высокой шероховатостью позволяет снизить усилие прокатки в последней клети, что благоприятно отражается на стабильности процесса и точности прокатываемого металла.

Кроме описанного выше способа намотки полос, предусматривающего периодическое изменение натяжения для предотвращения потери устойчивости внутренних витков рулона после снятия с барабана моталки, можно применять способ намотки, при котором первые пять-десять витков наматывают с повышенным натяжением, например, для углеродистых сталей, в два-пять раз превышающим технологическое, с последующим постепенным снижением натяжения до технологического после 50-100 оборотов моталки (рис. 9.36). Однако наряду с достоинствами этот способ обладает и недостатками. В частности, увеличение натяжения при намотке первых витков ведет к возрастанию давления рулона на барабан моталки, что нежелательно [119].

Заслуживают внимания технические решения, направленные на уменьшение дефектов смотки, вызванных неравномерным распределением температуры рулона в радиальном направлении, путем компенсирующего регулирования натяжения полос при намотке рулонов.

[1] Способ разработан В.Л. Мазуром, В.И. Мелешко, В.И. Тимошенко, Н.А. Трощенковым, Е.А. Паргамоновым.

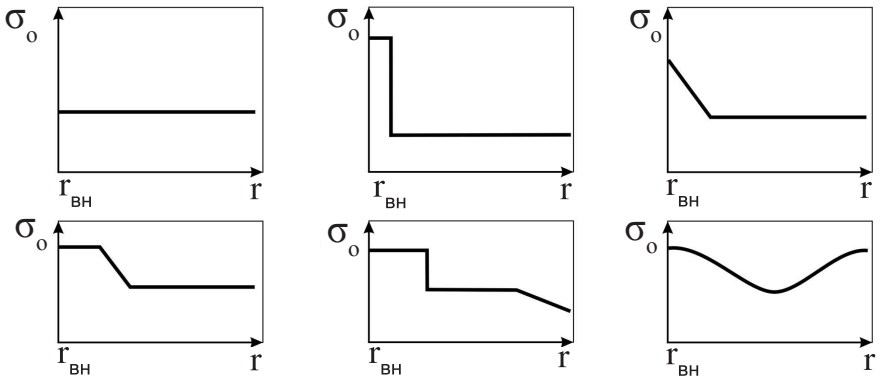


Рис. 9.36. Возможные режимы изменения натяжения σ_o прокатываемых и сматываемых в рулоны полос:
$r_{вн}$ и r – внутренний и текущий радиусы рулона.

На современных листовых и жестепрокатных станах скорость холодной прокатки полос непостоянна. Обычно передний и задний концы полос и участки сварных стыков прокатывают и сматывают в рулоны при пониженной до 5-7 м/с скорости. Могут быть и другие причины понижения скорости прокатки, например наличие дефектов металла. В то же время рабочая (номинальная) скорость прокатки может составлять 25-30 м/с и более.

Количество тепла, выделяемого в очаге деформации, тепловая мощность прокатки пропорциональны скорости прокатки. Следовательно, при постоянной мощности системы охлаждения прокатного стана температура прокатываемых и сматываемых на моталку полос изменяется с изменением скорости прокатки.

Указанные выше колебания температуры полос необходимо учитывать при регулировании процесса намотки полос в рулоны, поскольку температурная деформация витков в рулонах соизмерима с деформацией, обусловленной усилием натяжения полосы между последней клетью и моталкой.

Относительное удлинение каждого витка рулона при намотке на барабан моталки можно определить из соотношения

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E} + \alpha \cdot t_0$$

Здесь ε – относительное удлинение витка полосы в окружном направлении в момент намотки рулона; σ_0 – удельное натяжение сматываемой в рулон полосы, Н/мм^2; t_0 – номинальное превышение температурой полосы температуры окружающей среды, °С; α – коэффициент теплового расширения стали, 1/град; Е – модуль упругости стали, Н/мм^2.

В процессе намотки полосы на барабан моталки температура полосы изменяется. Пусть приращение значений t_0 и σ_0 соответственно Δt и $\Delta\sigma_0$. Подставим их в первое выражение и определим значение $\Delta\sigma_0$ из условия равенства нулю приращения относительного удлинения витка

$$\varepsilon + \Delta\varepsilon = \frac{\sigma_o \pm \Delta\sigma_o}{E} + \alpha(t_o \pm \Delta t).$$

Вычтем первое выражение из последнего. Получим

$$\Delta\varepsilon = \frac{\pm\Delta\sigma_o}{E} \pm \alpha \cdot \Delta t \cdot$$

Приравнивая левую часть этого выражения нулю, находим

$$\Delta\sigma_o = -sign\Delta t \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta t,$$

где $sign\Delta t = \frac{\Delta t}{|\Delta t|}$ – знак изменения температуры полосы.

Следовательно, в основу регулирования натяжения полосы при намотке рулона может быть положена найденная зависимость $\Delta\sigma_0$ от Δt. При реализации такого регулирования необходимо измерять температуру (приращение температуры) полосы на выходе из прокатного стана и величину натяжения сматываемой в рулон полосы корректировать в функции отклонения ее температуры. При этом повышению температуры нагрева полосы при прокатке должно соответствовать уменьшение натяжения полосы, а понижению температуры – увеличение натяжения.

В случаях, когда отсутствует возможность надежного контроля температуры (в диапазоне 0-200 °С) движущейся с высокой скоростью полосы, то регулирование натяжения намотки рулона можно осуществлять по косвенному параметру – скорости прокатки, которая фиксируется достаточно точно. При изменении скорости прокатки от некоторой номинальной величины V_o до значения V температура сматываемой в рулон полосы изменяется от t_0 до t. Приращение температуры $\Delta t = \beta \cdot \Delta V$, где коэффициент β представляет собой отношение $\beta = \frac{dt}{dV}$ или приближенно $\beta = \frac{\Delta t}{\Delta V}$. Коэффициент β принимает разные значения в зависимости от скорости прокатки полос. В диапазоне малых (заправочных) скоростей (до 5 м/с) коэффициент β принимает максимальные значения, равные примерно $\beta_{макс} = 10\ \frac{град}{м/с}$, а при высоких скоростях прокатки (30-40 м/с) этот коэффициент

имеет минимальные значения $\beta_{мин} = 0{,}5 \frac{град}{м/с}$.

Подставляя теперь выражение для Δt в уравнение определяющее $\Delta\sigma_0$ и учитывая, что при увеличении скорости прокатки температура полосы увеличивается (и наоборот), получим $\Delta\sigma_o = -sign\Delta V \cdot m \cdot \beta \cdot \Delta V$, где $\Delta V = \frac{\Delta V}{|\Delta V|}$ – знак приращения скорости прокатки от номинального значения V_0 до V; m – коэффициент пропорциональности, равный произведению модуля упругости и коэффициента теплового расширения.

Представленные выкладки показывают, что для исключения негативного влияния неравномерного распределения температуры по толщине намотки рулона из-за колебаний скорости прокатки на напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос, целесообразно величину натяжения полос регулировать в зависимости от скорости прокатки. При этом увеличению скорости прокатки полос соответствует уменьшение натяжения полосы, а уменьшению скорости прокатки полос – увеличение натяжения. Этим достигается снижение межвитковых контактных напряжений в рулонах благодаря исключению негативного влияния на уровень напряжений непостоянства скорости и температуры прокатываемых полос. В результате такого регулирования должна уменьшиться вероятность потери устойчивости внутренних витков полосы после снятия рулона с барабана моталки.

Следует однако заметить, что и при неизменной скорости прокатки температура полосы на выходе стана, как правило, непостоянна, например, вследствие изменения степени деформации в последней клети, колебаний сопротивления деформации прокатываемой стали и других факторов. Наиболее существенное влияние среди этих факторов имеет степень деформации полосы в последней клети стана холодной прокатки.

Кроме того, зависимости $\beta(V) = \frac{dt}{dV}$ соответствует множество (семейство) зависимостей вида $t(V) + C = \int \beta(V) dV$.

При использовании одного канала регулирования натяжения σ_0 полосы при намотке рулона по отклонению скорости полосы от заданного значения возможна ошибка в определении приращения температуры в сторону ее завышения или занижения. Поэтому для повышения точности регулирования σ_0 может быть предусмотрено также определение температуры полосы на основе информации о температуре валка и величине относительного обжатия в последней клети прокатного стана.

Заметим, что коэффициент пропорциональности между $\Delta\sigma_0$ и Δt представляет

собой произведение эмпирических констант ($m = E \cdot \alpha$), т. е. модуля упругости стали $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ Н/мм^2 и коэффициента теплового расширения стали $\alpha = 11{,}9 \cdot 10^{-6}$ 1/град. Поскольку рассматриваемый способ[1] предназначен для использования в основном в черной металлургии при производстве стальных полос, для определения этого коэффициента нужно использовать характеристики стали. Для конкретного листопрокатного стана величина коэффициента должна выбираться из указанного диапазона с учетом местных условий, принятой технологии (сортамента прокатываемых полос, номинальных величин скорости прокатки и натяжения полос между последней клетью и моталкой стана, системы охлаждения валков и прокатываемого металла и др.).

Еще раз подчеркнем, что температура сматываемой в рулон полосы, изменения температуры полосы в процессе намотки, в том числе из-за регулирования скорости прокатки, являются весьма сильнодействующими фактором влияния на напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос и склонность к потере устойчивости его внутренних витков после снятия с барабана моталки – образованию дефектов типа «птичка». Пренебрежение этим фактором особенно на высокоскоростных многоклетьевых станах может свести на нет эффективность любого другого канала регулирования натяжения прокатываемых и сматываемых в рулоны тонких полос.

В процессе производства тонколистовой стали рулоны холоднокатаных полос после снятия с барабана моталки кантуют на 90° и в вертикальном положении транспортируют в термическое отделение, где осуществляют отжиг металла в колпаковых печах. Во время транспортировки рулоны остывают, температура витков полосы в рулоне понижается. При этом меняется характер распределения температуры по толщине намотки, что соответственно изменяет эпюру радиальных и тангенциальных напряжений. С технологической точки зрения желательно, чтобы изменения напряженно-деформированного состояния рулонов сопровождались снижением межвиткового давления, особенно в зонах его максимальных значений. Тогда будут ослаблены или полностью устранены предпосылки для слипания, сваривания контактирующих витков полосы в рулоне при последующем отжиге.

Сразу же заметим, что ранее в нашей работе [119] был сделан вывод о том, что для обеспечения устойчивости рулонов горячекатаных полос к проседанию при их транспортировке и хранении в горизонтальном положении необходимо увеличивать температуру сматываемых полос по их длине от переднего конца к

[1] Способ и устройство для его реализации предложены В.Л. Мазуром, П.П. Черновым, В.И. Тимошенко, А.А. Чмелевым, Ф.И. Зенченко, В.И. Барановым, Ф.Г. Шеком, Ю.М. Критским, А.П. Грищенко, Е.А. Парсенюком, В.И. Брагиным.

заднему. В этом случае при остывании рулона температурные деформации наружных витков в радиальном направлении будут больше, чем во внутренних витках. Внутренние витки будут сжиматься наружными, межвитковые зазоры уменьшатся, плотность рулонов и их устойчивость к проседанию возрастут. Разность температур переднего и заднего концов полосы должна быть в пределах 50-200 град. [119] и выбираться из условия обеспечения требуемых механических свойств и структуры горячекатаного металла. Справедливость этой рекомендации была подтверждена результатами промышленных экспериментов по изучению устойчивости рулонов горячекатаных полос к проседанию, выполненных на промышленном ШСГП 2000 Новолипецкого металлургического комбината [128, 129]. Более подробно об этом будет сказано в последующих разделах книги.

Применительно к процессу производства холоднокатаной стали такой способ сматывания полос в рулоны неприемлем, поскольку в этом случае задача повышения плотности намотки и устойчивости к проседанию рулонов не стоит. Наоборот, следует принимать меры для уменьшения плотности намотки, межвиткового давления, исключения возможности потери устойчивости другого вида – образования «птички» и сваривания витков полосы в рулоне при последующем отжиге. Следовательно и регулирующее воздействие на процесс намотки рулонов холоднокатаных полос должно быть другим, противоположным по сравнению с названным выше способом намотки рулонов горячекатаного металла. Заметим, что в нашем обзоре [130] рассматривался способ смотки горячекатаных полос в рулоны, заключающийся в том, что при намотке рулона температуру полосы в её головной части поддерживают высокой, а в хвостовой низкой. Разность температур переднего и заднего концов полосы здесь также должна составлять 50-200°С, а температура по длине полосы изменяться по линейной зависимости. Но градиент функции $d\sigma_o/d\ell$, где ℓ – длина полосы, уже другого знака, отрицательный. Этот способ был разработан для компенсации негативного влияния неравномерности охлаждения различных витков смотанной в рулон полосы на механические свойства горячекатаной стали.

Таким образом, при производстве горячекатаной стали в зависимости от её химического состава, условий деформации в черновых и чистовых клетях, условий охлаждения на отводящем рольганге ШСГП температуру сматываемых в рулоны полос можно как увеличивать, так и уменьшать по их длине для решения конкретных технологических задач и обеспечения требуемого качества готовой продукции.

Сделанные выше выводы о существенном влиянии температуры как горячекатаных, так и холоднокатаных полос на уровень межвитковых давлений в

рулонах, на сопротивляемость рулонов потере устойчивости показывают, что эффект температуры можно использовать в виде канала регулирования процесса намотки рулонов и холоднокатаного металла. Т.е., воздействуя на температуру прокатываемых и сматываемых в рулоны холоднокатаных полос, управлять напряженно-деформированным состоянием рулонов на барабане моталки, после снятия с барабана моталки и по мере их остывания перед отжигом. Такая идея была реализована авторами[1] патента Российской федерации RU 2236917C1, в котором предложено в установившемся процессе холодной прокатки снижать температуру по длине прокатываемой и сматываемой в рулон полосы. Причем, разность между температурой полосы в начале и в конце намотки рулона устанавливают в диапазоне 5….100°С. Технический эффект при использовании изобретения заключается в исключении дефектов типа «излом», «пятна слипания-сварка», «царапины», «риски» на поверхности готовых листов и полос.

Исключение отмеченных дефектов объясняется тем, что в отличие от других известных способов производства рулонного полосового металла здесь в качестве технологического приема используется снижение, согласно наперед заданному закону, температуры полосы в процессе прокатки и смотки по мере увеличения диаметра сматываемого рулона. После усреднения температуры витков полосы в рулоне в процессе его остывания внутренние первоначально более горячие витки, остывая, сокращаются в длине, а наружные, изначально более холодные, нагреваясь, дополнительно удлиняются. Соответствующим образом изменяются величины упругой деформации витков в радиальном направлении. За счет этого плотность намотки ослабевает. Главное, что усреднение температуры и снижение плотности намотки происходит в период, когда рулон находится в вертикальном положении после его кантовки из горизонтального положения перед отжигом в колпаковой печи. В этот период нет опасности проседания рулона под действием собственной массы, что могло бы произойти, если бы неплотность рулона достигалась за счет меньшего натяжения полосы при его намотке. В последнем случае неплотно смотанный рулон, находясь в горизонтальном положении, проседал бы сразу после его снятия с барабана моталки. Таким образом, после усреднения температуры по толщине намотки рулона уровень межвитковых давлений снижается, что существенно влияет на взаимодействие поверхностей полосы в рулоне в процессе отжига. Чем меньше величина межвитковых давлений, тем меньше сцепление (слипание, сваривание) поверхностей под действием высоких температур.

В целом, по мнению авторов рассматриваемого патента, решается задача формирования в процессе отжига рулонов такого уровня распределения усилий,

[1] И.Ю. Приходько, В.Н. Скороходов, В.П. Настич, П.П. Чернов, В.В. Акишин, Е.А. Парсенюк, В.И. Тимошенко, А.П. Долматов, В.Н. Синельников, В.Б. Рубанов

обусловливающих сцепление смежных витков полосы, при котором они не превышают критических значений, соответствующих свариванию (схватыванию) контактирующих поверхностей.

Снижение температуры полосы по ходу намотки рулона менее чем на 5°С не позволяет достичь требуемого эффекта. Получаемое при этом уменьшение межвитковых давлений не обеспечивает снижения степени сцепления витков в процессе отжига до безопасного уровня, необходимого для исключения схватывания, сваривания витков полосы в рулоне. Если температуру полосы от начала смотки рулона до ее окончания снижать более чем на 100°С, то возможно возникновение в рулоне зон с неплотным прилеганием витков. Это приводит к проскальзыванию витков друг относительно друга в процессе размотки рулонов на дрессировочном стане или в линии агрегата резки. Как следствие, возникают царапины и риски на поверхности металла, ухудшающие его качество. Кроме того, повышается вероятность потери устойчивости рулонов в виде проседания их под действием собственной массы. Закон изменения температуры полосы в процессе намотки рулона выбирают в пределах диапазона 5…100°С в зависимости от натяжения смотки, шероховатости поверхности и неплоскостности прокатываемой полосы.

Рассматриваемый способ производства рулонного полосового проката реализовали на пятиклетьевом стане 2030 Новолипецкого металлургического комбината. Прокатывали полосы шириной 1000 мм, толщиной 0,5 мм из подката толщиной 2,5 мм со скоростью 20 м/с и сматывали в рулоны массой 25 т с постоянным натяжением 30 Н/мм^2. Шероховатость поверхности полос составляла Ra = 0,7 мкм. По мере увеличения диаметра рулона от 650 мм до 1950 мм температуру прокатываемых и сматываемых в рулоны полос понижали по линейному закону от 135°С до 30°С путем увеличения суммарного расхода смазочно-охлаждающей жидкости, подаваемой в клети стана, от 480 до 1400 м^3/ч.

На рис. 9.37, 9.38, 9.39 показаны приведенные в описании патента RU 2236917C1 различные варианты изменения температуры полосы по ходу намотки рулонов и полученные при этом распределения межвитковых давлений (радиальных контактных напряжений) в рулонах после усреднения температуры по толщине намотки и распределения удельных усилий разделения витков в рулоне после колпакового отжига. Как видно, в случае намотки рулонов при неизменной температуре (135°С) полосы межвитковое давление достигает максимального в зоне радиуса рулона 475 мм и снижается во внешних витках при радиусе более 750 мм. После 50 часов нагрева и выдержки при высокой температуре рулонов в процессе отжига удельные усилия разделения смежных витков превосходит безопасный уровень, равный 3 Н/мм^2. Как результат этого происходило схватывание смежных витков и при дрессировке металла возникали дефекты «излом» и «пятна слипания-сварка».

Судя по графикам на рис. 9.38 и 9.39, снижение температуры полосы по ходу намотки рулона более чем на 100°С является чрезмерным. Возникает опасность проскальзывания витков при размотке рулона во время дрессировки и образования дефектов «царапины», «риски». Исключение дефектов типа «излом», «пятна слипания-сварка», «царапины», «риски» достигалось уже при изменении температуры сматываемой в рулон полосы от 135°С до 85°С, т.е. на 50°С (кривые 2 на рис. 9.38 и 9.39).

Следует заметить, что вне зависимости от режимов натяжения полосы при намотке рулонов в процессах холодной прокатки или дрессировки во время остывания и хранения рулонов в горизонтальном или вертикальном положениях температура витков по толщине намотки перераспределяется и выравнивается, а общий уровень радиальных и тангенциальных напряжений снижается. Происходит релаксация напряжений и в случаях длительного времени хранения рулонов тонколистовой стали в горизонтальном положении они могут расслаиваться и проседать. Естественно, что в процессе нагрева рулонов холоднокатаной стали во время отжига релаксация напряжений ускоряется, уровень межвитковых давлений существенно понижается. При отжиге в колпаковых печах рулоны располагаются в вертикальном положении, при котором нет предпосылок для их проседания, однако возникает опасность повреждения торцов рулона.

Говоря о релаксации напряжений в рулонах холоднокатаных полос после снятия их с барабана моталки непрерывного или реверсивного стана холодной прокатки, необходимо иметь в виду, что вследствие разупрочнения упругие

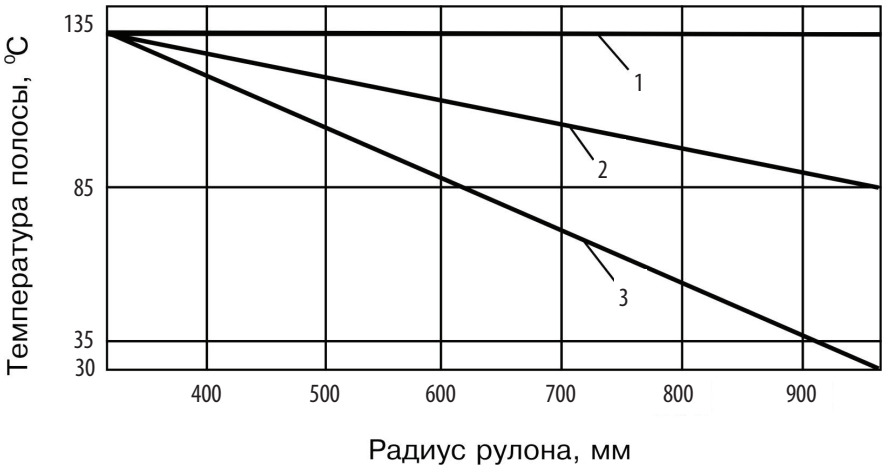


Рис. 9.37. Примеры изменения температуры полосы по ходу намотки рулонов. Линия 1 – при постоянной температуре полосы по ходу намотки рулона; **2** – при снижении температуры на 50°С; **3** – на 105°С. Условия прокатки обозначены в тексте

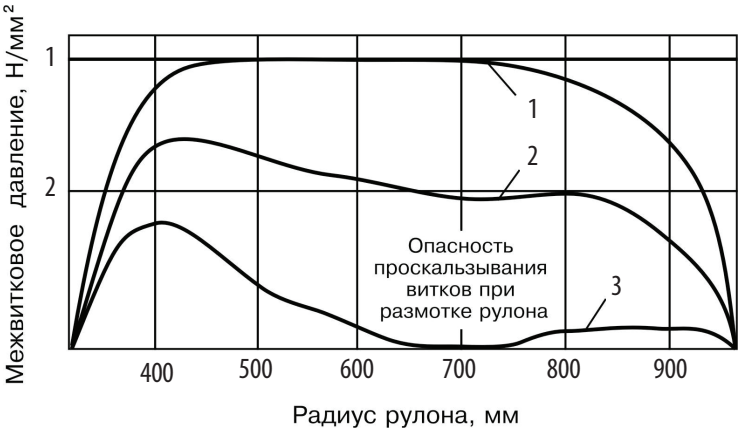


Рис. 9.38. Распределение межвитковых давлений по радиусу снятых с барабана моталки рулонов после усреднения в них температуры. Кривая 1 – смотка рулонов при неизменной температуре полосы; **кривая 2** – со снижением температуры полосы по ходу намотки на 50°С; **кривая 3** – со снижением на 105°С. Условия прокатки обозначены в тексте

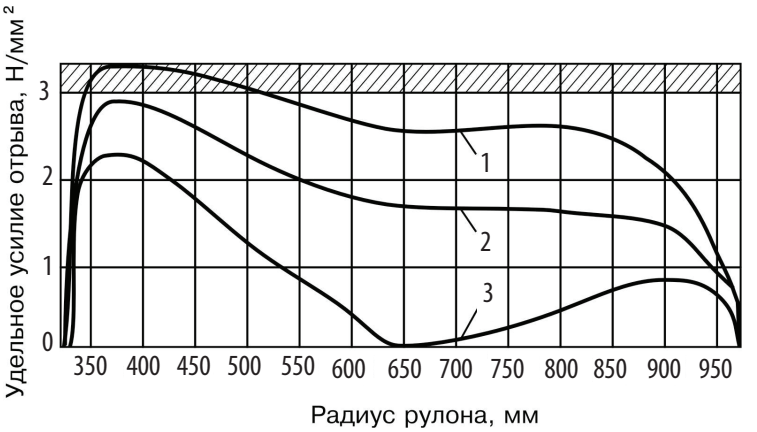


Рис. 9.39. Распределение удельных усилий разделения витков в рулонах после колпакового отжига. Кривая 1 – в случае смотки рулонов при постоянной температуре полосы; **кривая 2** – со снижением температуры полосы по ходу намотки рулона на 50°С; **кривая 3** – со снижением на 105°С. Заштрихована область опасности схватывания (сваривания, слипания) поверхностей смежных витков. Условия прокатки обозначены в тексте

деформации переходят в остаточные. Величина остаточных деформаций витков полосы в рулоне зависит от температуры и продолжительности процесса разупрочнения, а главное, различна по ширине полосы и толщине намотки рулона, поскольку уровень напряжений в разных витках различный. Остаточные деформации металла в процессе релаксации напряжений изменяют первоначальные профиль и форму полосы. Во время пребывания холоднокатаной полосы в рулоне может улучшиться её плоскостность. Именно поэтому после отжига в рулонах плоскостность полос часто оказывается лучшей, чем у металла, подвергнутого непрерывному отжигу.

Анализ изложенных выше способов намотки рулонов холоднокатаных полос позволяет сделать вывод о возможности и целесообразности совмещения, объединения различных технических решений, что позволит более эффективно использовать достоинства каждого из них. Например, анализируя рассмотренное выше влияние шероховатости поверхности полос на напряженно-деформированное состояние рулонов, сотрудники[1] Института черной металлургии НАН Украины предложили при реализации ступенчатого режима натяжения сматываемых в рулоны полос учитывать величину шероховатости их поверхности. А именно, количество витков полосы в рулоне, вначале смотанных с повышенным натяжением (рис. 9.36), увеличивать при уменьшении шероховатости поверхности металла. Предложено также при намотке внутренних витков рулонов с повышенным натяжением (рис. 9.36) температуру прокатываемых и сматываемых полос увеличивать прямо пропорционально величине превышения натяжения.

На некоторых предприятиях сложилось мнение, что склонность к свариванию витков полосы в рулонах при последующем отжиге холоднокатаной стали, которая численно может быть оценена по усилию раздирки сварившихся поверхностей смежных витков, находится в прямой зависимости от величины суммарного обжатия полосы при холодной прокатке. Согласно приведенным выше экспериментальным данным и результатам расчетов степень сваривания контактирующих поверхностей металла прямо зависит от контактного давления, т. е. от межвиткового давления в рулоне после снятия его с барабана моталки, которое является функцией натяжения полосы при намотке рулона. Чем больше было натяжение полосы при намотке, тем выше значения межвиткового давления в рулоне и тем большее усилие требуется приложить для раздирки сварившихся во время отжига витков полосы в рулоне. Получается, что для снижения степени сваривания витков в рулоне при последующем отжиге необходимо при большей величине суммарного обжатия полосы в процессе прокатки устанавливать меньшее натяжение полосы между последней клетью и моталкой. Соответственно при уменьшении суммарной деформации полосы натяжение при ее смотке в рулон надо увеличивать.

[1] И.Ю. Приходько и др.

Противоположная точка зрения на выбор величины натяжения холоднокатаных полос в рулоны высказана в статье [126]. Авторы этой работы статистически обработали результаты испытаний на разрыв при температуре 710°С образцов листовой стали 08Ю, прокатанной с суммарными обжатиями 50-70%, и показали, что величина предела текучести стали при названной температуре прямо пропорциональна пределу текучести подката и суммарной степени деформации при холодной прокатке. Далее полагая, что сваривание витков холоднокатаных полос в рулонах при отжиге определяется пластической деформацией микронеровностей контактирующих поверхностей под действием температуры и межвиткового давления, пришли к выводу, что, если предел текучести стали при температуре отжига выше, то микронеровности будут сминаться меньше и опасность сваривания витков снизится. Т.е., чем выше предел текучести стали при температуре отжига, тем опасность сваривания контактирующих поверхностей слабее и, следовательно, натяжение полос при смотке рулонов на стане холодной прокатки может быть большим. Такая логика приводит к выводу о том, что натяжение сматываемых в рулоны полос можно увеличивать в случаях более прочного исходного подката и при большей суммарной деформации полос в процессе холодной прокатки. В итоге было предложено [126] величину натяжения между последней клетью и моталкой стана холодной прокатки (в частности, четырехклетьевого стана 2500 Магнитогорского металлургического комбината) устанавливать равной 0,8-0,9 предела текучести холоднокатаной стали при температуре 710°С.

Авторы работы [126] также подтвердили ранее высказанное мнение о том, что смотка холоднокатаных полос в рулоны при постоянном натяжении неэффективна, имеет недостатки. А именно, затруднен захват моталкой переднего конца полосы. Кроме того, распушиваются наружные витки при снятии рулона с барабана моталки. Потом при затягивании витков во время размотки рулона на поверхности полосы образуются царапины. Для исключения этих негативных явлений было предложено первые пять-десять витков сматывать с натяжением в 1,5-1,7 большим номинального, а наружные восемь-десять витков – с натяжением равным 1,2-1,3 величины номинального натяжения, при котором наматывается основная часть рулона. Этот режим натяжения подобен показанному на рис. 9.36 (посередине в верхнем ряду). Отличие лишь в том, что при намотке последних наружных витков натяжение полосы резко увеличивают. Подчеркивается, что в общем случае уровень натяжения сматываемой в рулон полосы должен быть минимальным, но исключать смещение витков полосы в рулонах при их размотке на дрессировочном стане.

Следуя логике авторов рассматриваемой работы [126], можно заключить, что режимы натяжения холоднокатаных полос при смотке их в рулоны должны учитывать свойства стали (марку стали), температурно-деформационные условия горячей прокатки и многие другие факторы, влияющие на сопротивление пластической деформации микрорельефа поверхности витков полосы в рулонах

при их нагреве и выдержке во время отжига в колпаковых печах, на склонность к свариванию контактирующих под давлением поверхностей полосы при высоких температурах. Скорее всего такой подход к выбору натяжения холоднокатаных полос при смотке их в рулоны является в принципе правильным. Вопрос только в том, насколько значимо влияние каждого из вышеперечисленных факторов на напряженно-деформированное состояние рулонов при отжиге и межвитковое сваривание полосы. И следует ли из-за слабо влияющих факторов усложнять технологию холодной прокатки и смотки прокатанных полос в рулоны.

Заметим, что подход к рассмотрению явления сваривания витков полосы в рулонах при отжиге холоднокатаной стали, предложенный в заслуживающей внимания работе [126], не учитывает эффект восстановления упруго деформированных микронеровностей поверхностей металла и изменения вследствие этого напряженного состояния рулона при снятии его с барабана моталки и последующем нагреве в процессе отжига.

Известный факт уменьшения межвиткового сваривания в рулонах во время отжига при повышении загрязненности поверхности холоднокатаной стали, естественно, не должен увязываться с режимами натяжения полос при смотке их в рулоны на стане холодной прокатки. Количество жировой составляющей в эмульсии, степень её очистки, меры по удалению остатков эмульсии с поверхности сматываемых в рулоны холоднокатаных полос должны обеспечивать высокую чистоту поверхности готовой листопрокатной продукции, её товарный вид и пригодность к последующей переработке.

В процессе прокатки фактическое относительное обжатие отклоняется от номинального из-за разнотолщинности подката. С учетом того, что при холодной прокатке полос на современных станах входная разнотолщинность практически устраняется, отклонение относительного обжатия от номинального можно определить как отношение входной разнотолщинности к номинальной толщине подката.

Фактическое суммарное относительное обжатие каждого сечения прокатываемой полосы в рассматриваемом способе[1] коррекции натяжения намотки рулона определяется как алгебраическая сумма номинального относительного обжатия и указанного отклонения, которое должно вводиться в систему исполнительного механизма синхронно с выходом из последней клети соответствующего сечения полосы. При этом полученное фактическое относительное обжатие сравнивается с той величиной относительного обжатия, которому соответствует начальная уставка натяжения. Если имеется отклонение, то дается сигнал исполнительному механизму для коррекции величины натяжения смотки.

Таким образом, применение рассмотренного способа позволяет при смене сортамента, а также при отклонении толщины подката от номинального значе-

[1] Предложен Е.А. Парсенюком, В.Л. Мазуром, Е.А. Паргамоновым, В.Т. Тиликом, И.Г. Овчаровым, В.А. Сыромясским, В.М. Котовым

ния обеспечить такую коррекцию величины натяжения на моталке, благодаря которой достигается качественная плотная намотка и при последующем отжиге рулонов уменьшается свариваемость витков полосы.

Механизм влияния суммарного обжатия полосы в процессе холодной прокатки на степень сваривания витков в рулонах при последующем отжиге холоднокатаной стали обусловлен, прежде всего, повышением температуры прокатанной полосы при увеличении степени ее деформации. А приращение температуры воздействует на уровень межвитковых давлений в рулоне таким же образом, как и приращение натяжения намотки.

В производственных условиях удобно применять способ намотки, согласно которому рулоны малого диаметра, например однополосные, наматывают при повышенном натяжении. Если же рулон состоит из двух-трех полос, то после намотки примерно ⅓ рулона натяжение полосы уменьшают в 1,2-2 раза. При таких режимах намотки межвитковые давления получаются примерно одинаковыми и в малых, и в больших рулонах. Как уже было отмечено ранее, на многих прокатных станах так и поступают. Примеры используемых на практике режимов натяжения при намотке холоднокатаных полос показаны на рис. 9.36.

Параллельно с применением эффективных способов намотки рулонов холоднокатаных полос сваривание металла при отжиге целесообразно уменьшать за счет нанесения на поверхность полос ингибиторов сваривания. Так, в смазочно-охлаждающую жидкость при прокатке в качестве ингибитора сваривания можно вводить аэросил (высокодисперсный кремнезем) в количестве 0,001-0,005%. С целью повышения защитных свойств металла от сваривания и повышения стабильности смазочно-охлаждающей жидкости было предложено[1] в ее состав дополнительно вводить полиакриламид, а в качестве ингибитора сваривания применять кремнезоль при следующем соотношении компонентов, % по массе: полиакриламид – 0,01-0,05; кремнезоль (в пересчете на SiO_2) – 0,05-0,2; смазочно-охлаждающая жидкость – остальное.

В процессе отжига холоднокатаных полос при температурах более 680ºС аэросил или кремнезоль реагирует с окислами железа, алюминия, марганца и образует на поверхности стали пленку, предохраняющую витки рулонов от сваривания. Полиакриламид вводится для стабилизации золя кремневой кислоты (кремнезоля) в смазочно-охлаждающих жидкостях. Исследования показали, что, например, добавки кремнезоля в количестве 0,2-0,3% и полиакриламида в количестве 0,05% в смазочно-охлаждающую жидкость на основе эмульсола ОМ при холодной прокатке стали 08кп обеспечивают снижение усилия отрыва сварившихся при последующем отжиге листов с 2,9 до 0,19-0,2 Н/мм^2. Подобные добавки к смазочно-охлаждающим жидкостям, применяемым при прокатке,

[1] Предложено О.С. Касьяном, В.Л. Мазуром, В.И. Мелешко, Д.Д. Хижняком, Н.П. Нетесовым, А.И. Добронравовым, И.В. Есиповым.

разработаны фирмами ФРГ, США, Японии. В работе [122] приведены результаты лабораторных экспериментов по оценке влияния средств на основе жидкого калиевого стекла на сваривание витков полосы в рулонах при отжиге. При концентрациях этого вещества в воде ~0,5% усилие разделения контактирующих поверхностей металла снижалось в 2-3 раза. Однако следует иметь в виду, что подобные присадки могут загрязнять оборудование прокатного стана и ухудшать чистоту поверхности готовой листопрокатной продукции.

При смотке полос с нарушениями плоскостности и поперечной разнотолщинности в местах искажения профиля и формы контактные давления между витками существенно возрастают. Это создает предпосылки для локального (на отдельных участках полос по их ширине) слипания-сварки поверхностей смежных витков. При размотке рулонов на этих участках образуются полосы – линии скольжения, реже изломы. В случае сильного локального искажения профиля и формы полос после прокатки в процессе размотки рулонов происходит пластическая деформация полосы с образованием желоба и интенсивным образованием по его поверхности полос – линий скольжения. При прохождении через натяжное устройство и валки на месте желоба может образоваться складка.

Искажения формы холоднокатаной полосы, обусловленные неудовлетворительным профилем поперечного сечения подката, приводят к более сильному слипанию-сварке витков в рулонах и грубым полосам – линиям скольжения по сравнению с искажениями формы из-за нарушения технологии холодной прокатки, например местного перегрева валков. Наиболее неблагоприятным с точки зрения локального слипания-сварки витков полосы в рулонах является вогнутый профиль поперечного сечения подката. В этом случае рассматриваемые дефекты образуются на кромках, что существенно увеличивает опасность порывов полос при последующей дрессировке. Наилучшим для производства тонких холоднокатаных полос и жести является горячекатаный подкат, имеющий выпуклый профиль поперечного сечения с поперечной разнотолщинностью в пределах 0,02-0,05 мм. Локальные искажения профиля поперечного сечения подката не должны превышать 0,02 мм, а разнотолщинность кромок должна быть не более 0,03 мм. Более подробно об этом говорилось в предыдущих главах книги. Здесь же рассмотрим лишь влияние выпуклости профиля поперечного сечения холоднокатаных полос, поперечной разнотолщинности и локальных утолщений на напряженно-деформированное состояние рулонов и обусловленные этими факторами последствия.

Сильные утолщения на локальных участках горячекатаного металла (подката) при холодной прокатке с высокими степенями деформации (до 90%), как правило, преобразуются в местную волнистость холоднокатаных полос со всеми сопутствующими ей негативными эффектами. Это особенно ярко проявляется при производстве особо тонких полос, жести [50, 126]. Но даже небольшие локальные утолщения по ширине полос подката в процессе холодной прокатки

не разглаживаются, а трансформируются в подобные местные утолщения профиля поперечного сечения холоднокатаных полос. Степень уменьшения высоты локальных утолщений, как и величины общей выпуклости профиля поперечного сечения подката, пропорциональна коэффициенту суммарной вытяжки металла при холодной прокатке. Т.е., в случае сохранения неизменной плоскостности металла исходная относительная поперечная разнотолщинность подката наследуется профилем поперечного сечения холоднокатаных полос. При смотке в рулоны смежные витки полосы естественно контактируют прежде всего в зонах утолщений металла, где происходит концентрация напряжений, возрастание межвитковых давлений.

Производственная практика показала, что на полосах жести после холодной прокатки практически всегда имеются незначительные локальные утолщения наследственно переходящие с подката. Локальные утолщения по ширине профиля менее 0,3-0,5% толщины полосы, как правило, не приводят к нарушениям формы при прокатке и дрессировке. Однако при намотке тонкой (0,25 мм и менее) жести с достаточно высокими натяжениями в результате наложения этих утолщений на рулоне образуются местные кольцеобразные выпуклости, которые могут привести к искажению формы полос. После размотки рулонов искажения формы полос имеют вид местной волнистости. Для предотвращения такого дефекта на Карагандинском металлургическом комбинате смотку полос жести в рулоны осуществляют при удельных натяжениях не более 35-40 Н/мм^2.

При прокатке особо тонких полос и лент на реверсивных станах из-за неравномерного распределения тангенциальных и радиальных напряжений в рулонах по ширине полос, вызванного их поперечной разнотолщинностью, могут появляться складки и относительное смещение витков рулонов в поперечном направлении, т.е. потеря устойчивости рулонов. По мнению авторов работ [132, 133] это явление связано с возникновением выпуклости образующей рулона из-за выпуклого профиля поперечного сечения полосы. По мере намотки рулона выпуклость его образующей возрастает, что сопровождается увеличением продольных напряжений в средней части сматываемой в рулон полосы. Эти повышенные продольные напряжения и являются причиной образования складок на полосе и в рулоне. Если образующая рулона имеет вогнутую форму из-за неравномерного износа барабана моталки, установленной на нем гильзы или вогнутого профиля поперечного сечения полосы, то складки на полосе образуются под действием уже напряжений, направленных перпендикулярно оси прокатки к центру полосы. Клиновидность поперечного сечения полосы приводит к смещению витков в рулоне, сползанию их влево или вправо относительно оси прокатки.

В работах [132, 133] приведены результаты замеров профиля образующей рулонов при намотке стальных полос толщинами 0,10-0,15 мм с волнистостью по краям (амплитуда волны 2,38±0,1 мм, длина волны 148,8±45,3 мм) и попереч-

ной разнотолщинностью равной 2,0-2,5% от толщины. Профили образующих рулонов измеряли на четырехвалковом стане 135/480×450 и 20-валковом стане 540. Профиль барабанов моталок имел выпуклость равную 0,13±0,26 мм. Профиль образующей рулона при намотке практически плоской полосы имел выпуклость 0,94±0,17 мм (рис. 9.40.*а*). При намотке полос с волнистостью по кромкам рулоны имели выпуклость в средней части по ширине полос величиной 0,91±0,16 мм (рис. 9.40.*б*).

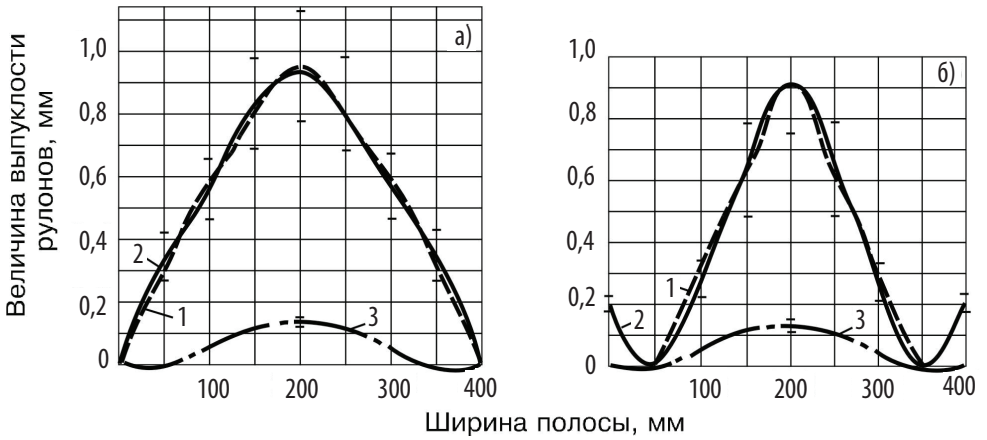


Рис. 9.40. Профили образующих рулонов (1 – аппроксимированный; 2 – по измерениям) и барабанов моталок (3 – по измерениям) на стане 540 при прокатке ровных полос (а) и полос с волнистостью (б) [132]

При проведении экспериментов на реверсивном стане 135/480×450 на барабаны правой и левой моталок устанавливали гильзы с вогнутым профилем. Диаметр гильзы по оси прокатки был на 1,4 мм меньше, чем по ее краям. Поперечная разнотолщинность полосы толщиной 0,1 мм составляла примерно 2 мкм. Натяжение полосы при намотке рулонов было 198 Н/мм^2. В этих условиях различие в диаметре рулона из 9087 витков по середине полосы и на расстоянии 5 мм от края составляло 1,65 мм. Профиль рулона на участке середины полосы был выпуклый. Вследствие поперечной разнотолщинности полосы витки в рулоне контактировали в средней части полосы, а на краях образовывались зазоры, по величине близкие к величине разнотолщинности полос.

Исследования показали, что при намотке рулона первые витки полосы плотно прилегают друг к другу по всей ширине. По мере намотки рулона на барабан моталки из-за выпуклости профиля поперечного сечения полосы натяжение вблизи

её кромок ослабевает и становится равным нулю, что приводит к образованию межвитковых зазоров по краям рулона. После намотки третьей части рулона зона плотного контакта витков располагается на участке, равном 0,7 ширины полосы. В таких случаях натяжение намотки распределяется неравномерно по ширине полосы. Величина продольных напряжений в середине полосы увеличивается до 3,5 раз, что может привести к ее обрыву. Радиальные и тангенциальные напряжения концентрируются в средней части по ширине рулона. Возрастает опасность сваривания витков при отжиге или потери устойчивости рулонов и образования дефектов «птичка».

Результаты авторов работы [132] согласуются с выводами других исследователей. На рис. 9.41 в виде иллюстрации сказанному показан механизм формирования рулона. Как видно, из-за выпуклости поперечного сечения полосы наружный радиус верхнего витка посередине ширины полосы $r_{нар}^{ср}$ больше радиуса вблизи кромки полосы $r_{нар}^{кр}$, т.е $r_{нар}^{ср} > r_{нар}^{кр}$. Вследствие этого скорость поверхности полосы при формировании верхнего витка в средней части будет большей, чем по краям рулона: $V^{ср} > V^{кр}$. Соответственно при неизменной величине создаваемого моталкой полного натяжения, удельные натяжения по ширине полосы не будут одинаковыми. В средней части по ширине полосы величина натяжения смотки будет большей, чем по краям. Например, при смотке в рулон полосы с выпуклостью 2% от её толщины со средним значением натяжения 40 Н/мм^2 в средней части по ширине уровень натяжения достигает 90 Н/мм^2. После снятия с моталки рулона, смотанного в таких условиях, его напряженно-деформированное состояние изменяется по разному в различных сечениях по ширине полосы, а это влияет на плоскостность металла.

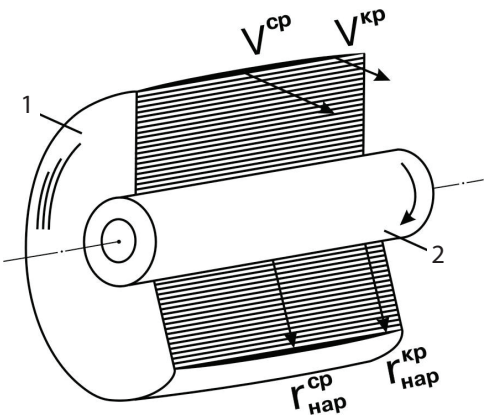


Рис. 9.41. Механизм намотки на барабан моталки холоднокатаных полос с выпуклым профилем поперечного сечения:
1 – витки полосы в рулоне;
2 – барабан моталки.
Остальные обозначения в тексте

Очевидно, что если сматываемая в рулон полоса с выпуклым профилем поперечного сечения имеет в средней части по ширине определенную коробоватость, то распределение растягивающих напряжений по ширине полосы может быть равномерным даже в случае наличия выпуклости образующей рулона. В таком случае напряженно-деформированное состояние рулона будет одинаковым во всех сечениях по его ширине. Во время остывания рулона после снятия с барабана моталки и при последующем его нагреве в процессе отжига уровень радиальных и тангенциальных напряжений снизится. Изменения температурного поля будут сопровождаться перераспределением напряжений в радиальном и осевом направлениях рулона, на что, конечно, исходная коробоватость холоднокатаного металла влиять будет.

Выше было показано, что величина межвитковых зазоров существенно зависит от контактного давления смежных витков полосы и наиболее сильно изменяется в начальный момент нагружения, когда радиальные усилия в рулоне еще сравнительно невелики (рис. 9.4). Поскольку максимальные межвитковые давления в рулонах из полос с выпуклым профилем поперечного сечения сосредоточены в средней части по ширине рулона, то именно на этих участках происходит максимальное сближение поверхностей контактирующих витков. Величина этого сближения, т.е. величина, на которую уменьшаются межвитковые зазоры под действием нагрузки, соизмерима с величиной выпуклости профиля поперечного сечения полосы. Например, если выпуклость профиля подката горячекатаных полос толщиной 2,5 мм равна 0,05 мм, то выпуклость холоднокатаных полос толщиной 0,5 мм будет примерно 0,01 мм, что составляет 2% от их толщины. Согласно экспериментальным данным, приведенным на рис. 9.4, на близкую величину уменьшаются зазоры между витками полосы под действием межвиткового давления, возникающего при смотке прокатываемых полос в рулоны. Поэтому рулоны, состоящие из двух-трех тысяч витков холоднокатаных полос с выпуклым профилем поперечного сечения, не имеют существенной выпуклости.

Следует также отметить, что сопротивление изгибу в поперечном направлении сматываемой с натяжением полосы повышается с увеличением её толщины h, модуля упругости E материала и понижается при увеличении ширины B полосы. Проводя аналогию с сопротивлением изгибу под нагрузкой балки прямоугольного сечения, вероятность изгиба полосы можно предположить пропорциональной B^2/Eh^2. В соответствии с этим предположением при смотке в рулоны сравнительно толстых и узких полос влияние выпуклости их профиля поперечного сечения на выпуклость образующей рулона ослабевает. Уменьшаются неравномерность распределения удельного натяжения по ширине полос и концентрация межвиткового давления в средней части рулонов со всеми вытекающими из этого последствиями.

Рассмотренный механизм формирования рулонов при смотке полос с выпуклым профилем поперечного сечения и обусловленные этим проблемы возможной потери устойчивости рулонов наиболее актуальны при производстве жести, при увеличении ширины прокатываемых полос и уменьшении их толщины. Из всего сказанного следует очевидный вывод о необходимости измерять и регулировать натяжение по ширине прокатываемых и сматываемых в рулоны полос. Такое техническое решение было предложено в способе намотки холоднокатаной полосы [134].

Авторы работ [135, 136] напряженно-деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос в положениях «на барабане моталки» и после снятия с барабана моталки рассчитывали с помощью зависимостей (9.12), опубликованных в нашей книге [127]. Далее сопоставляли зоны максимальных напряжений в рулонах после снятия с моталки и при нагреве их во время отжига с местами наиболее вероятного возникновения дефектов «излом» в процессе дрессировки полос. Как и ожидалось, сваривание витков в рулонах при отжиге и образование дефектов «излом» наблюдаются примерно в средней части по толщине намотки, где радиальные напряжения достигают наибольших значений. Приведенные выше выводы о необходимости регулировать натяжение по ширине сматываемых в рулоны холоднокатаных полос в зависимости от профиля их поперечного сечения в этих публикациях подкреплены экспериментальными данными, полученными на пятиклетьевом стане 2030 Новолипецкого металлургического комбината. Для создания относительно равномерного поля напряжений по ширине и толщине намотки рулонов разнотолщинных полос необходимо, чтобы удельные натяжения уменьшались в утолщенных зонах по ширине полос и увеличивались на участках, где толщина полос меньше. Натяжение по ширине полос предлагается изменять путем регулирования их плоскостности. Наибольшая опасность возникновения дефектов «излом» возникает в случаях, когда полосы с асимметричным (клиновидным) профилем поперечного сечения сматываются в рулоны при равномерном распределении удельного натяжения по их ширине. Полосы с выпуклым профилем поперечного сечения необходимо сматывать в рулоны, создавая максимальное натяжение по краям полос, а минимальное – в средней части по их ширине. Рекомендации [135, 136] по предотвращению изломов при размотке рулонов на дрессировочном стане аналогичны приведенным в работах [42, 43]. Предлагается на входе в дрессировочный стан установить дополнительный ролик, который должен огибаться полосой и перемещаться в горизонтальной плоскости в направлении клети по мере размотки рулона. Применение такой схемы размотки рулона на дрессировочном стане позволяет снизить напряжения отрыва верхних витков полосы при их слипании и уменьшить напряжения от

изгиба разматываемой полосы. За счет перемещения ролика в горизонтальной плоскости угол отделения витка полосы от рулона остается постоянным. Резкие изгибы полосы при отделении витков от рулона в случаях их сваривания во время отжига, приводящие к дефектам «излом» с утонением, исключаются.

Как показано в работе [132], в промышленной практике при производстве особо тонкого металла для устранения или смягчения негативных эффектов, обусловленных выпуклостью поперечного сечения сматываемых в рулоны полос, специальным образом профилируют барабан моталки или гильзу, на которую наматывается рулон. Например, придают гильзе вогнутый профиль. По мере намотки рулона, как было показано выше, давление на барабан моталки возрастает. В результате его поверхность прогибается. Вследствие сползания сегментов изменяется жесткость намоточного барабана. Известны предложения по регулированию, изменению выпуклости барабана моталки в процессе намотки рулона с помощью специального гидравлического устройства, расположенного внутри барабана. Однако пока нет информации о реализации таких решений. Видимо они сложны в исполнении, а их эффективность не столь велика, как того хотелось бы.

Наиболее интенсивно дефекты «излом» и «полосы-линии скольжения» возникают непосредственно при размотке полос из рулонов (в момент отрыва полосы от тела рулона). Рекомендуется для предотвращения изломов избегать изгибов полос с радиусом кривизны меньше критического, величина которого зависит от механических свойств, толщины, удельного натяжения полосы и количественно определяется (для металла с пределом текучести 240 Н/мм^2 при натяжении полосы 70 Н/мм^2) соотношением $R_{кр} \geq 235h$, где $R_{кр}$ – радиус кривизны полосы при изгибе, мм; h – толщина полосы, мм [42, 43].

Допустимый радиус кривизны уменьшается с увеличением предела текучести и понижением удельного натяжения полосы. Схема размотки рулонов полос на дрессировочном стане должна обеспечивать минимальный уровень суммарных изгибных деформаций.

В процессе отжига и при транспортировании рулонов в термическом отделении цехов холодной прокатки должна быть сведена к минимуму возможность повреждения поверхности рулонов. Места механических травм и повреждений образующей и торцевых поверхностей рулонов являются дополнительными очагами слипания-сварки витков.

Моталки и разматыватели высокоскоростных прокатных и дрессировочных станов в цехах холодной прокатки работают, как известно, в интенсивных режимах со значительными динамическими перегрузками, возникающими прежде всего из-за неконцентричности рулонов и барабанов, что в свою очередь вызывает колебания натяжения полосы. Эти колебания приводят к ударным нагрузкам

на электрическую и механическую части оборудования, появлению продольной разнотолщинности и искажают заданное напряженное состояние в смотанном рулоне. Биение рулонов при размотке на дрессировочном стане ухудшает их аксиальную устойчивость и вызывает появление линий скольжения из-за неравномерного распределения натяжения по ширине полосы [123].

Исследования, проведенные НИИТяжмаш (г. Свердловск), показали, что амплитуда колебаний натяжения существенно зависит от скорости прокатки (дрессировки). Максимальные значения амплитуды наблюдаются в резонансных зонах на первой частоте собственных колебаний системы моталка-полоса-клеть. Высокочастотные (оборотные) колебания натяжения на моталке и разматывателе не устраняются существующими регуляторами натяжения, так как ток двигателя реагирует на мгновенные изменения натяжения с большим запаздыванием. Понижение амплитуды колебаний натяжения может быть достигнуто только при уменьшении биения рулона и барабана моталки (разматывателя), что в свою очередь обеспечивается выполнением ряда требований к намоточным машинам: равножесткость при восприятии радиальных нагрузок для исключения неравномерной деформации барабанов при намотке рулонов; максимальная концентричность относительно оси вращения поверхности барабана; максимальная жесткость опор машин.

При проектировании конструкций моталок и определении скоростных режимов прокатки или дрессировки стали нужно учитывать динамические нагрузки, возникающие в результате колебательного процесса в системе моталка-полоса-клеть. К основным технологическим мероприятиям, способствующим уменьшению колебаний натяжения при намоточно-размоточных операциях, можно отнести: сведение к минимуму подмоток в рулонах; периодическую шлифовку валов барабанов моталок в сборе с секторами для исключения их неконцентричности, появляющейся при эксплуатации; исключение из рабочих интервалов прокатки или дрессировки полос скоростей, соответствующих резонансным зонам.

Биение рулонов на разматывателе и моталке дрессировочного стана отрицательно сказывается и на свойствах металла. Из-за биения рулонов происходит периодическое изменение натяжения дрессируемой полосы, которое вызывает непостоянство обжатия полосы и усилия дрессировки. Следствием этого является неравномерность механических свойств и шероховатости поверхности по длине дрессированной полосы.

Все вышеизложенное позволяет заключить, что выбор режимов намоточно-рамоточных операций нужно осуществлять на основе комплексного подхода (расчета напряженного состояния рулонов, проверки режимов по критериям их устойчивости, подбора величины и закона изменения натяжения смотки с учетом

конкретных технологических параметров – габаритов и массы рулонов, сортамента, состояния поверхности сматываемых полос). При выборе режимов намотки необходимо учитывать следующие закономерности формирования напряженного состояния рулонов:

– зависимость межвиткового давления от натяжения смотки величиной до 100 Н/мм^2 близка к линейной;

– величина межвитковых давлений прямо пропорциональна толщине полосы (при одинаковой толщине намотки); в интервале толщин от 0,15 до 0,7 мм эта зависимость также близка к линейной;

– искажения профиля и формы сматываемых в рулоны полос вызывают существенное перераспределение межвитковых давлений по ширине и толщине намотки;

– с увеличением шероховатости поверхности полосы межвитковое давление понижается, наличие смазки на полосе увеличивает межвитковое давление только при малой шероховатости поверхности металла (Ra<0,5 мкм); после снятия рулона с барабана моталки значительное понижение межвитковых давлений наблюдается во внутренних витках (20-30% от общей толщины намотки) рулона;

– сильно влияющим на напряженно-деформированное состояние рулонов фактором является распределение температуры по длине сматываемой полосы.

Повышению стабильности намоточно-размоточных операций и улучшению качества полос способствует уменьшение колебаний натяжения, возникающих из-за неконцентричности рулонов и барабана намоточной машины. Для повышения устойчивости крупногабаритных рулонов при дрессировке целесообразно ограничивать ускорение в начальный момент размотки (не более 0,8 м/с^2).

9.7. Напряженно-деформированное и температурное состояние рулонов горячекатаных полос

Технологические режимы производства горячекатаных полос обычно предусматривают окончание прокатки в последней чистовой клети при температурах 840-930°С, охлаждение полос на отводящем рольганге и смотку их в рулоны на моталках при 550-700°С в зависимости от марки стали. Об этом уже говорилось в предыдущих главах книги. Далее рулоны горячекатаных полос поступают на конвейер и передаются на склад для охлаждения перед дальнейшей обработкой. Конвейер выполняет также роль холодильника. На станах с высокой производительностью не всегда можно уменьшить скорость конвейера для увеличения продолжительности охлаждения рулонов. Поэтому, проектируя станы, часто увеличивают общую длину конвейеров, что влечет за собой вполне понятные потери и сложности.

Поступившие на склад горячекатаной продукции рулоны должны охлаждаться до 30-50°С. На широкополосных станах горячей прокатки (ШСГП) 2000 Новолипецкого и Череповецкого металлургических комбинатов, например, максимальная масса рулонов составляет 36 т. Продолжительность естественного остывания таких рулонов составляет 3-5 суток. В зависимости от размеров рулонов время естественного охлаждения может равняться 6-8 суткам. Такое длительное охлаждение требует больших площадей и удлиняет производственный цикл. Значительно сократить процесс получения товарного проката и уменьшить площади складских помещений позволяет применение ускоренного охлаждения рулонов.

Развитие ШСГП идет по пути увеличения массы рулонов прокатываемых полос. В перспективе масса рулонов ШСГП может составлять 60-70 т. Прогнозировать условия охлаждения таких рулонов можно только на основе теоретической модели, адекватной реальному процессу их охлаждения в промышленных условиях. В наших работах [137-139] были исследованы различные способы ускоренного охлаждения рулонов массой до 36 т в условиях одного из действующих ШСГП, разработана методика расчета условий охлаждения, оценена адекватность теоретической модели и достоверность результатов экспериментальных исследований и на основании этих материалов сделан анализ условий ускоренного охлаждения рулонов массой до 70 т.

В промышленной практике рулоны горячекатаных и холоднокатаных полос обычно транспортируют в вертикальном положении. Такой способ транспортировки часто ведет к их повреждению, а также требует увеличения массы грузозахватных устройств мостовых кранов. При транспортировке рулонов в горизонтальном положении (ось рулона расположена горизонтально) указанных недостатков можно избежать. Однако в этом случае возникает опасность потери устойчивости рулонов, опасность их проседания. При выборе способа транспортировки рулонов горячекатаных полос в проектируемых листопрокатных цехах возникает задача определения напряженно-деформированного состояния и устойчивости рулонов к проседанию. Эту задачу решали [137-139] аналитически с использованием метода конечных элементов и путем экспериментальных исследований в производственных условиях Новолипецкого металлургического комбината.

Влияние условий охлаждения рулонов. Экспериментальные исследования разных способов принудительного ускоренного охлаждения горизонтально расположенных рулонов горячекатаных полос провели в промышленных условиях действующего ШСГП названного комбината. Для этого были изготовлены специальные устройства (рис. 9.42) для водовоздушного охлаждения рулона при подаче

охладителя на его торцевые поверхности и для принудительного обдува горизонтально расположенного рулона воздухом с торцевых поверхностей. В процессе экспериментов фиксировали температуру в середине рулона при помощи термопары, установленной между его витками, а также определяли общую продолжительность охлаждения рулона (по наиболее «отстающей» точке). Прокатку и смотку полос в рулоны осуществляли по технологии, принятой на данном стане.

Результаты исследований охлаждения рулонов горячекатаных полос разными способами показаны на рис. 9.43. Анализ полученных результатов показал, что практически все рулоны массой 29-31 т, смотанные из полос разной толщины из

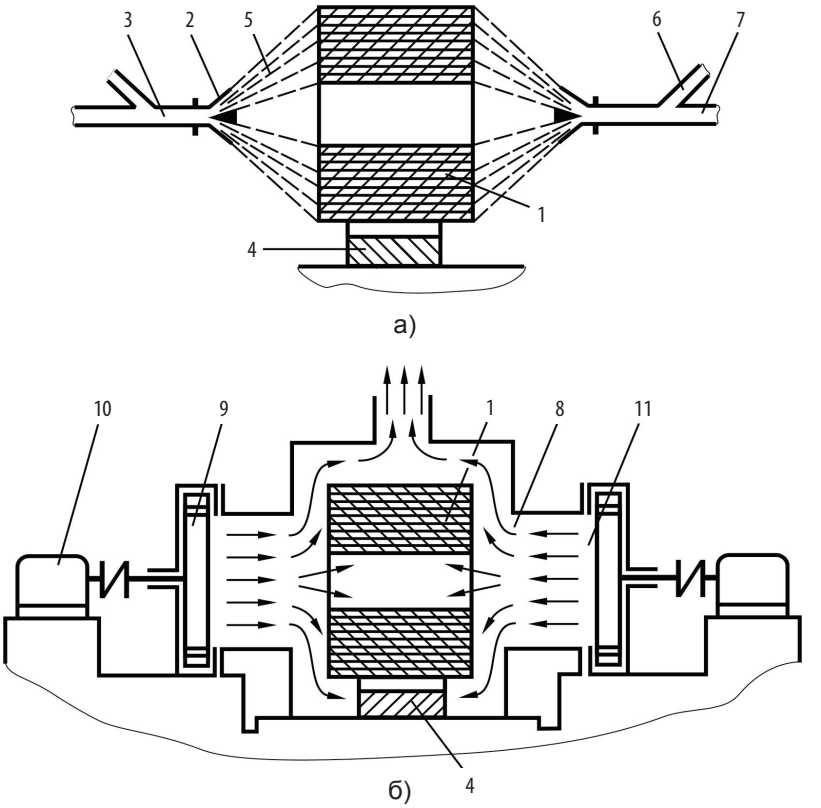


Рис. 9.42. Экспериментальные устройства для водовоздушного (а) и принудительного ускоренного воздушного (б) охлаждения рулонов: 1 – рулон; **2** – форсунка; **3** – смеситель; **4** – ложемент; **5** – факел водовоздушной смеси; **6** – подвод воды; **7** – подвод воздуха; **8** – стенд; **9** – вентилятор; **10** – электродвигатель; **11** – воздушный поток

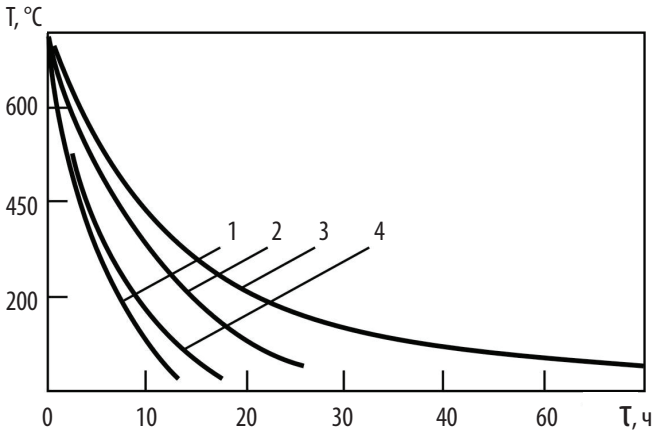


Рис. 9.43. Изменение температуры рулона (T, °C) в месте установки термопары (в середине намотки рулона и средней части по ширине смотанной полосы) в зависимости от продолжительности (τ, часов) и способов охлаждения: 1 – водовоздушное; **2** – принудительное воздушное; **3** – естественное; **4** – принудительное воздушное рулонов массой 15 т; для 1, 2 и 3 – рулоны массой 29-31 т; рулоны смотаны из полос 4÷6×1450÷1550 мм

углеродистых и низколегированных сталей, остывали за 10-12 ч при водовоздушном охлаждении (при максимальном расходе воды и воздуха для создания смеси). При уменьшении расхода воды и неизменном расходе воздуха продолжительность остывания увеличивалась в среднем на 30% и составила 12-13 ч. При обдуве с двух сторон торцевых поверхностей рулона вентиляторным воздухом она составила 23-24 ч для 29-31 т рулонов и 13-14 ч при уменьшении их массы до 15 т.

Таким образом, в процессе промышленных испытаний выявлено, что водовоздушное охлаждение горизонтально расположенных рулонов более эффективно по сравнению с принудительным воздушным охлаждением и ускоряет остывание рулонов в 2 раза. По сравнению с естественным ([128]; рис. 9.43, кривая 3) принудительное воздушное охлаждение рулонов эффективнее в 2,0-2,5 раза, а водовоздушное – в 4,5-5,0 раз.

При теоретическом расчете охлаждения рулон принимали за многослойный цилиндр, характеризующийся средней (в интервале температур) теплоемкостью, плотностью и коэффициентом теплопроводности в осевом направлении.

Коэффициент теплопроводности в радиальном направлении зависит от плотности смотки рулона и толщины полосы. Процесс охлаждения горячих рулонов описывали двухмерным уравнением теплопроводности, имеющим следующий вид в цилиндрических координатах:

$$cQ\frac{dT}{d\tau}=\lambda_r\left(\frac{d^2T}{dr^2}+\frac{1}{r}\cdot\frac{dT}{dr}\right)+\lambda_z\frac{d^2T}{dz^2};$$

начальные условия $T(r, z)_{r=0}= T_o$;
граничные условия на каждой из поверхностей охлаждения – конвективный теплообмен:

$$\lambda_i\frac{dT^k}{dx_i}=-\alpha^k\left(T^k-T_{cp}^k\right),$$

где i – индекс направления (радиальное или осевое); k – индекс поверхности теплообмена; α^k – коэффициент теплоотдачи с поверхности k, Вт/(м^2·К); λ_i – коэффициент теплопроводности в направлении i, Вт/(м·К); c – теплоемкость, Дж/(кг·К); Q – плотность, кг/м3; T^k – температура охлаждаемых поверхностей, °С; T_{cp}^k – температура среды со стороны соответствующих поверхностей, °С.

Это уравнение с указанными начальными и граничными условиями решали[1] численными методами, представляя его в конечно-разностном виде при помощи метода переменных направлений [140]. Были проведены расчеты охлаждения рулонов естественным, принудительным воздухом, водовоздушным и водяным способами. Коэффициенты теплоотдачи конвекцией определяли конкретно для каждого способа охлаждения, исходя из начальной температуры охладителя (воды и воздуха), равной 20°С, скорости их движения и температуры поверхности рулонов, составляющей 500-600°С. Для естественного и принудительного охлаждения воздухом значения коэффициентов теплоотдачи α_1 = 17,5 Вт/(м^2·К) и α_2 = 46,5 Вт/(м^2·К) соответственно, коэффициент теплоотдачи конвекцией при водовоздушном охлаждении α_3 = 2300 Вт/(м^2·К). При погружении рулона горячекатаной полосы в воду α_4 = 20-30 Вт/(м^2·К) в зависимости от температуры поверхности. Большее значение α_4 принимали для рулона с температурой поверхности 500-550°С. Коэффициент теплопроводности в осевом направлении для малоуглеродистой стали в интервале 50-700°С принимали равным 46,4 Вт/(м·К). Коэффициент эквивалентной теплопроводности рулона в радиальном направлении определяли по зависимости:

[1] Расчеты и анализ результатов выполнены Н.В. Бибой, В.В. Костяковым, Г.В. Панчохой, В.Л. Мазуром

$$\lambda_э = (1 - a/100)\,[\lambda_в/(1 - \eta) + \alpha h/\eta] + \alpha\,\lambda_м/100,$$

где a – степень контакта, % (a = 3% для рулона при плотности намотки η = 0,9-0,98); α – коэффициент теплоотдачи излучением через газовые прослойки, $\alpha_{ср}$ = 96 Вт/(м^2·К); $\lambda_м$ – теплопроводность металла, $\lambda_м^{ср}$ = 46,4 Вт/(м·К); $\lambda_в$ – теплопроводность воздуха в прослойке, $\lambda_в = 4{,}8\cdot10^{-3}$ Вт/(м·К); h – толщина полосы, мм. Его значения, которые использовали в расчетах следующие:

Толщина полосы, мм	2	6	10	15	30
$\lambda_э$, Вт/(м·К)	1,74	2,17	2,64	3,21	4,64

Результаты расчета температуры витков рулона при разных способах принудительного ускоренного охлаждения показаны на рис. 9.44. Толщина смотанной полосы h = 6 мм; внутренний диаметр рулона 850 мм; наружный – 2080 мм; ширина полосы 1400 мм. Экспериментальные исследования условий принудительного ускоренного охлаждения рулонов и их теоретический расчет показали, что разработанная математическая модель соответствует рассматриваемому процессу. Так, например, производительность процесса водовоздушного охлаждения рулонов при экспериментальных исследованиях составляла 2,0-2,1 т/ч, а по расчетным данным 1,9-2,0 т/ч.

Как и ожидалось, расчетные данные подтвердили тот факт, что наиболее длительным является охлаждение рулонов на воздухе. Производительность процесса при охлаждении рулонов массой до 70 т не превышает 0,55 т/ч. Наиболее эффективными способами являются водовоздушное и водяное охлаждение. По сравнению с охлаждением рулонов на воздухе при водовоздушном охлаждении длительность его сокращается в 3,5-5,0 раз, при охлаждении в воде – в 4-7 раз,

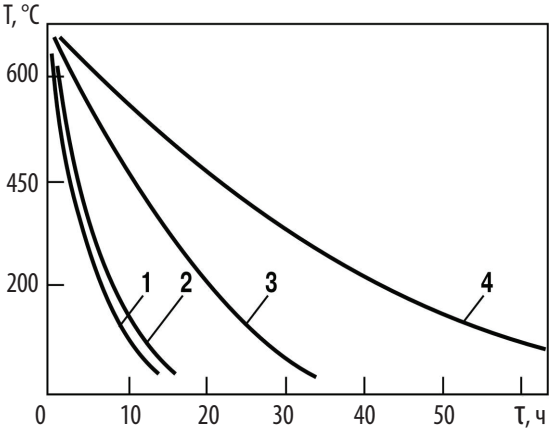


Рис. 9.44. Расчетные значения изменения температуры внутри рулона при разных способах охлаждения:
1 – водяное;
2 – водовоздушной смесью;
3 – принудительно воздухом;
4 – естественное на воздухе

при принудительном охлаждении воздухом – в 1,5-2,5 раза. Скорость охлаждения наружных и внутренних витков рулонов по сравнению с охлаждением рулонов на воздухе возрастает при принудительном воздушном охлаждении практически в 2 раза, при водовоздушном охлаждении – в 3-3,2 раза, при водяном охлаждении – не менее, чем в 30-40 раз. Эффективность водяного охлаждения на 30-33% выше, чем водовоздушного. Однако скорость охлаждения наружных и внутренних витков рулонов в воде на порядок выше, чем центральных витков по толщине намотки, что приводит к существенному различию механических свойств и микроструктуры по длине горячекатаных полос.

Таким образом, с точки зрения производительности процесса наиболее целесообразно при охлаждении рулонов горячекатаных полос применять водовоздушное охлаждение. Производительность процесса при таком охлаждении рулонов массой до 70 т составит 2,4-2,6 т/ч. Водяное охлаждение предпочтительней применять на конечной стадии, начиная, например, с 350-300°С, т.е. тогда, когда в металле закончились структурные превращения. Однако на высокопроизводительных ШСГП организация водяного охлаждения связана со значительными трудностями, а водовоздушное охлаждение рулонов проще реализовать.

Для изучения влияния способов принудительного ускоренного охлаждения рулонов на структуру и механические свойства листового проката в процессе исследований отбирали пробы по длине полос от рулонов, подвергнутых принудительному охлаждению и остывавших естественно на воздухе. Результаты механических испытаний образцов листового проката от опытных и сравнительных рулонов следующие (ВВ, ЕВ, ПВ – охлаждение водовоздушной смесью, естественное и принудительно воздухом; Г, С, Х – головная, средняя и хвостовая части полосы) приведены в нашей работе [137].

Согласно полученным данным при водовоздушном охлаждении рулонов прочностные свойства металла на основной части полос на 10-40 Н/мм^2 выше, чем при естественном охлаждении. Меньшее влияние на прочностные свойства металла полос, свернутых в рулон, оказывает их принудительное охлаждение воздухом. Предел текучести $\sigma_т$ и временное сопротивление $\sigma_в$ опытного металла по сравнению с металлом охлаждаемых на воздухе рулонов увеличились на 5-10 Н/мм^2. Исследования[1] микроструктуры образцов, отобранных от рулонов, подвергнутых водовоздушному охлаждению, показали, что опытный металл по сравнению с металлом, охлажденным на воздухе, имеет феррит более мелкой структуры (на 1-2 балла) и большую полосчатость структуры. Это объясняется, по-видимому, тем, что при медленном охлаждении рулонов на воздухе

[1] Металлографические исследования провела В.А. Мазур

происходит перераспределение углерода, особенно в средней части (по толщине намотки) и снятие внутренних напряжений, что приводит к снижению прочностных характеристик горячекатаной стали.

Для оценки количества окалины, образующейся на поверхности горячекатаной полосы, и продолжительности ее последующего травления в зависимости от способов охлаждения рулонов провели лабораторные исследования образцов, отобранных от головной, средней и хвостовой части полос в опытных рулонах. Исследовали образцы размером 30×5 мм с рабочей поверхностью 0,003 м^2. Образцы предварительно промывали в спирте. Травление образцов осуществляли в 15%-ном растворе соляной кислоты при 75±2°С. Количество окалины на горячекатаной полосе определяли при катодном травлении в 10%-ном растворе серной кислоты с добавкой 2 г/л ингибитора С-5У. Образцы отбирали от рулонов, подвергнутых водовоздушному, принудительному воздухом, естественному в горизонтальном и вертикальном положениях рулонов.

Процесс окалинообразования на поверхности полосы характеризуется двумя основными стадиями: интенсификацией роста окалины вследствие активизации доставки окислителя (воздуха, паров, воды) к поверхности металла; уменьшением интенсивности окалинообразования при увеличении скорости охлаждения полос в рулонах вследствие быстрого прохождения интервала температур, при которых наблюдается рост окалины.

Наиболее равномерное распределение окалины по длине и ширине полосы наблюдалось для рулона, подвергнутого принудительному воздушному охлаждению. Наибольшая неравномерность – для рулона, который остывал на воздухе в вертикальном положении. Наиболее равномерное травление полосы обеспечивалось после водовоздушного охлаждения рулонов. Принудительное воздушное охлаждение рулонов не обеспечивало равномерное травление из-за образования у кромок полосы участков с большой долей гематита (Fe_2O_3) в окалине. При этом количество окалины на полосе не возрастало. Увеличение доли гематита в окалине объясняется значительной активизацией процесса доставки кислорода воздуха к поверхности металла при недостаточно высокой скорости охлаждения.

Подробные результаты проведенных экспериментальных исследований распределения количества окалины по длине и ширине горячекатаных полос и продолжительности их последующего травления в зависимости от способов ускоренного охлаждения полос в рулонах приведены в нашей работе [137]. Наиболее благоприятными с точки зрения количества окалины и продолжительности травления являются водовоздушное охлаждение и естественное охлаждение рулонов в горизонтальном положении.

Таким образом, резюмируя все вышеизложенное, можно заключить, что продолжительность травления полос и количество окалины на полосе существенно зависят от способов ускоренного охлаждения рулонов. Водовоздушное охлаждение рулонов приводит к уменьшению на 16-18% количества окалины на полосе и на 8-13% продолжительности травления листового проката, что позволяет увеличить производительность непрерывно-травильных агрегатов и снизить расход кислоты на травление.

Напряженно-деформированное состояние рулонов горячекатаных полос в процессе транспортировки. Неравномерность охлаждения вызывает неравномерные деформации по толщине намотки, которые в зависимости от начального распределения температуры и условий охлаждения могут приводить как к расслоению витков, так и к возникновению сжимающих радиальных температурных напряжений, т.е. к уплотнению рулона. Расслоение витков горячекатаной полосы в рулоне является крайне нежелательным, так как при этом резко увеличивается проседание рулона под действием собственной массы. Исходя из этого необходимо определить условия охлаждения и начальное распределение температуры по сечению рулонов горячекатаных полос, обеспечивающие возникновение в них радиальных сжимающих напряжений.

В общем механизм влияния температуры на напряженно-деформированное состояние и склонность рулонов к проседанию такой же, как и для рулонов холоднокатаных полос. Однако некоторые отличия все же имеются. Анализируемый вопрос имеет крайне важное значение в технологии производства как товарного горячекатаного металла, так и подката для станов холодной прокатки. Поэтому изучим его детально. При этом покажем возможности и пути решения задачи с использованием метода конечных элементов.

При решении рассматриваемой задачи двумерную среду разбивали на треугольные элементы [141]. Перемещение каждой из вершин треугольника *ijm* (рис. 9.45) выражали компонентами u_i, υ_i, u_j, υ_j, u_m, υ_m, образующими для некоторого элемента *l* шестимерный вектор $\{\delta\}^l$. При помощи аналитических зависимостей [141] перемещения *u* и υ в пределах рассматриваемого треугольного элемента выражали через перемещения его узлов, а деформации внутри элемента через перемещения его вершин. Для перехода от деформаций элемента к напряжениям использовали закон Гука.

Связь между узловыми усилиями и перемещениями (основное уравнение метода конечных элементов) имеет вид

$$[K]^l\{\delta\}^l = \{F\},$$

где {F} – вектор узловых сил элемента; $[K]^l$ – матрица жесткости элемента.

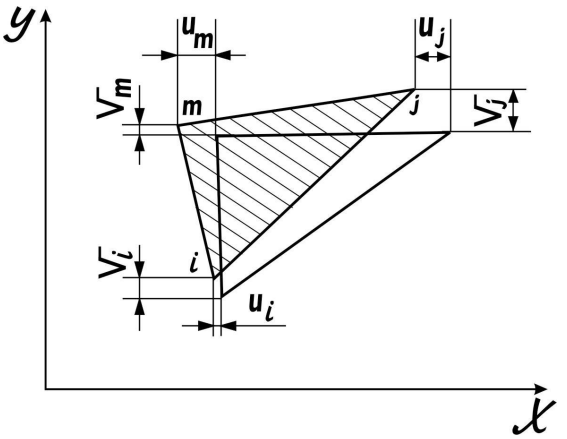


Рис. 9.45. Перемещение вершин треугольного элемента *ijm*

Условие равновесия всей совокупности конечных элементов получается в результате суммирования этих соотношений по всем элементам:

$$[K]\{\delta\} = \{R\},$$

где $\{R\}$ – вектор внешних сил, приложенных к системе.

Решая полученную систему с учетом граничных условий, определяли перемещения узловых точек, а затем находили деформации и напряжения внутри каждого элемента.

Для реализации метода конечных элементов был разработан комплекс специальных программ. При проведении расчетов рулоны горячекатаных полос представляли в виде анизотропного полого цилиндра.

Во многих, особенно ранних исследованиях, принималось допущение, согласно которому вследствие малой толщины полосы нет необходимости рассматривать каждый виток индивидуально. Вместо этого можно ввести в рассмотрение гипотетический материал, поведение которого соответствует поведению совокупности большого числа витков в целом. Свойства этого материала должны учитывать установленную экспериментально нелинейную зависимость между деформациями и напряжениями при сжатии в направлении, перпендикулярном расположению витков, а также их взаимное проскальзывание. Т.е., рулон рассматривать как анизотропное тело, упругие свойства которого различны в осевом и радиальном направлениях. Степень этой анизотропии зависит от плотности намотки рулона.

Изложенный подход позволяет заменить рассмотрение рулона как совокупности большого числа линейных упругих элементов – витков, при взаимодействии которых возникает конструктивная нелинейность, исследованием сплошного тела из материала, обладающего физической нелинейностью упругих свойств.

При этом сохраняется возможность учитывать напряжения, создаваемые в рулоне при смотке с натяжением, рассматривая их как начальные.

Даже в этой постановке задачи нахождение точных аналитических зависимостей, связывающих давление между витками с технологическими факторами намотки, сопряжено с большими трудностями. В нашей ранней работе [142] приводится удобное для практических расчетов решение для случая смотки полосы с постоянным натяжением, полученное с учетом следующих допущений: относительное скольжение между витками в рулоне отсутствует; витки рулона рассматриваются как концентрические кольца; окружное натяжение в пределах одного витка остается постоянным, но изменяется от витка к витку; рулон представляет собой сплошное тело лишь с упругой деформацией витков. Используя эти допущения в последующей работе [123] была решена задача для случая анизотропного рулона при произвольном изменении натяжения полосы в процессе смотки. Получили формулы для вычисления давления рулона на барабан $q_б$ и величины радиальных напряжений в любой точке рулона после снятия его с барабана моталки q^c, которые опубликованы в статье [123]. Однако следует все же иметь в виду, что приведенное выше решение, учитывающее характеристики, упругие свойства и изменение величины зазоров между витками полосы в рулоне при рассмотрении его напряженно-деформированного состояния [107, 108, 144], позволяет изучать и выявлять эффекты, не предсказуемые в рамках других подходов. В то же время предлагаемое решение задачи методом конечных элементов также имеет определенные достоинства, которые будут показаны ниже.

Рассчитанное методом конечных элементов распределение напряжений, возникающих в анизотропном полом цилиндре под действием собственной массы, показано на рис. 9.46.

Напряжения, возникающие в рулонах при смотке полос с натяжением, рассматривали как начальные по отношению к напряжениям, возникающим при деформации рулонов под действием собственной массы. Если результирующие напряжения, получаемые при суперпозиции полей начальных напряжений от смотки ($\sigma_r^н, \sigma_\theta^н$) и напряжений от действия собственной массы (σ'_r, σ'_θ, $\sigma'_{r\theta}$) и выражаемые формулами $\sigma_r = \sigma_r^н + \sigma'_r$, $\sigma_\theta = \sigma_\theta^н + \sigma'_\theta$, $\tau'_{r\theta} = \tau'_{r\theta}$ ($\tau_{r\theta}^н = 0$), в каждой точке рулона удовлетворяют условиям

$$\left.\begin{array}{c}\sigma_r < 0 \\ |\tau_{r\theta}| \le f\,|\sigma_r|\end{array}\right\},$$

где f – коэффициент трения, то нет расслоения и проскальзывания между витками. При этом рулон деформируется как сплошное упругое анизотропное тело, причем деформация рулона незначительна. Таким образом, проверяя выполнение

последнего условия, можно установить величины напряжений, обеспечивающие устойчивость рулона к проседанию.

Начальные напряжения и возникающие при намотке рулонов рассчитывали с помощью методик, приведенных в работах [107, 108, 119, 123]. Зоны, где указанное условие нарушалось, строили в ходе численного решения автоматически согласно сетке конечных элементов с помощью программы графического вывода информации. На рис. 9.47,*а* видно, что в случае отсутствия начальных напряжений (соответствует смотке полосы при малых натяжениях) практически по всему сечению рулона имеет место проскальзывание между витками. С увеличением натяжения сматываемой в рулон полосы размеры зоны проскальзывания уменьшаются (рис. 9.47,*б*) и уже при натяжении 0,5-2,0 Н/мм^2 (при коэффициенте трения 0,3) она локализована в непосредственной близости у опоры.

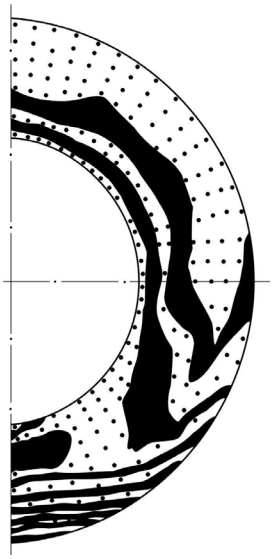


Рис. 9.46. Поле изохром (линий равных разностей главных напряжений) в анизотропном кольце

Таким образом, при натяжении порядка 0,5-2,0 Н/мм^2 вследствие сцепления витков друг с другом почти по всему сечению рулон деформируется как сплошной анизотропный упругий цилиндр. При этом проседание рулона незначительно.

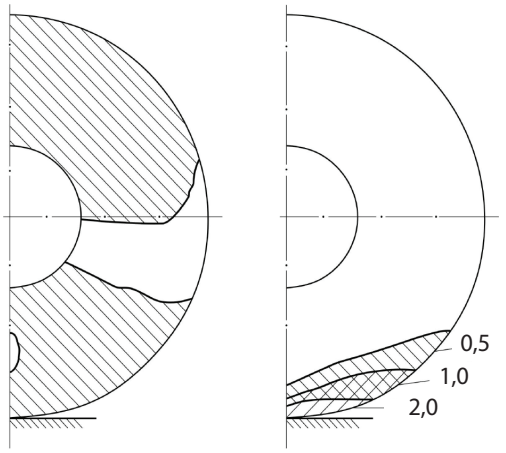


Рис. 9.47. Зоны проскальзывания между витками рулона (заштрихованы): а – без учета влияния начальных напряжений от смотки с натяжением; **б** – для различных натяжений. Цифры на рисунке – величина натяжения, Н/мм^2

Если сверточные машины стана горячей прокатки не обеспечивают необходимого натяжения, начальные сжимающие радиальные напряжения в рулонах отсутствуют и между витками могут быть зазоры. В этом случае при исследовании напряженно-деформированного состояния рулонов необходимо учитывать их сложную структуру.

Рассмотренная выше схема метода конечных элементов для упругого тела предполагает линейную зависимость между напряжениями и деформациями. Задача о деформации неплотно смотанных рулонов является нелинейной. Для решения подобного рода задач метод конечных элементов разработан для процедур, не требующих изменения вычислительной схемы метода. Если найдено решение линейной задачи, то можно получить решение нелинейной задачи с помощью итерационного процесса, на каждом шаге которого константы материала выбираются так, чтобы удовлетворялись нелинейные определяющие уравнения.

В настоящей работе использовали метод переменной жесткости (переменных параметров) [141]. Согласно описанной схеме рассчитывали деформацию рулонов, смотанных без натяжения с плотным (без зазоров) прилеганием витков. В таких рулонах на большей части сечения витки проскальзывают друг относительно друга.

Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что наблюдаемое на практике значительное проседание рулонов объясняется неплотным прилеганием витков. Следовательно, особый интерес представляет возможность расчета рулонов, имеющих зазоры между витками. Введение в рассмотрение зазоров не требует значительных изменений в постановке задачи. Они сводятся к допущению небольших деформаций сжатия в радиальном направлении рулона без возникновения при этом сжимающих напряжений.

Распределение температуры и температурных напряжений при остывании рулонов горячекатаных полос [139]. Для расчета распределения температуры при охлаждении рулона вводим цилиндрическую систему координат $r\theta z$ (рис. 9.48,*а*). Считаем, что по всей боковой поверхности рулон охлаждается равномерно и, следовательно, температурное поле осесимметрично. Осесимметричное нестационарное температурное поле в полом цилиндре конечной длины, обладающем анизотропией теплофизических свойств, описывается дифференциальным уравнением теплопроводности

$$\frac{dT}{dt} = a_r\left(\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r}\frac{dT}{dr}\right) + a_z\frac{d^2T}{dz^2},$$

где a_r и a_z– коэффициенты температуропроводности соответственно в радиальном и осевом направлениях.

При охлаждении на воздухе приемлемы граничные условия в виде закона конвективного теплообмена Ньютона. Условия охлаждения предполагаются одинаковыми на обоих торцах рулона. В силу этого, распределение температуры симметрично относительно плоскости, проходящей перпендикулярно оси.

Уравнение теплопроводности решали в прямоугольной области *ABCD*, ограниченной внутренним и наружным радиусами $r_{вн}$ и $r_{нар}$ осью *Or* и прямой $z = b/2$ (рис. 9.48,*б*). Граничные условия на сторонах прямоугольника имеют вид:

$$\left.\frac{dT}{dr}\right|_{r=r_{вн}} = \frac{\alpha_1}{\lambda_r}\left(T - T_{ср}\right) \text{ – на стороне } AD;$$

$$-\left.\frac{dT}{dr}\right|_{r=r_{нар}} = \frac{\alpha_2}{\lambda_r}\left(T - T_{ср}\right) \text{ – на стороне } BC;$$

$$\left.\frac{dT}{dz}\right|_{z=0} = 0 \text{ – на стороне } AB;$$

$$-\left.\frac{dT}{dz}\right|_{z=\frac{b}{2}} = \frac{\alpha_3}{\lambda_z}\left(T - T_{ср}\right) \text{ – на стороне } DC;$$

здесь α_1, α_2, α_3 – коэффициенты теплоотдачи соответственно на внутренней, наружной и торцевой поверхностях рулона; λ_r, λ_z – коэффициенты теплопроводности рулона в радиальном и осевом направлениях; $T_{ср}$ – температура окружающей среды; *b* – ширина полосы, смотанной в рулон.

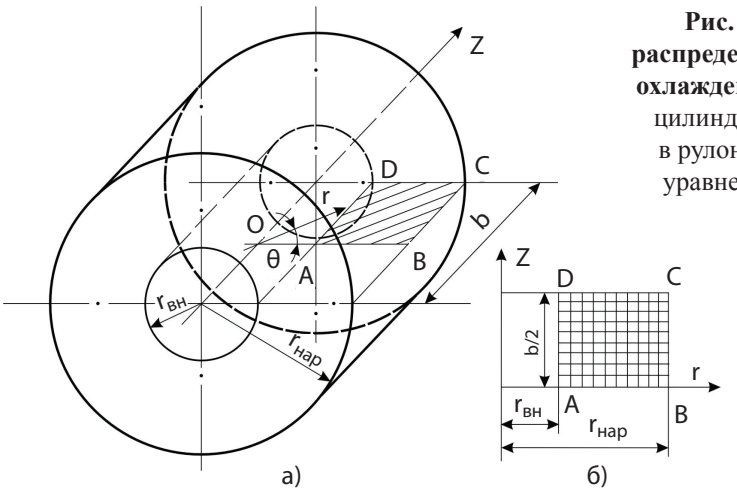


Рис. 9.48. Схема расчета распределения температуры при охлаждении рулона: а – система цилиндрических координат *rθz* в рулоне; **б** – область решения уравнения теплопроводности

В качестве коэффициента теплопроводности рулона в радиальном направлении λ_r принимали эквивалентный коэффициент теплопроводности $\lambda_э$, определяемый экспериментально. По данным работы [145] средняя величина эквивалентного коэффициента теплопроводности $\lambda_э$ для интервала температур 20-700°С составляет 3,0 Вт/(м · °С). Коэффициент теплопроводности рулона в осевом направлении λ_z приблизительно равен коэффициенту теплопроводности сплошного металла для указанного интервала температур. Средний коэффициент теплоотдачи на внутренней поверхности зависит от отношения ширины полосы к внутреннему диаметру рулона и лежит в пределах 11,1÷17,6 Вт/(м² · °С) для $b/D_{вн}$ = 1,18÷1,76.

Уравнение теплопроводности при указанных выше граничных условиях решали численно с помощью стандартной программы, реализующей явную схему метода конечных разностей. Область решения уравнения (прямоугольник *ABCD*) разбивали на 10 интервалов по оси *r* (рис. 9.48,*б*). Температуру вычисляли в 110 узлах полученной конечно-разностной сетки с шагом по времени 360 с. На печать выводили значения температуры в узлах через каждый час времени охлаждения.

На рис. 9.49 приведены значения температуры в узлах и изотермы, построенные по результатам расчета со следующими исходными данным: $r_{вн}$ = 0,425 м; $r_{нар}$ = 1,295 м; b = 1,5 м; ρ = 7,6·10³ кг/м³; a_r = 6,85·10⁻⁷ м²/с; a_z= 9.1·10⁻⁶ м²/с; λ_r = 3,0 Вт/(м · °С); λ_z = 40 Вт/(м · °С); α_1 = 14,1 Вт/(м² · °С); $\alpha_2 = \alpha_3$ = 60 Вт/(м² · °С); $T_{ср}$ = 20°С; T_o = 700°С , что соответствует рулону массой 55 т из полосы шириной 1500 мм, смотанной при постоянной температуре T_o = 700°С. Согласно графикам на рис. 9.49 температура в рулонах в процессе их охлаждения распределяется неравномерно.

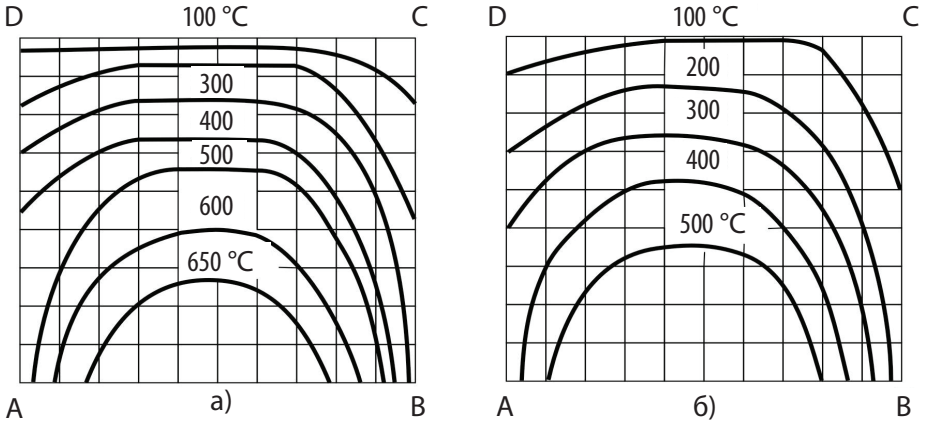


Рис. 9.49. Изотермы в сечении рулона через 2 ч (а) и 4 ч (б) после начала охлаждения

Поскольку в предыдущем разделе книги задачу о напряженно-деформированном состоянии рулонов горячекатаных полос под действием собственной массы рассматривали как плоскую, то в первом приближении достаточно рассмотреть влияние усредненных по длине рулона радиальных и тангенциальных температурных напряжений на его напряженно-деформированное состояние. С этой целью температуру по длине рулона усредняли:

$$\overline{T}(r)=\frac{2}{b}\int_0^{b/2}T(r,z)\mathrm{d}z.$$

По известному распределению усредненной температуры $\overline{T}(r)$ определяли средние по длине температурные напряжения в рулоне, используя формулы для полого цилиндра со свободными торцами [129, 147]:

$$\sigma_r^{\mathrm{T}}=\frac{\alpha_{\mathrm{T}}E}{1-\nu}\frac{1}{r^2}\left(\frac{r^2-r_{вн}}{r_{нар}-r_{вн}^2}\int_{r_{вн}}^{r_{нар}}\overline{T}(\rho)\rho d\rho-\int_{r_{вн}}^{r}\overline{T}(\rho)\rho d\rho\right);$$

$$\sigma_\theta^{\mathrm{T}}=\frac{\alpha_{\mathrm{T}}E}{1-\nu}\frac{1}{r^2}\left(\frac{r^2+r_{вн}^2}{r_{нар}^2-r_{вн}^2}\int_{r_{вн}}^{r_{нар}}\overline{T}(\rho)\rho d\rho-\int_{r_{вн}}^{r}\overline{T}(\rho)\rho d\rho-\overline{T}(r)r^2\right),$$

где $\alpha_{\mathrm{т}}$ – коэффициент линейного теплового расширения.

На рис. 9.50,*б*,*г* схематично показано распределение радиальных σ_r^{T} и тангенциальных $\sigma_\theta^{\mathrm{T}}$ напряжений, рассчитанных по приведенным выше формулам. При охлаждении рулонов полос, смотанных при постоянной температуре, у внутренней поверхности рулонов наблюдаются растягивающие радиальные напряжения, которые приводят к расслоению витков, что, в свою очередь, сказывается на величине проседания рулонов. Если при смотке рулона обеспечена более высокая температура наружных витков по сравнению с внутренними, то участок, на котором происходит расслоение внутренних витков, уменьшается. Согласно кривым на рис. 9.50,*г*, при температурном перепаде между наружной и внутренней поверхностями рулона в начальный момент процесса охлаждения ~200°С зона расслоения витков практически отсутствует.

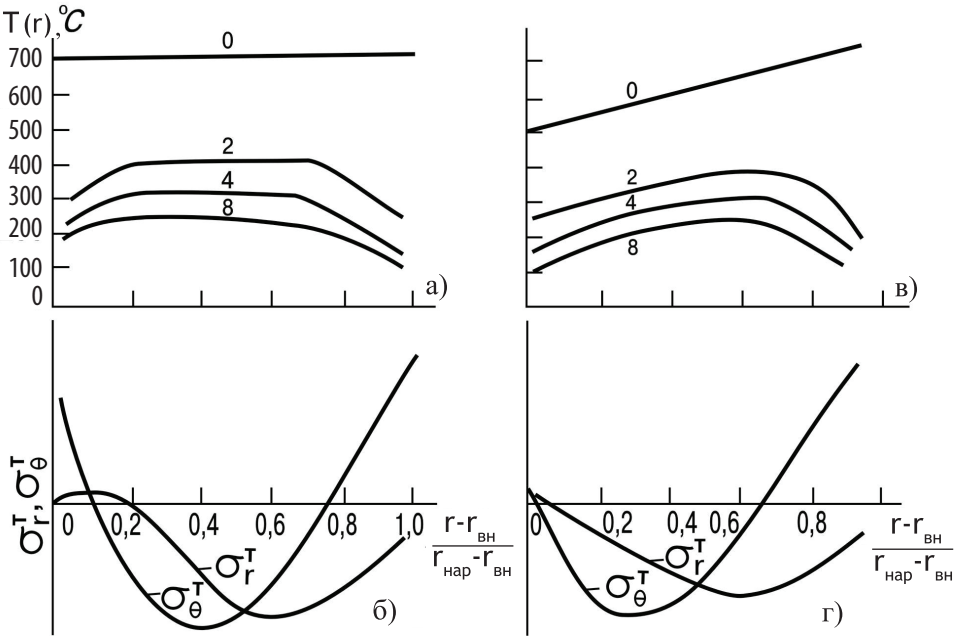


Рис. 9.50. Распределение температуры и температурных напряжений:
а, б – при охлаждении полосы, смотанной при постоянной температуре;
в, г – при охлаждении полосы, начальная температура которой от переднего конца к заднему распределялась по линейному закону;
цифры у кривых – продолжительность охлаждения рулонов, час

Полученные результаты подтверждают вывод [119] о том, что для обеспечения устойчивости рулонов к проседанию необходима более низкая температура переднего конца полосы по сравнению с задним (на ~150-200°С).

9.8. Рациональная технология охлаждения и складирования рулонов горячекатаных полос

Проседание рулонов горячекатаных полос при транспортировке и складировании их в горизонтальном положении экспериментально исследовали на стане 2000 горячей прокатки Новолипецкого металлургического комбината[1]. Радиальную деформацию рулонов фиксировали при помощи теодолита ТН-1 на рулонах

[1] Эксперименты проведены В.В. Костяковым при участии специалистов Новолипецкого металлургического комбината

полос из стали 3сп размерами 1,8×1250 мм массой 20 т, 7,0×1780 мм массой 30 т, 10,0×1500 мм массой 30 т. Деформацию рулонов, смотанных из полос другого сортамента, оценивали визуально.

Рулоны горячекатаных полос после прокатки и смотки при температуре $t_{см}$ = 660÷680°С с помощью скобы снимали с моталки и укладывали в горизонтальном положении на плоскую поверхность. На расстоянии 10 м от рулона перпендикулярно его торцевой поверхности устанавливали теодолит. Углы, под которыми исследуемый рулон виден в объектив прибора, измеряли через каждый час до полного остывания рулона (в течение 20 ч). Диаметр рулонов в горизонтальном и вертикальном сечениях рассчитывали по измеренным углам. Радиальную деформацию рулона («проседание») оценивали по изменению диаметра рулона в вертикальном сечении. За величину проседания принимали разность между диаметром рулона в момент снятия его с барабана моталки и диаметром полностью остывшего рулона.

Результаты экспериментов показали, что рулоны горячекатаных полос после укладки их в горизонтальном положении на плоскую поверхность сразу же проседают под действием собственной массы (для рулонов из полос 1,8×1250 мм это проседание составляло 40 мм). В дальнейшем по мере остывания рулонов на воздухе величина их проседания изменяется незначительно. Так, за 20 ч она увеличивалась всего на 10 мм и при дальнейшем остывании рулона практически не изменялась.

Проседание рулонов зависит от толщины смотанных полос. В частности, для рулонов полос 1,8×1250 мм оно составляло 50 мм (при наружном и внутреннем диаметрах рулона соответственно 1880 и 850 мм); проседание рулонов полос 10,0×1500 мм было меньше и составляло 24 мм (при наружном и внутреннем диаметрах рулона соответственно 2025 и 850 мм); проседание рулонов полос 7,0×1780 мм составляло 30-35 мм (при наружном и внутреннем диаметрах рулона соответственно 1890 и 850 мм). Т.е., с уменьшением толщины полос деформация рулонов увеличивается:

Толщина полос, мм	2	7	10
Деформация рулонов, %	4-5	3-4	2-3

Экспериментальные исследования показали, что для обеспечения устойчивости рулонов горячекатаных полос к проседанию прежде всего необходимо плотное (без зазоров) прилегание витков полосы в рулоне. Конструкция моталок ШСГП 2000 Новолипецкого металлургического комбината обеспечивает плотность рулонов 0,9-0,95. При таком коэффициенте заполнения рулона радиальная

деформация (проседание) зависит от толщины сматываемых полос: чем тоньше полоса, сматываемая в рулон, тем больше проседание рулона, т.е. имеет место обратно пропорциональная зависимость. При натяжении ~0,5-2,0 Н/мм^2 обеспечивается плотное (без зазоров) прилегание витков в рулоне. Коэффициент заполнения таких рулонов близок к 1 и деформация их уже не зависит от толщины полосы. Транспортирование и складирование рулонов горячекатаных полос, смотанных с натяжением 0,5-2,0 Н/мм^{2}происходит без потери устойчивости.

Результаты экспериментальных исследований проседания рулонов и полученные расчетным путем значения радиальной деформации согласуются. Для смотанной в рулон полосы толщиной 2 мм рассчитанная величина деформации рулонов составляла 46 мм, а экспериментальная 50 мм. Для рулона из полосы толщиной 10 мм расчетное и экспериментальное значения деформации составляли 21 и 24 мм соответственно. Хорошее совпадение результатов свидетельствует о пригодности разработанного алгоритма для расчета деформации рулонов горячекатаных полос.

Для исследования проседания рулонов горячекатаных полос при горизонтальном их расположении на специальных стеллажах (поддонах) в один – три яруса были изготовлены два специальных стенда (рис. 9.51) [129], имеющих наклонные ложементы для укладки горячих рулонов. Угол наклона стенок ложемента можно было менять в диапазоне от 25 до 40°.

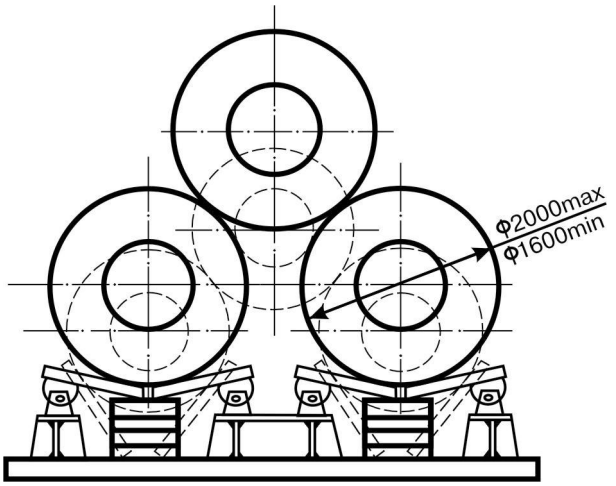


Рис. 9.51. Стенд для определения деформации горизонтально расположенных рулонов горячекатаных полос

Исследования включали определение радиальной деформации горячих рулонов при складировании в один ярус для остывания; замеры деформации рулонов при двух- трехъярусном складировании в горизонтальном положении; определение оптимальных углов наклона стенок V-образных ложементов при разных способах складирования; сравнение скорости остывания рулонов в горизонтальном и вертикальном положениях.

Полосы, прокатанные на ШСГП 2000, сматывали в рулоны массой 25-27 т (при толщине 2 мм) и 30-32 т (при толщине 6 мм и более) по принятой на стане технологии. Затем рулоны снимали с барабана моталки с помощью тележки-съемника и при помощи скобы, подвешенной на мостовом кране, устанавливали горизонтально на ложементы стенда с заданным углом наклона стенок в 1-3 яруса. После полного остывания рулонов (через 2-3 сут) измеряли внутренние и наружные диаметры рулонов в вертикальной и горизонтальной плоскостях с помощью рулетки и специально изготовленной линейки. Деформацию при различных схемах складирования определяли для рулонов тонких (толщиной 2-4 мм) и толстых (6-10 мм) полос. За величину проседания рулонов принимали разность между диаметрами, измеренными в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

При складировании рулонов в горизонтальном положении в один ярус определяли деформацию рулонов, установленных на ложементы стенда с углом наклона стенок 40°, 35°, 30° и 25° (рис. 9.52). Результаты исследований показали, что по мере уменьшения угла наклона стенок ложементов проседание рулонов полос толщиной 2 мм увеличивалось:

Угол наклона стенок, град.	40	35	30	25
Проседание рулона, мм	15-20	30-40	50-60	70-80

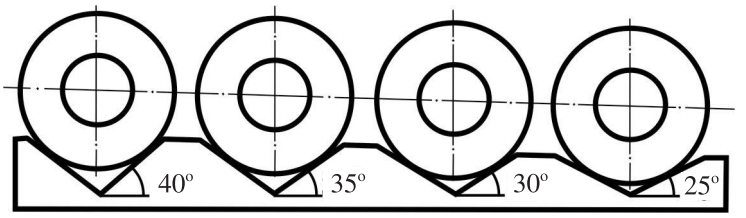


Рис. 9.52. Схема складирования рулонов горячекатаных полос на ложементах с различными углами наклона стенок

Рулоны толстых (6 мм и более) полос независимо от угла наклона стенок практически не деформировались – разность наружных диаметров в вертикальной и горизонтальной плоскостях не превышала 5 мм. Внутренние диаметры рулонов толстых полос также не изменялись при охлаждении на ложементах стенда. Изменение внутреннего диаметра рулонов тонких полос подчинялось той же закономерности, что и наружных:

Угол наклона стенок, град.	40	35	30	25
Деформация, мм	0	10	20	25

Таким образом, для транспортирования рулонов в горизонтальном положении от моталок ШСГП на склад продукции на ложементах, установленных на конвейере, а также складирования в один ярус рулонов полос 2-4 мм оптимальный угол наклона стенок ложементов равен 40°. Уменьшение угла наклона приводит к проседанию рулонов по наружному и, в меньшей мере, по внутреннему диаметрам.

Согласно результатам экспериментов в нижнем ярусе деформация по наружному диаметру рулонов полос толщиной 6-10 мм была незначительной (в пределах 5-15 мм) и не зависела от угла наклона стенок ложементов. По внутреннему диаметру рулоны не деформировались. Во втором ярусе рулоны вообще не деформировались. Для полос толщиной 2-4 мм при угле наклона стенок 35° деформация рулонов нижнего яруса по наружному диаметру составляла всего 5-10 мм без изменения внутреннего диаметра. Рулоны второго яруса не деформировались ни по наружному, ни по внутреннему диаметрам. При двухъярусном складировании рулонов полос толщиной 2 мм, когда рулоны нижнего ряда устанавливали не на ложементы, а на плоскую поверхность, деформация составляла до 10% от величины наружного диаметра. При этом наблюдалось заметное изменение формы рулонов и образование овальности по наружному и внутреннему диаметрам. При складировании рулонов горячекатаных полос в три яруса на ложементах с углом наклона стенок 35° получили результаты, как при двухъярусном складировании.

Многоярусное складирование рулонов для охлаждения перед дальнейшей обработкой по сравнению с однорядным позволяет более рационально использовать площади складов. Однако при многоярусном складировании увеличивается опасность проседания рулонов: нижний ряд дополнительно деформируется под действием лежащих сверху рулонов [128].

Для оценки проседания рулонов при двухъярусном складировании в горизонтальном положении провели эксперименты, которые включали установку пяти рулонов так, что три рулона нижнего ряда располагались на ложементах, а два других составляли второй ярус (рис. 9.53).

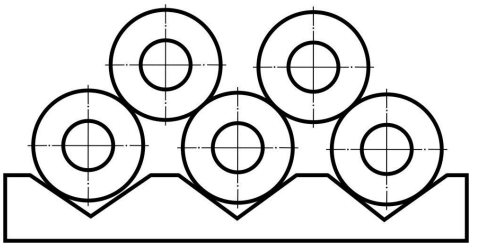


Рис. 9.53. Складирование рулонов в горизонтальном положении на стеллажи стенда в два яруса. Угол наклона стенок стеллажей для рулонов нижнего яруса равен 35°

Экспериментальные значения деформации рулонов в радиальном направлении приведены в таблице.

Схема складирования рулонов	Толщина сматываемой полосы, мм	Температура смотки, °С	Угол наклона стенок стеллажа, град.	Измеряемые параметры				Деформация рулонов Δ, мм
				$D_{гор.нар}$, мм	$D_{вер.нар}$, мм	$D_{гор.вн}$, мм	$D_{вер.вн}$, мм	
Одноярусное	2,0	620	40	2000	1985	850	850	15
	2,0	620	35	1890	1860	850	840	30
	2,0	620	30	2060	2010	870	850	50
	2,0	620	25	2020	1950	870	845	70
	6,0	640	40	2010	2000	840	830	10
	6,0	650	35	1990	1990	850	850	0
	6,0	650	30	2000	2000	850	850	0
	6,0	640	25	1960	1950	850	850	10
Двухъярусное	2,5	640	35	2000	1990	840	840	10
	2,5	640	35	1945	1945	840	840	0
	2,5	640	35	1970	1970	840	840	0
	2,5	640	40*	1970	1970	840	840	0
	2,5	640	40*	1970	1970	840	840	0
Трехъярусное	2,0	610	35	1960	1960	840	840	0
	2,0	610	35	1995	1990	840	840	5
	2,0	610	35	1990	1990	840	840	0
	2,0	610	40*	1990	1990	840	840	0
	2,0	610	40	1990	1990	840	840	0
	2,0	610	40**	1990	1990	840	840	0

Примечание: $D_{гор.нар}$, $D_{вер.нар}$ – наружный диаметр рулона в горизонтальной и вертикальной плоскостях; $D_{гор.вн}$, $D_{вер.вн}$ – внутрений диаметр.

* Рулоны, расположенные на втором ярусе; ** Рулоны, расположенные на третьем ярусе.

Положение рулонов при транспортировке и складировании существенно влияет на продолжительность их остывания от температуры смотки до температуры окружающей среды. Важность этого фактора возрастает по мере увеличения массы рулонов, так как продолжительность остывания рулонов массой 60-70 т может достигать 8-10 сут. Влияние условий и продолжительности охлаждения рулонов на величину деформации при горизонтальном расположении изучено недостаточно. Особую ценность при изучении этого вопроса представляют результаты экспериментальных исследований, выполненных в промышленных условиях, вследствие технической сложности их исполнения, с одной стороны, и высокой трудоемкости и стоимости, с другой.

При выполнении работы [128] сопоставляли характер распределения температуры по толщине намотки, а также продолжительность остывания в неизменных условиях вертикально и горизонтально расположенных рулонов горячекатаных полос. Температуру витков полосы в рулонах измеряли при помощи термопар (рис. 9.54) по методике [148].

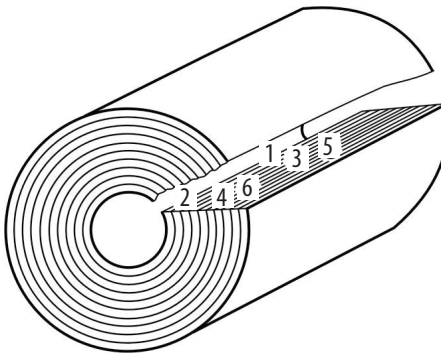


Рис. 9.54. Схема расположения термопар в сечениях рулона, проходящих через середину полосы (1, 3, 5) и на расстоянии 100 мм от торцов рулона (2, 4, 6)

При смотке полосы в рулон барабан моталки ШСГП 2000 Новолипецкого металлургического комбината периодически останавливали и между витками закладывали трубки из высокотеплопроводного материала. Вводимые в отверстия трубок термопары на разную глубину позволяли измерять температуру витков по толщине и ширине намотки. Термопары устанавливали после снятия рулонов с моталки и укладки их на ложементы. Толщину полосы (10 мм) выбирали с таким расчетом, чтобы к моменту первой остановки барабана моталки хвостовой участок полосы вышел из последней клети чистовой группы стана. Незначительная продолжительность (1-2 с) каждой остановки моталки не изменяла существенным образом теплового состояния рулонов. Замеры температуры после подключения регистрирующего прибора проводили через каждый час до полного остывания рулонов.

Результаты измерений (рис. 9.55) указывают на различие температур в средней части рулона (кривые *3* и *4*) и зонах, примыкающих к наружным и внутренним виткам (кривые *1*, *2*, *5*, *6*), в начальный период остывания. Перепад температур в точках, расположенных в средней части рулона и в сечении на расстоянии 100 мм от торцов, достигал 50-80°С. По мере остывания температуры выравнивались. Через 6 ч перепад составлял 30-40°С, через 35 ч – всего 5-10°С. Спустя 50 ч с начала охлаждения максимальная температура в рулоне (точка *3*) не превышала 50°С. Температура в остальных точках была на 5-10°С меньше. В начале периода охлаждения внутренние витки (кривые *1* и *2*) имели более высокую (на 30-40°С) температуру, чем витки, прилегающие к наружной поверхности (кривые *5* и *6*). Спустя 6-7 ч температура наружных и внутренних слоев полосы в рулоне становилась практически одинаковой.

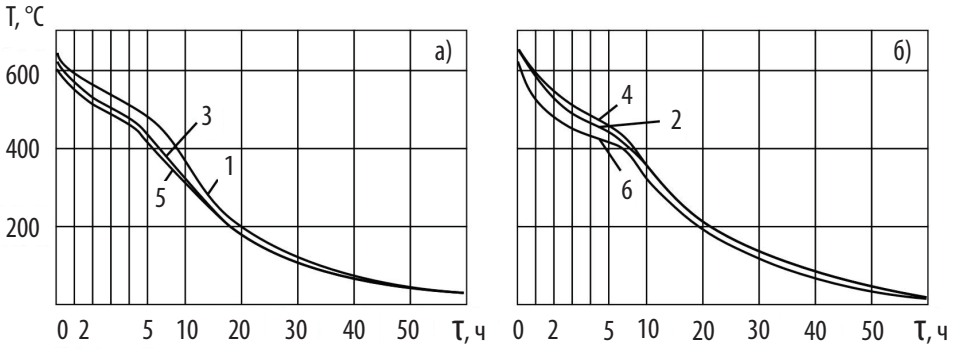


Рис. 9.55. Кривые охлаждения витков рулона массой 30 т при остывании на воздухе в горизонтальном положении: внутренний радиус рулона 425 мм; наружный радиус 995 мм; толщина смотанной полосы 10 мм (номера кривых соответствуют точкам расположения термопар на рис. 9.54)

Кривые распределения температуры по ширине полосы и по радиусу рулона (по толщине намотки) представлены на рис. 9.56 и 9.57. Наибольший перепад температур в радиальном и осевом направлениях наблюдался в начальный период охлаждения рулонов в течение первых 6-7 ч. Через 12-14 ч температура по ширине выравнивалась; в радиальном направлении перепад температур сохранялся. Такая закономерность наблюдалась как на расстоянии 100 мм от торцов рулона, так и в средней части по ширине полосы. Перепад температуры по сечению рулонов снижался от 70-80°С после 3-4 ч охлаждения до 5°С спустя 30-35 ч. Различие температур в 5°С между средними и концевыми витками сохранялось в течение всего периода охлаждения.

Температуру посередине полосы толщиной 10 мм в средних витках горизонтально и вертикально расположенных рулонов массой 30 т измеряли в процессе охлаждения от температуры смотки 650-700°С:

Продолжительность охлаждения, ч	10	20	30	40	50	60	70	80	90
Температура витков (°С) при положении рулона:									
горизонтальном	360	200	120	90	60	40	30	25	25
вертикальном	500	270	160	130	100	80	65	50	40

Согласно результатам экспериментов положение рулона горячекатаной полосы заметно влияет на продолжительность его охлаждения. Так, рулоны массой 30 т в горизонтальном положении остывали до температуры 40°С за 60 ч. При вертикальном положении рулонов продолжительность их охлаждения увеличивалась до 90 ч, т.е. в 1,5 раза.

Повышение скорости охлаждения горизонтально расположенных рулонов достигается в результате того, что основное количество тепла отводится от рулона через торцевые поверхности в обе стороны. При вертикальном положении рулонов теплоотдача идет только через одну торцевую поверхность. Поэтому продолжительность охлаждения верхних и нижних рулонов в стопе существенно различается. Складирование в горизонтальном положении в несколько ярусов способствует более равномерному охлаждению всех рулонов в стопе.

На основании всего вышеизложенного можно заключить, что оптимальным при транспортировке рулонов на ложементах от моталок ШСГП на склад продукции и складировании их в 1-3 яруса в горизонтальном положении является угол наклона стенок ложементов 35-40°. При этих углах рулоны по наружному и внутреннему диаметрам практически не деформируются, сохраняя цилиндрическую форму. Уменьшение угла наклона стенок ложементов от 40 до 25° приводит к проседанию рулонов, смотанных из тонких (менее 5-6 мм) полос, под действием собственной массы. Деформация рулонов полос толщиной 6 мм и более не зависит от угла наклона стенок ложементов. Складирование рулонов полос толщиной менее 10 мм в горизонтальном положении в один или несколько ярусов на плоской поверхности нежелательно, так как приводит к искажению формы рулонов по внутреннему и наружному диаметрам.

Различные способы транспортировки, складирования и принудительного охлаждения рулонов горячекатаных полос, технологические приемы, применяемые для сохранения формы рулонов, предложения по сохранению и утилизации

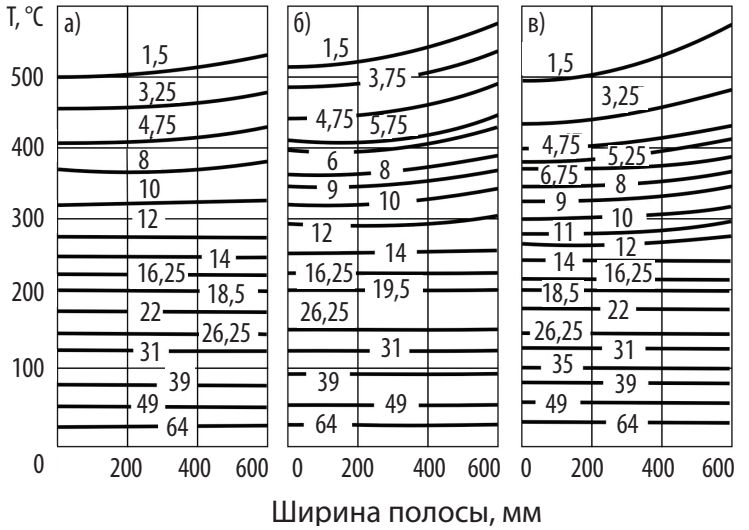


Рис. 9.56. Распределение температуры по оси рулона в наружных (а), средних по толщине намотки (б) и внутренних (в) витках (цифры у кривых – продолжительность охлаждения рулона, ч; условия эксперимента как на рис. 9.55)

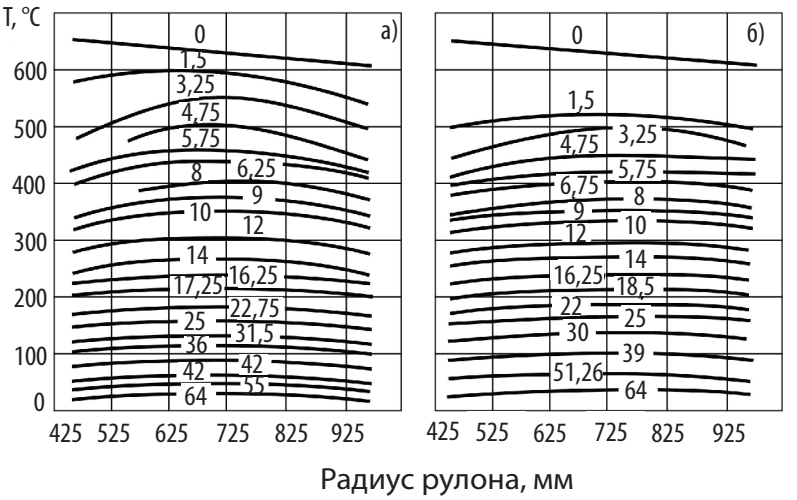


Рис. 9.57. Распределение температуры по радиусу рулона в средней по ширине части полосы (а) и на расстоянии 100 мм от торцов рулона (б); обозначения и условия эксперимента как на рис. 9.56

тепла рулонов горячего металла подробно изложены в обзоре [130]. Несмотря на значительный период времени, который прошел после опубликования обзора, каких-либо новых, революционных решений в этой области листопрокатного производства не появилось. Изложенные выше материалы теоретических и экспериментальных исследований дополним лишь отдельными, наиболее интересными результатами, обобщенными в обзоре [130].

Влияние толщины полос на проседание неплотно смотанных рулонов горячекатаной стали показано (по данным зарубежных литературных источников) на рис. 9.58 [130]. Как видно, с увеличением толщины полос величина проседания уменьшается: для полос толщиной более 3 мм она не превышает 50 мм (при наружном и внутреннем диаметрах рулона 2050 и 750 мм соответственно). Деформация плотно смотанных рулонов горячекатаных полос толщинами 2,5 мм и более, складируемых горизонтально, незначительна даже при высоких температурах смотки. При толщинах полос менее 2,5 мм проседание рулонов оказывается больше допустимого. Для исключения этого негативного явления при смотке в рулоны полос толщинами менее 2,5 мм необходимо увеличивать температуру от внутренних витков к наружным на 50-160°С.

По мнению немецких специалистов при складировании горячих рулонов в горизонтальном положении в три яруса оптимальной является укладка, при которой угол наклона ложементов (поддонов) составляет 50° (рис. 9.59). Нежелательным является расположение рулонов в три ряда, если угол между линией, соединяющей центры рулонов, и горизонталью составляет 30°.

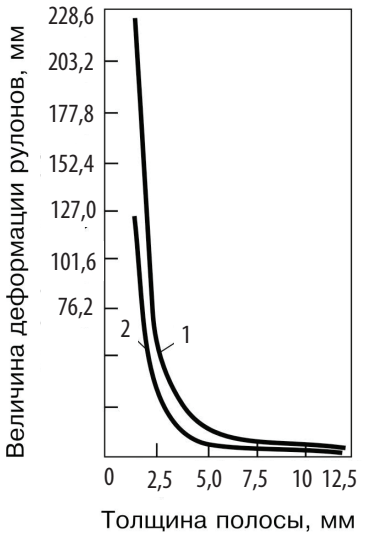


Рис. 9.58. Деформация неплотно смотанных рулонов полос различной толщины при средней температуре рулонов 540°С: 1 – удельная масса рулонов 213,6 кг/см; 2 – то же, 106,8 кг/см

Деформацию горизонтально расположенных рулонов из-за высокой температуры или большой массы при их транспортировке целесообразно предупреждать путем постоянного вращения рулонов.

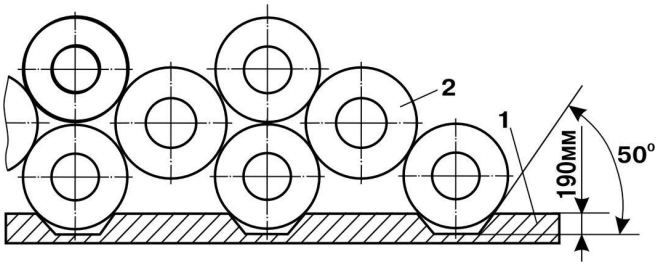


Рис. 9.59. Схема складирования рулонов в горизонтальном положении в несколько ярусов: 1 – подкладка; 2 – рулоны

Как уже отмечалось, прогрессивной тенденцией в технологии производства горячекатаных полос является применение ускоренного охлаждения рулонов. На заводах фирмы «Син Ниппон сэйтэцу», Япония, опробованы методы охлаждения рулонов водяным туманом, погружением в воду с добавками ингибиторов, естественным и принудительным охлаждением воздухом. Кривые охлаждения рулонов различными способами представлены на рис. 9.60. Эксперименты показали, что охлаждение рулонов водой в 20 раз эффективнее естественного воздушного охлаждения, однако оно может привести к возникновению на поверхности полос пятен и ржавчины. Поэтому данный метод считается сложным и малоприемлемым для практического использования.

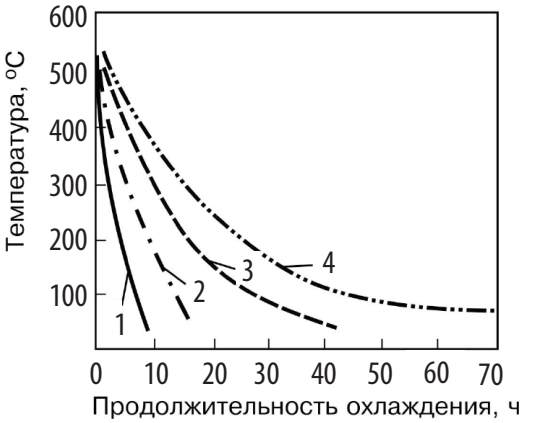


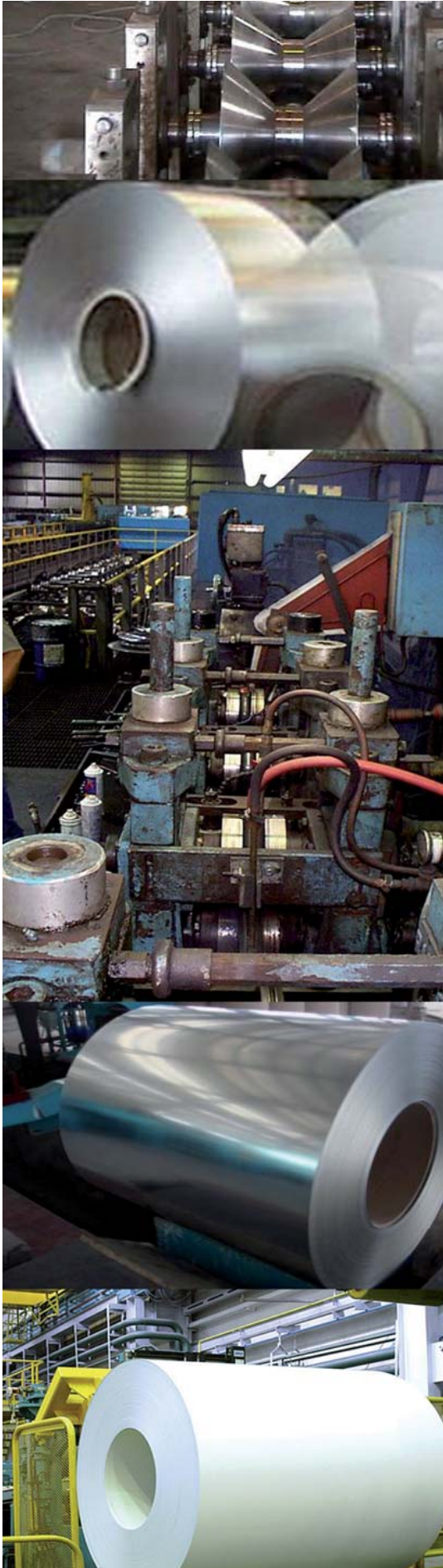
Рис. 9.60. Изменение температуры внутренней поверхности рулонов при различных способах охлаждения: 1 – погружение в воду (температура воды 26°С); 2 – охлаждение водяным туманом (расход воды 0,33 м³/ч); 3 – принудительное воздушное охлаждение (расстояние между соплами 500 мм, расход воздуха 8,5 м³/ч); 4 – естественное охлаждение

Принудительное воздушное охлаждение рулонов почти в 2 раза эффективнее естественного. При этом способе рулоны укладываются в горизонтальном положении и на их торцы через сопла, расположенные на полу, подается воздух. Установлено, что около 90% тепла рулон отдает в осевом направлении, остальное – в радиальном.

В последние годы ведется интенсивный поиск эффективных решений, направленных на продуктивное использование тепла горячих рулонов листовой стали. Предлагается охлаждать рулоны в ваннах с проточной водой, которую затем подают в теплообменники для отбора тепла, использовать тепло горячих рулонов для нагрева травильных растворов в непрерывно-травильных агрегатах и др. [130].

Глава 10

Дрессировка листовой стали



Теоретические основы процесса дрессировки

Кинематические и энергосиловые параметры процесса дрессировки

Особенности технологии дрессировки тонких полос

Влияние условий дрессировки на свойства стали

Дрессировка горячекатаной стали

Закономерности формирования микрорельефа поверхности металла

ДРЕССИРОВКА ЛИСТОВОЙ СТАЛИ

10.1. Теоретические основы процесса дрессировки

Назначение дрессировки состоит в окончательном формировании механических свойств (устранении площадки текучести на кривой растяжения), планшетности и рельефа поверхности листовой стали путем сравнительно небольшой (обычно около 1%) деформации.

Холоднокатаную листовую сталь дрессируют в основном на одноклетьевых станах. Однако для дрессировки особо тонких холоднокатаных полос, жести применяют двухклетьевые станы. Одноклетьевые станы используют для дрессировки полос толщинами 0,3-0,38 мм и выше, а двухклетьевые – толщинами 0,22-0,25 мм и менее. Преимущество двухклетьевых станов перед одноклетьевыми состоит в том, что в процессе дрессировки на них можно создавать значительное межклетьевое натяжение – (0,3-0,4)$\sigma_т$ дрессируемого металла. Это дает возможность применять валки бóльших диаметров, позволяющие достигать высокого качества поверхности и планшетности полос. Двухклетьевые дрессировочные станы подразделяются на два типа: с рабочими валками одинаковых диаметров в первой и второй клетях и станы, у которых во второй клети применяют рабочие валки бóльшего диаметра, чем в первой. В последнем случае валки второй клети выполняют проглаживающие функции. Для дрессировки холоднокатаного металла применяют станы кварто, горячекатаного – кварто или дуо. Отличительные особенности дрессировки состоят в том, что этот процесс характеризуется высокой по сравнению с прокаткой неоднородностью напряженно-деформированного состояния обрабатываемого металла, большими значениями длины контактной области по отношению к толщине дрессируемых полос, а также зон упругой и упруго-пластической деформаций на входе и выходе из валков. Кроме того, дрессируемый металл обычно находится в отожженном состоянии, когда на его сопротивление деформации существенно влияет скорость деформации.

В зависимости от степени деформации при дрессировке предел текучести листовой стали вначале понижается относительно его величины для недрессированного металла. При этом с увеличением обжатия уменьшается длина площадки текучести на кривой напряжение-деформация при растяжении листовых образцов. Дрессировка с обжатием примерно 1% полностью устраняет площадку текучести. Этому моменту соответствует минимальное значение предела текучести листовой стали. При дальнейшем повышении обжатия в

процессе дрессировки предел текучести металла вновь возрастает, однако кривая растяжения остается плавной, без площадки текучести. С увеличением степени деформации при дрессировке предел прочности и твердость листовой стали возрастают, а удлинение при разрыве уменьшается.

Описанный характер изменения предела текучести может быть объяснен с помощью ставшей ныне классической теории дислокаций. Вначале предел текучести уменьшается с ростом обжатия потому, что благодаря деформации при дрессировке дислокации освобождаются от окружающих их облаков примесных атомов азота и углерода. Роль этого фактора затем перекрывается влиянием упрочнения металла при повышенных обжатиях.

Объяснение механизма устранения площадки текучести в результате дрессировки листовой стали, базирующееся на положениях теории дислокаций, согласуется с трактовкой этого эффекта с позиций появления остаточных напряжений в металле. Теоретическими[1] и экспериментальными исследованиями показано, что в поверхностных слоях дрессированных листов появляются сжимающие остаточные напряжения, а во внутренних – растягивающие (рис. 10.1). При растяжении образцов дрессированной листовой стали, характеризуемой описанной выше эпюрой остаточных напряжений, в металле возникает неоднородное напряженно-деформированное состояние, при котором пластическое течение начинается в центральных растянутых слоях и постепенно переходит к поверхностным слоям.

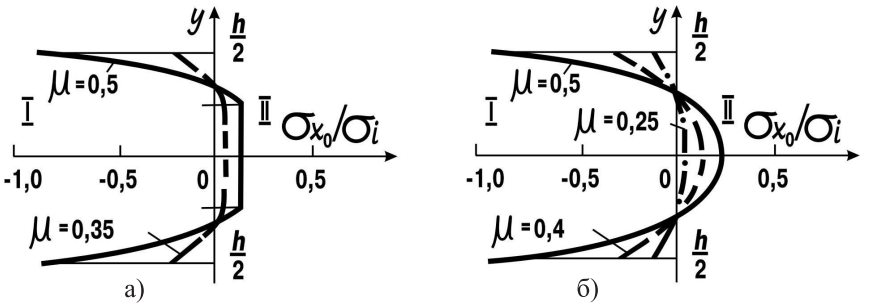


Рис. 10.1 Распределение остаточных напряжений по толщине дрессированного листового металла (по Е.М. Третьякову): а – пластическая область не проникала через всю толщину полосы; б – пластическая область проникала через всю толщину полосы (*μ* – коэффициент пластического трения; *h* – толщина полосы; σ_{x_0} – остаточные напряжения, действующие в листе в направлении прокатки; $\sigma_i = \sqrt{3k}$ – интенсивность напряжений идеально пластического материала); I – сжатие, II – растяжение

[1] Е.М. Третьяков. Теоретические основы процесса дрессировки листовой стали и калибровки. Докт. дис. М., 1971.

Это обусловливает уменьшение наблюдаемого предела текучести. Кроме того, площадка и резко выраженный предел текучести на кривой растяжения не проявляются.

Эффект дрессировки зависит от факторов исходного материала (размера зерен феррита в стали, содержания азота и углерода в твердом растворе, содержания и распределения карбидов, нитридов и других неметаллических включений) и технологических условий процесса (относительного обжатия, отношения диаметра валков к толщине полосы, шероховатости поверхностей валков и полосы, применения технологической смазки, величин переднего и заднего натяжений, температуры и скорости дрессировки и др.).

Для достижения высокого качества листовой стали решающее значение имеет выбор оптимальной величины деформации при дрессировке. Отожженную сталь необходимо дрессировать с возможно меньшими обжатиями. В этом случае металл сохраняет большую пластичность. Однако степень деформации должна быть достаточной для устранения площадки текучести. В связи со сказанным возникает ряд важных вопросов: какова величина оптимального обжатия при дрессировке? Изменяется ли значение оптимального обжатия в функции параметров процесса дрессировки? Какими средствами можно достичь стабилизации обжатия в оптимальном диапазоне величин?

Анализируя распределение интенсивностей деформации по сечению полос, Е.М. Третьяков выдвинул следующий принцип устранения площадки текучести у дрессированного металла. Площадка текучести при дрессировке будет устранена, если среднеинтегральное по толщине полосы значение интенсивности деформаций ε_{i_c} станет равным или превысит величину интенсивности деформаций ε_u, отвечающей концу площадки текучести на диаграмме $\sigma_i = \sigma_i(\varepsilon_i)$ растяжения металла в исходном состоянии (до дрессировки). Этот принцип записывается в виде

$$\varepsilon_{i_c} = \frac{1}{h}\int_{h/2}^{h/2} \varepsilon dy \geq \varepsilon_u .$$

Теоретические исследования Е.М. Третьякова показывают, что значения величин обжатий при дрессировке, гарантирующие устранение площадки текучести, должны лежать в следующем диапазоне

$$0{,}552\varepsilon_u \leq \Delta h/h \leq 0{,}866\varepsilon_u .$$

Таким образом, обжатие при дрессировке, достаточное для устранения площадки текучести листовой стали, меньше по величине, чем деформация ε_u, определяющая протяженность площадки текучести. Об этом же говорят и экспериментальные данные.

При производстве холоднокатаного листа за оптимальный диапазон обжатий при дрессировке обычно принимают интервал, соответствующий минимальным значениям предела текучести на V-образных кривых зависимости предела текучести от степени деформации (рис. 10.2). В частности, для холоднокатаной стали 08Ю оптимальным считается диапазон 0,8-1,2%, для стали 08кп – несколько шире: 0,8-1,5%. При дрессировке листов из кипящей стали верхняя граница допускаемых обжатий смещена в сторону больших значений потому, что увеличение степени деформации уменьшает склонность листовой стали к старению – площадка текучести на кривой растяжения возобновляется позже.

Поддержание обжатия в указанном узком диапазоне затруднительно, поскольку параметры процесса дрессировки изменяются как для различных рулонов листовой стали, так и в пределах одного рулона. Степень обжатия различных участков полосы при дрессировке распределяется неравномерно, что связано с влиянием исходной разнотолщинности стали, неоднородности механических свойств и ряда других факторов. Так, при дрессировке полос

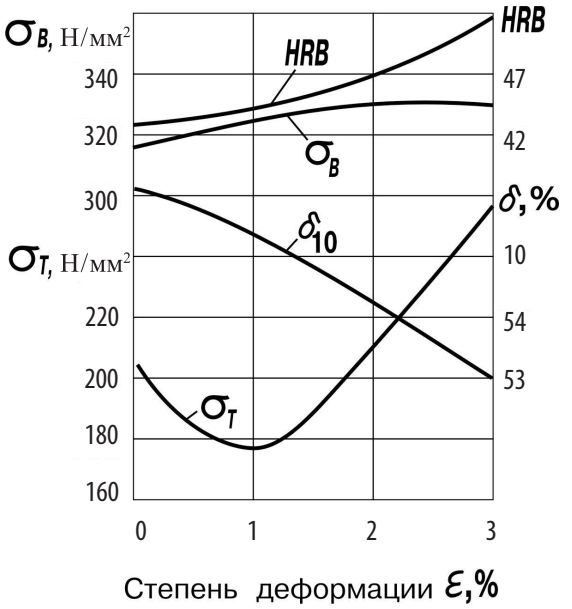


Рис. 10.2. Зависисмости механических свойств листовой малоуглеродистой стали 08Ю от степени деформации при дрессировке

номинальной толщиной 1 мм со средним обжатием 1,0-1,2% размах величин обжатий в пределах одного листа может достигать нескольких процентов. Неравномерность обжатий при дрессировке полос толщиной 1,5-2 мм в 3-4 раза выше, чем полос толщиной 0,5-0,65 мм. Согласно исследованиям, выполненным на дрессировочном стане 1700 Мариупольского металлургического комбината им. Ильича, для полос толщиной 1 мм колебания обжатия из-за продольной разнотолщинности подката составляют в среднем 0,9%, из-за разброса значений механических свойств – 0,8%. Большая чувствительность сравнительно толстых (1,5-2 мм) полос к возмущениям процесса дрессировки объясняется тем, что у них существенно различаются коэффициенты жесткости ($M_п = \delta P/\delta h$): для $h = 2$ мм $M_п = 40$ МН/мм, а для $h = 0{,}5$ мм $M_п = 1000$ МН/мм.

Согласно экспериментальным данным, полученным путем дрессировки листов различной толщины при неизменной установке нажимных винтов, с уменьшением номинальной толщины полосы при одной и той же величине обжатия изменение степени деформации от исходной разнотолщинности меньше. Неоднородность механических свойств по длине полосы приводит к дополнительной неравномерности степени деформации.

10.2. Кинематические и энергосиловые параметры процесса дрессировки

Дрессировку полос на промышленных станах ведут в шероховатых валках. В этих условиях, как правило, эффективность процесса, работоспособность оборудования стана и качество дрессируемого металла в значительной степени определяются силовыми параметрами дрессировки. Зависимости усилия P и момента прокатки M от относительного обжатия ε при дрессировке на стане 200 полос толщиной 0,8 мм с различными механическими свойствами без натяжения и технологической смазки в насеченных валках ($Ra = 12{,}0$ и 5,4 мкм) показаны на рис. 10.3[1]. Согласно графикам, представленным в относительных координатах P^* и M^* с использованием критериев подобия процесса дрессировки, при увеличении относительного обжатия ε и шероховатости валков усилие P и момент прокатки M повышаются. Кроме того, с увеличением шероховатости валков возрастает градиент изменения обоих безразмерных параметров в зависимости от обжатия. Следовательно, с увеличением обжатия возрастает различие в силовых параметрах процесса дрессировки полос валками с различной шероховатостью поверхности.

[1] Исследования выполнены совместно с Б.П. Колесниченко.

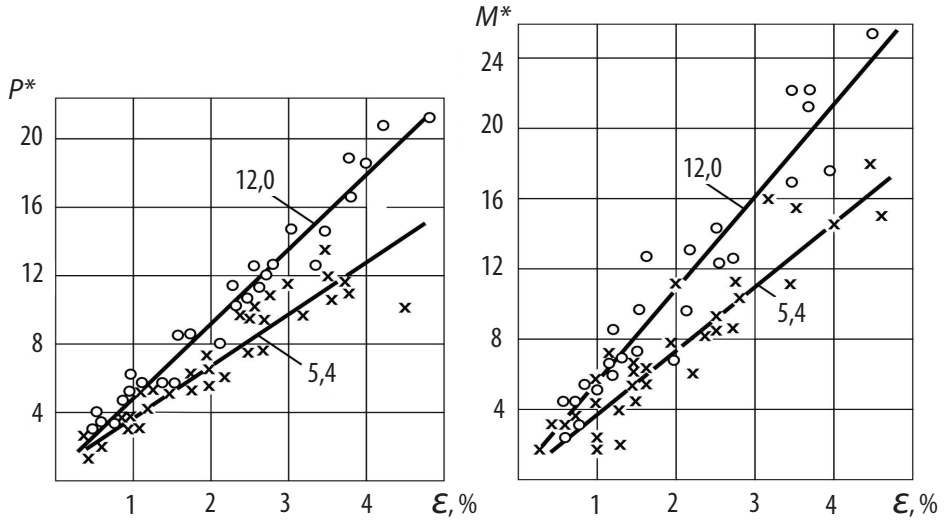


Рис. 10.3. Зависимости относительного давления металла на валки $P^* = P/(\sigma_m hB)$ и момента $M^* = M/(\sigma_m h^2 B)$ от относительного обжатия ε при дрессировке полос с начальной шероховатостью Ra = 0,7 ÷ 0,9 мкм без натяжения и технологической смазки (стан 200; V = 2 м/с; R/h = 140) в валках с шероховатостью 5,4 и 12,0 мкм Ra (цифры на кривых)

При дрессировке полос без натяжения с одинаковой скоростью в случае постоянства значений R/h и $E/\sigma_т$ – критериев подобия процесса (R – радиус валков, h – толщина полосы; E и $\sigma_т$ – модуль упругости и предел текучести прокатываемого металла) относительные усилия и момент прокатки тесно коррелированны с величиной относительного обжатия. В условиях экспериментов, выполненных на стане 200 (рис. 10.3), коэффициент корреляции между $P^* = P/(\sigma_m hB)$, где B – ширина полосы, и ε составляет соответственно 0,93 и 0,98 при шероховатости валков Ra, равной 5,4 и 12 мкм. Коэффициентами того же порядка характеризуется корреляционная связь между безразмерным моментом $M^* = M/(\sigma_m h^2 B)$ и обжатием ε. В области исследованных изменений параметров дрессировки все эти зависимости близки к линейной и описываются следующими уравнениями регрессии:

$P^* = 0{,}95 + 2{,}92\varepsilon$, $M^* = 0{,}38 + 3{,}61\varepsilon$ (при Ra = 5,4 мкм);

$P^* = 0{,}49 + 4{,}31\varepsilon$, $M^* = -0{,}07 + 5{,}4\varepsilon$ (при Ra = 12,0 мкм).

Зависимости средних давлений при дрессировке, рассчитанные с учетом сплющивания валков и упругого восстановления полосы, от степени деформации и шероховатости валков аналогичны. Рост усилия при дрессировке в более шероховатых валках ведет к увеличению длины дуги контакта L и ее отношения к толщине полосы h.

При исследовании[1] энергосиловых и кинематических параметров процесса дрессировки на стане 1700 металлургического комбината «Запорожсталь» дрессировали полосы толщинами 0,7-1,5 мм из сталей 08кп, 08пс и 08Ю при скоростях 1,0-17 м/с и различных условиях трения: без смазки, с технологической смазкой маслом «Индустриальное-20» и со смазкой 3,5%-ной эмульсией Э-2 (Б) [149]. Заднее $\sigma_з$ и $\sigma_п$ переднее натяжения составляли 0,03-0,23 $\sigma_т$. Шероховатость поверхности валков Ra изменяли в пределах 2,0-2,8 мкм.

Было установлено, что с увеличением обжатия усилие деформации повышается, причем тем сильнее, чем меньше толщина дрессируемых полос h, т.е. чем больше отношение R/h (рис. 10.4). При дрессировке с применением технологической смазки (см. рис. 10.4,*б*) значения P^* меньше, чем в случае дрессировки без смазки (см. рис. 10.4,*а*), и меньше изменяются в зависимости от обжатия. Наибольшее уменьшение усилия деформации достигается при использовании в качестве смазки масла И-20. При дрессировке полос с применением эмульсии Э-2(Б) давление на валки снижается в несколько меньшей степени. Аналогичный характер имеют и зависимости момента дрессировки от обжатия.

Дрессировка полос из низкоуглеродистой стали проходит при сравнительно высоких усилиях и большой протяженности зоны деформации. Так, при дрессировке без смазки среднее давление $p_{ср}$ в отдельных случаях в 2,5-3 раза превышало предел текучести прокатываемого металла, а отношение L/h достигало 7,0-7,5. В неизменных условиях дрессировки с увеличением обжатия ε возрастают значения P^*, L/h и коэффициента напряженного состояния $n_\sigma = p_{ср}/\sigma_{т.ср}$ (где $\sigma_{т.ср}$ – среднее значение предела текучести металла в очаге деформации). Однако в связи с тем, что зависимости P^*, n_σ и L/h от обжатия ε очень чувствительны к изменению других переменных процесс (R/h; $E/\sigma_{т.}$; $\sigma_з/\sigma_т$; $\sigma_п/\sigma_т$) и коэффициента трения μ для генеральной совокупности значений n_σ, L/H и ε в соответствующей области проведенных исследований существенная корреляционная связь P^*, n_σ и L/h от ε не наблюдалась. Напротив, отмечена тесная корреляционная зависимость между L/h и n_σ (рис. 10.5). Уравнение регрессии имело вид $L/h = 1{,}28+2{,}1n_\sigma$ при коэффициенте корреляции 0,68.

[1] Эксперименты проведены Е.А. Паргамоновым.

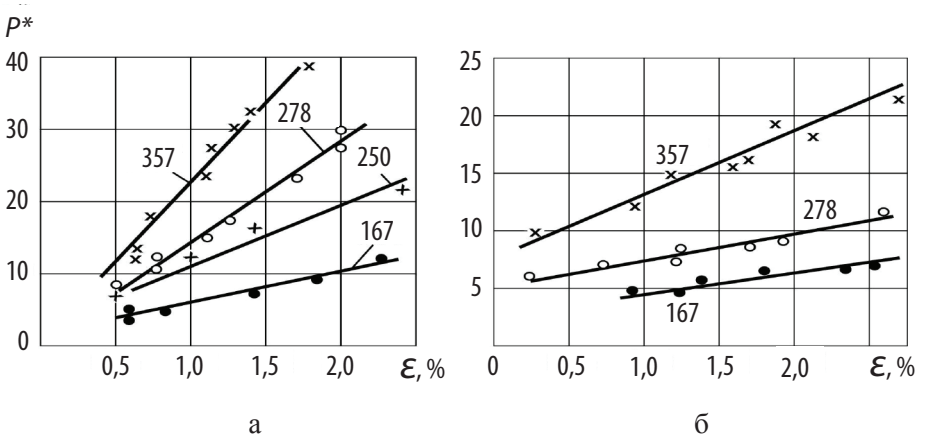


Рис. 10.4. Зависимость безразмерного усилия деформации *P от обжатия *ε* при дрессировке без смазки (а) и со смазкой маслом И-20 (б) полос из стали 08Ю (стан 1700; начальная шероховатость металла *Ra* = 0,7 ÷ 0,9 мкм; шероховатость валков *Ra* = 2,0 мкм; *V* = 1,2 ÷ 1,6 м/с; $\sigma_з/\sigma_т$ = 0,08 ÷ 0,15; $\sigma_п/\sigma_т$ = 0,12 ÷ 0,20; цифры у кривых – отношение *R/h*)**

Оценка приемлемости этого уравнения с помощью критерия F_1, представляющего отношение общей и остаточной дисперсий, показала, что значения L/h, вычисленные по уравнению, достаточно близки к фактически наблюдаемым (F_1 = 1,85).

Изменение шероховатости *Ra* валков от 2,0 до 2,8 мкм несколько повышает силовые параметры процесса дрессировки. Но в этом диапазоне изменения *Ra* для рассматриваемых условий дрессировки наблюдаемый эффект шероховатости в общем незначителен и часто перекрывается влиянием других воздействий.

Для совокупности опытных данных по стану 1700 найдена корреляционная связь между *P** и L/h. Были получены уравнения регрессии для дрессировки без смазки

$$P^* = -8{,}96 + 0{,}094R/h \ (r = 0{,}70,\ F_1 = 1{,}87)$$

и со смазкой И-20

$$P^* = -5{,}53 + 0{,}06R/h \ (r = 0{,}81,\ F_1 = 2{,}83),$$

где *r* – коэффициент корреляции.

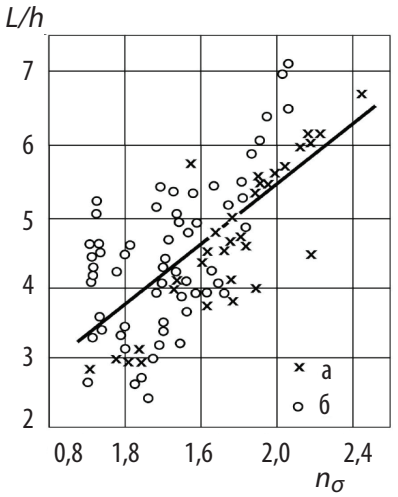


Рис. 10.5. Обобщенная зависимость отношения длины очага деформации *L* к толщине дрессируемых полос *h* от коэффициента напряженного состояния n_σ (стан 1700) при дрессировке без смазки (а) и с технологической смазкой И-20 (б)

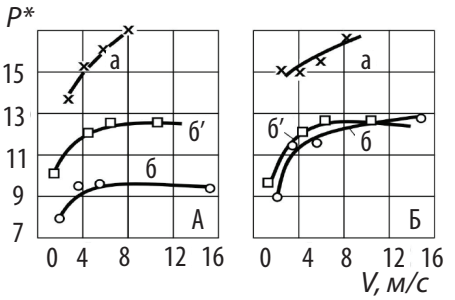


Рис. 10.6. Зависимость безразмерного давления на валки *P от скорости *V* дрессировки без смазки (а) и с технологическими смазками – эмульсией Э-2Б и маслом И-20 (б,б´) при постоянном обжатии *ε* = 1,0% (А) и при неизменной установке валков (Б); сталь 08Ю; стан 1700; *R/h* = 250**

Для рассмотренных условий дрессировки наиболее близко полученные результаты могут быть представлены следующей адекватной моделью, выражающей зависимость усилия деформации P^* от двух критериев подобия процесса: ε и R/h:

$$P^* = -24{,}1 + 10{,}1\varepsilon + 0{,}1R/h \ (r_{мн} = 0{,}90,\ F_1 = 5{,}47),$$

$$P^* = -10{,}27 + 2{,}84\varepsilon + 0{,}06R/h \ (r_{мн} = 0{,}93,\ F_1 = 7{,}0),$$

где $r_{мн}$ – коэффициент множественной корреляции.

Как было сказано выше, увеличение скорости дрессировки при постоянном обжатии приводит к возрастанию P^* (рис. 10.6) и момента прокатки. При дрессировке с применением технологической смазки усилия растут в тем меньшей степени, чем эффективнее смазка.

Возрастание величин усилия и момента дрессировки, наблюдаемое при увеличении обжатия и шероховатости прокатных валков, связано с влиянием этих параметров на коэффициент трения. Нахождение зависимостей коэффициента трения от условий дрессировки представляет большой практический и научный интерес.

Достаточно достоверные математические модели процесса дрессировки базируются на принятом допущении о постоянстве контактных касательных напряжений в зоне деформации [150]:

$$\tau = \mu 2k,$$

где μ – коэффициент пластического трения; k – сопротивление металла пластическому сдвигу.

Проанализируем взаимосвязь коэффициента пластического трения μ с параметрами процесса дрессировки полос.

Коэффициент пластического трения при дрессировке наиболее удобно определять методом обратного пересчета с использованием экспериментальных значений давления металла на валки. В качестве математической модели процесса дрессировки при проведении расчетов авторы настоящей книги применяли детально разработанную модель Е.М.Третьякова [150]. Алгоритм расчета коэффициента пластического трения, коэффициента напряженного состояния, так же как и других параметров дрессировки, учитывал изменение предела текучести дрессируемого металла в зависимости от скорости деформации.

Результаты расчетов показали [149, 151], что с повышением обжатия коэффициент напряженного состояния n_σ интенсивно возрастает при дрессировке полос в шероховатых валках без смазки и незначительно при дрессировке в тех же валках со смазкой И-20 (рис. 10.7). При других механических свойствах дрессируемых полос характер зависимостей n_σ от ε качественно не изменяется. При дрессировке со смазкой И-20 полос из стали 08Ю кривые n_σ (ε) располагаются выше, чем для листовой стали 08пс. Наблюдается также уменьшение n_σ с увеличением толщины дрессируемых полос. По сравнению с дрессировкой без смазки и со смазкой И-20 при дрессировке полос со смазкой эмульсией Э-2 (Б) коэффициент напряженного состояния принимает промежуточные значения.

Технологическая смазка влияет на силовые и кинематические параметры процесса дрессировки путем изменения величины коэффициента трения.

При дрессировке без смазки коэффициент пластического трения μ с увеличением относительного обжатия возрастает (см. рис. 10.7).

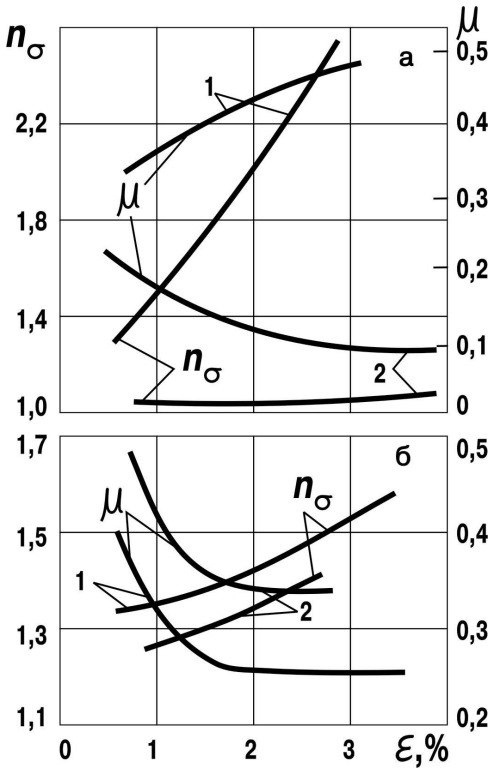


Рис. 10.7. Зависимость коэффициента напряженного состояния n_σ и коэффициента пластического трения μ от обжатия при дрессировке (V = 1,1÷1,3 м/с, переднее и заднее натяжения 20-30 Н/мм²): а – без смазки (1) и со смазкой маслом И-20 (2) полос из стали 08пс (σ_T = 265 Н/мм²) толщиной 1,0 мм с начальной шероховатостью металла 0,65 мкм *Ra*; б – со смазкой маслом И-20 полос из стали 08Ю (σ_T = 205 Н/мм²) толщинами 0,9 (1) и 1,5 мм (2) с начальной шероховатостью металла 0,7 мкм *Ra* (1) и 0,93 мкм *Ra* (2)

Скорость его изменения с ростом обжатия уменьшается, т.е. коэффициент трения стремится к своему предельному значению, равному 0,5. Зависимость коэффициента трения μ от обжатия ε имеет тот же характер, что и кривые изменения отпечатываемости микрорельефа валков на полосе [151]. Следовательно, повышение коэффициента трения с увеличением обжатия при дрессировке полос шероховатыми валками без смазки объясняется увеличением фактической площади касания деформируемого металла и инструмента по мере внедрения его микровыступов в поверхности полосы и затекания металла в микроуглубления на поверхностях валков. Контактному давлению, при котором достигается максимальное сцепление поверхностей валков и полосы, соответствует предельная величина коэффициента трения.

Поскольку степень отпечатываемости шероховатости валков на поверхности дрессируемых полос в общем случае определяется не столько степенью деформации полосы, сколько значениями n_σ и $n_{\sigma_{max}}$, для совокупности всех результатов экспериментов при дрессировке без смазки корреляция между μ и ε отсутствует.

Влияние различных параметров процесса дрессировки на коэффициент трения может быть охарактеризовано следующим образом.

Дрессировка полос с применением технологической смазки при прочих равных условиях проходит при меньших величинах μ, чем дрессировка без смазки. С увеличением обжатия коэффициент трения понижается до определенного уровня, после чего в диапазоне анализируемых степеней деформации величина μ остается практически постоянной (см. рис. 10.7). Смазка маслом И-20 более существенно понижает коэффициент трения, чем эмульсия Э-2 (Б), вследствие того, что коэффициент трения при дрессировке со смазкой зависит от толщины масляной пленки в очаге деформации, которая является функцией скорости прокатки, вязкости и пьезокоэффициента вязкости смазки, контактного давления, радиуса валков, толщины прокатываемых полос, обжатия [63]. Исследования[1] толщины ξ смазочной пленки в очаге деформации при дрессировке, выполненные «капельным методом», показали, что для рассматриваемых условий (шероховатость валков 2,0 мкм полос 0,4-1,3 мкм, обжатия 0,3-2,0%) при использовании масла И-20 $\xi = 2{,}0 \div 2{,}5$ мкм, эмульсии – $\xi = 1{,}0 \div 1{,}5$ мкм. Причем с увеличением скорости дрессировки от 2 до 15 м/с толщина смазочной пленки ξ увеличивается на 15-20%. С ростом степени деформации в пределах названного диапазона ξ уменьшалась на 10-15%.

Для одинаковых значений n_σ коэффициент трения при дрессировке со смазкой получается более высоким для более толстых полос. Это, видимо, связано с тем, что, чем прокатываемые полосы толще, тем большими будут абсолютное обжатие и угол контакта, а следовательно, меньше смазки поступит в очаг деформации. С ростом скорости дрессировки коэффициент трения понижается, что объясняется увеличением количества смазки, вовлекаемой в контактную зону [63]. Такое же изменение μ наблюдается при повышении натяжения.

Влияние технологической смазки на коэффициент трения в очаге деформации проявляется в ограничении площади фактического контакта поверхностей валков и прокатываемого металла и в изменении касательного напряжения на участках истинного касания. При этом форма микронеровностей поверхностей валков и полосы влияет на утечку смазки из микроуглублений, на фактическую площадь контакта и силы трения.

[1] Исследования проведены Е.А. Паргамоновым на дрессировочном стане 1700 комбината «Запорожсталь»

Уменьшение коэффициента трения с повышением обжатия при дрессировке со смазкой может быть объяснено с позиций современных представлений о механизме взаимодействия контактных поверхностей валков и прокатываемого металла при наличии в очаге деформации смазочной прослойки. Поскольку высота микронеровностей валков и дрессируемого металла соизмерима с толщиной слоя смазки в очаге деформации, при малых обжатиях микровыступы поверхности «прошивают» слой смазки и вступают в непосредственный контакт. Как следствие этого, коэффициент трения принимает более высокие значения (см. рис. 10.7). При повышении деформации микронеровности поверхности дрессируемого металла сминаются, благодаря чему в очаге деформации формируется разделительная смазочная прослойка, а коэффициент трения уменьшается.

Подчеркиваем, что даже небольшие изменения в величине начальной шероховатости полос существенно отражаются на значениях коэффициента трения при дрессировке. Так, в рассматриваемых экспериментах увеличение исходной шероховатости поверхности от 0,7 до 1,0 мкм *Ra* для полос толщинами 0,9-0,95 мм из стали 08Ю при смазке И-20, скорости дрессировки 1,1-1,3 м/с, натяжениях 20-30 Н/мм^2 и шероховатости валков 2,0 мкм *Ra* вызывало повышение коэффициента трения на 20-25%.

Обобщенная зависимость коэффициента трения μ от n_σ при дрессировке на стане 1700 полос с различными свойствами и в различных условиях (без смазки и со смазкой, с натяжением и без натяжения и др.) представлена на рис. 10.8. При дрессировке со смазкой и без смазки коэффициент трения тем больше, чем выше коэффициент напряженного состояния. Между μ и n_σ, а также между μ и $n_{\sigma_{max}}$ имеется линейная корреляционная зависимость с коэффициентом корреляции $r = 0{,}74$ при $F_1 = 2{,}2$ и с $r = 0{,}76$ при $F_1 = 2{,}4$. Графические интерпретации уравнения линейной регрессии

$$\mu = -0{,}065 + 0{,}255\, n_\sigma$$

и двух нелинейных аппроксимирующих зависимостей между μ и n_σ

$$\mu = -0{,}66 + 1{,}04\, n_\sigma - 0{,}246\, n_\sigma^2;$$

$$\mu = 0{,}92 - 0{,}29 \exp(1/n_\sigma)$$

показаны на рис. 10.8.

Для уравнения регрессии, а также экспоненциальных и логарифмических функций $\mu = 0{,}92 - 0{,}29 \exp(1/n_\sigma)$; $\mu = 061 - 1{,}24/\exp n_\sigma$; $\mu = 0{,}16 + 0{,}404 \ln n_\sigma$

остаточные дисперсии получаются меньшими, чем при расчете по уравнению линейной регрессии. Сопоставление остаточных и общих дисперсий дает следующие величины критерия F_1: 2,58; 2,7; 2,5 и 2,42.

Отношение протяженности очага деформации к толщине дрессируемых полос L/h увеличивается при повышении степени деформации независимо от характера изменения μ.

Скоростной характеристикой процесса дрессировки, как и прокатки в целом, служит опережение. При дрессировке из-за упругого сплющивания валков и прокатываемого металла значительно увеличивается длина очага деформации, что затрудняет определение аналитических зависимостей опережения от геометрических, скоростных и деформационных параметров процесса. Известные в теории прокатки соотношения, связывающие величины нейтрального угла, коэффициента трения и угла захвата, здесь неприменимы. В экспериментальных исследованиях опережение при дрессировке обычно определяют с помощью системы измерения обжатий. Сравниваются скорости входа и выхода полосы из валков.

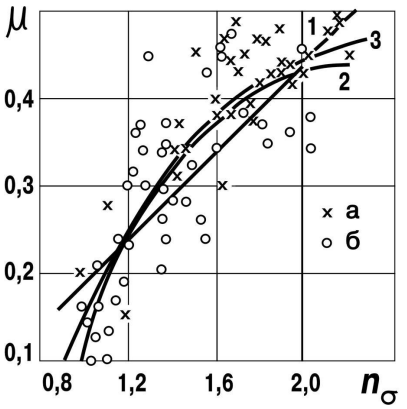


Рис. 10.8. Обобщенная зависимость коэффициента пластического трения μ от коэффициента напряженного состояния n_σ (стан 1700) при дрессировке без смазки (а) и с технологической смазкой (б). Аппроксимирующие функции:

$1 - \mu = -0{,}065 + 0{,}255\, n_\sigma$; $2 - \mu = -0{,}66 + +1{,}04 n_\sigma - 0{,}246 n_\sigma^2$; $3 - \mu = 0{,}92 - 0{,}29\, e^{1/n_\sigma}$

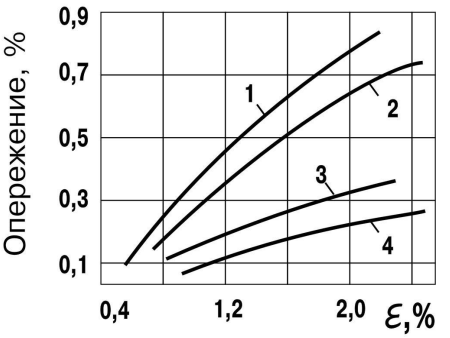


Рис. 10.9. Влияние степени деформации на опережение при дрессировке без смазки (1,3) и со смазкой маслом И-20 (2,4) полос из стали 08Ю (σ_T = 205 Н/мм^2) размерами 0,9 × 1250 мм (1,2) и 1,5 × 1020 мм (3,4)

Зависимости опережения от обжатия при различных условиях дрессировки приведены на рис. 10.9. Согласно этим данным, с увеличением обжатия опережение возрастает. Дрессировка со смазкой проходит при меньшем опережении. При одинаковых обжатиях величина опережения больше при дрессировке тонких полос.

Для достижения равномерного обжатия по длине полосы в рулоне и однородных свойств металла весьма интересно исследование влияния скорости дрессировки на опережение, усилие и степень деформации. При неизменном положении нажимных винтов с ростом скорости дрессировки наряду с возрастанием давления металла на валки (см. рис. 10.6) изменяются степень деформации полосы и опережение (рис. 10.10). В рассматриваемых условиях повышение скорости приводило к небольшому уменьшению обжатия при дрессировке без смазки и значительному увеличению степени деформации при дрессировке со смазкой маслом И-20. При использовании эмульсии с увеличением скорости дрессировки обжатие изменялось незначительно.

Зависимости опережения от скорости отражают характер зависимостей изменения обжатия в функции этого параметра: при дрессировке без смазки опережение уменьшалось, со смазкой маслом И-20 увеличивалось, а с эмульсией Э-2(Б) находилось примерно на одном уровне (см. рис. 10.10).

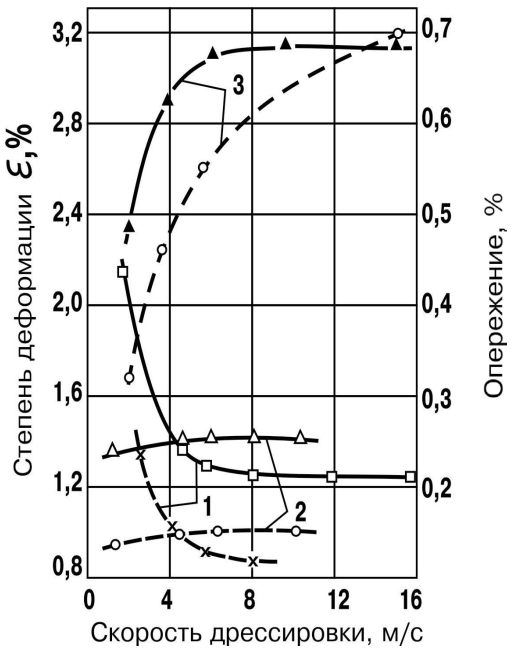


Рис. 10.10. Влияние скорости дрессировки без смазки (1) и с технологическими смазками эмульсией Э-2 (Б) (2) и маслом И-20 (3) при неизменном положении нажимных винтов на степень деформации (пунктирные линии) и опережение (сплошные линии). Сталь 08Ю (σ_T = 205 Н/мм^2). Толщина полос 1,0 мм. Переднее и заднее натяжения 25-40 Н/мм^2. Шероховатость валков 2,8 мкм *Ra*, начальная шероховатость поверхности полос 0,8 мкм *Ra*

Многочисленными исследованиями доказано, что в процессе дрессировки при неизменной установке валков с увеличением скорости степень деформации меняется, так как изменяются сопротивление металла деформации и условия контактного трения в очаге деформации. На тех станах, где опорные валки установлены на подшипниках жидкостного трения, дополнительное влияние оказывает изменение в них толщины слоя смазки. Степень деформации полосы с ростом скорости дрессировки уменьшается, если давление металла на валки возрастает интенсивно и приращение обжатия из-за роста усилия дрессировки $\Delta\varepsilon_р$ по абсолютной величине больше приращения обжатия вследствие изменения толщины масляного клина $\Delta\varepsilon_{м.кл.}$ в подшипниках жидкостного трения опорных валков, т.е. когда $\Delta\varepsilon_р > \Delta\varepsilon_{м.кл.}$. В противном случае, когда $\Delta\varepsilon_{м.кл.} > \Delta\varepsilon_р$, степень деформации полосы с ростом скорости увеличивается.

Эксперименты, проведенные на стане 1700 Череповецкого металлургического комбината показали, что по мере увеличения скорости дрессировки листовой стали толщинами 0,7-0,8 мм происходит монотонное уменьшение обжатия полос, несмотря на неизменное положение нажимных винтов. Во время дрессировки полос толщинами 0,5-1,0 мм развиваются относительно высокие усилия дрессировки. Упругая деформация клети достигает большой величины, которая не компенсируется «всплытием» шеек опорных валков. В результате степень обжатия при росте скорости дрессировки уменьшается. При дрессировке полос толщинами 1,2-2 мм, когда давление металла на валки сравнительно небольшое, обнаруживается обратное явление: степень обжатия увеличивается вместе с увеличением скорости дрессировки. Следовательно, в этих условиях на величину раствора между рабочими валками решающее влияние оказывает «всплытие» шеек опорных валков.

Давление металла на валки с увеличением скорости дрессировки растет при обработке как «тонких», так и «толстых» полос. Качественные и количественные изменения усилия дрессировки в функции скорости практически одинаковы с изменениями давления между взаимно прижатыми валками (без металла) при увеличении частоты их вращения.

Наиболее интенсивное изменение давления металла на валки и степени деформации полосы происходит при скоростях дрессировки до 10-12 м/с, т.е. в период, когда наблюдается сравнительно быстрое изменение толщины масляного клина и соответствующее «всплытие» шеек опорных валков.

При дрессировке листовой стали на станах, оборудованных роликовыми подшипниками рабочих и опорных валков, с увеличением скорости степень деформации полос всех толщин будет уменьшаться. Рост натяжения приводит

к снижению усилия дрессировки и, как следствие этого, к увеличению степени деформации (при неизменном положении нажимных винтов). При дрессировке автолистовой стали изменение переднего натяжения с 20 до 100 Н/мм^2 изменяет давление металла на валки в пределах 5-20%. Снижение первоначального усилия дрессировки тем больше, чем меньше его величина.

Изменение удельного натяжения от 25 до 100 Н/мм^2 при дрессировке полос толщинами менее 1 мм приводит к увеличению обжатия более чем в два раза. При дрессировке полос толщинами свыше 1 мм изменение переднего натяжения в указанных выше пределах на величину обжатия существенно не влияет.

Отмеченные закономерности объясняются повышением сопротивления деформации металла с ростом скорости, изменением толщины масляного клина в подшипниках жидкостного трения опорных валков и условий трения в очаге деформации.

Учитывая важность рассматриваемого вопроса, еще раз подчеркнем, что изменение степени деформации в функции скорости при дрессировке со смазкой определяется совместным решением уравнений, описывающих упругую линию рабочей клети и пластическую кривую прокатываемой полосы (рис. 10.11). Абсцисса точки A показывает толщину полосы h на выходе из стана (h_0 – начальная толщина). С увеличением скорости дрессировки вследствие изменения сопротивления деформации стали возрастает давление металла на валки. При одинаковом растворе валков S_0 процесс будет характеризоваться точкой B пересечения новой пластической кривой и упругой линией клети S_0A. Обжатие при этом изменяется на величину $\Delta h'$. Так как из-за повышения толщины масляной пленки в подшипниках жидкостного трения опорных валков уменьшится раствор валков, что отражено на рис. 10.11 смещением линии упругой деформации клети в положение S'_0, то точка C пересечения этой линии с линией h_0B будет соответствовать приращению обжатия $\Delta h''$, вызванного ростом толщины масляного клина. С повышением скорости дрессировки увеличивается количество смазки, гидродинамически втягиваемой в очаг деформации, и уменьшается коэффициент трения. Его новому значению соответствует пластическая кривая h_0D. Абсцисса h_1' точки D (характеризующей итоговое состояние процесса) будет показывать конечную толщину полосы при более высокой скорости дрессировки, а величина $\Delta h'''$ – изменение обжатия из-за уменьшения коэффициента трения в очаге деформации.

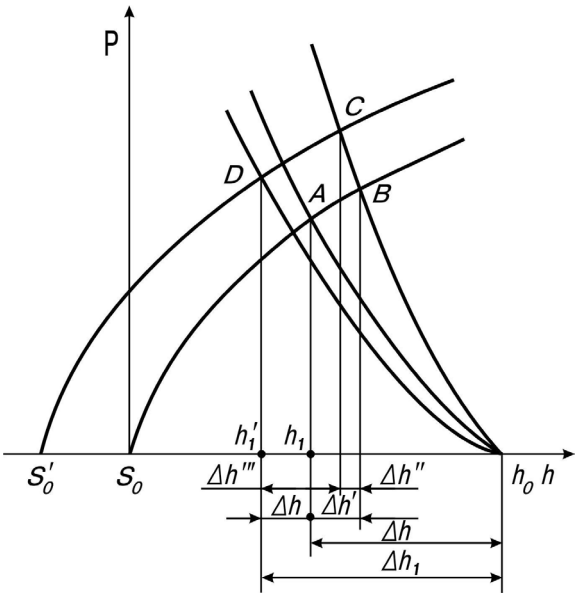


Рис. 10.11. Схема изменения обжатия полосы при увеличении скорости дрессировки со смазкой. Обозначения в тексте

Очевидно, что суммарное изменение обжатия $\Delta\bar{h}$, обусловленное ростом скорости дрессировки со смазкой, определяется тремя составляющими:

$$\Delta\bar{h} = \Delta h'' + \Delta h''' - \Delta h'.$$

При дрессировке полос со смазкой, существенно понижающей коэффициент трения (например, маслом И-20), как правило $\Delta h'' + \Delta h''' > \Delta h'$, а значит, с увеличением скорости степень деформации возрастает. При дрессировке без смазки, когда $\Delta h''' \approx 0$, с увеличением скорости в определенных условиях (если $\Delta h'' > \Delta h'$) возможен также рост обжатия. Скоростной эффект наиболее резко проявляется в интервале небольших скоростей дрессировки. Влияние скоростного фактора усиливается при уменьшении толщины дрессируемых полос.

Подбором оптимальной технологической смазки можно наряду с уменьшением усилия деформации ослабить скоростной эффект и стабилизировать величину обжатия при дрессировке листовой стали. Использование при дрессировке тонких полос в качестве технологической смазки эмульсии, характеризующейся кроме хороших смазочных еще и моющими свойствами, позволяет уменьшить загрязненность поверхности металла. Положительная особенность дрессировки со смазкой состоит и в том, что за счет снижения величины контактных сил трения валками меньшего диаметра можно пластически деформировать более тонкие полосы.

Применение технологической смазки улучшает качество поверхности листовой стали, снижает расход энергии при дрессировке, повышает работоспособность валков. При дрессировке без смазки на поверхность рабочих валков налипает сажа, частицы металла и окислов, загрязняющие ее и являющиеся причиной загрязнений и отпечатков на поверхности дрессируемых полос. В случае использования в процессе дрессировки технологической смазки грязь, песок и другие частицы смываются с поверхности валков и полосы. В результате значительно сокращается отсортировка металла из-за дефектов поверхности. Поскольку дрессировка с технологической смазкой проходит при меньшем давлении металла на валки, то улучшаются условия работы систем принудительного изгиба валков на стане и в результате улучшается планшетность дрессируемых полос.

Дрессировку особо тонких полос и, в частности, жести осуществляют, как правило, на двухклетьевых станах. Технология дрессировки полос на таких агрегатах отличается от принятой на одноклетьевых станах кварто или дуо. Особенности процесса дрессировки жести рассмотрим на примере двухклетьевого стана 1400 Карагандинского металлургического комбината (КарМК) [152].

Двухклетьевой стан 1400 КарМК предназначен для дрессировки полос толщинами 0,18-0,6 мм и ширинами от 700 до 1250 мм в рулонах массой до 30 т со скоростью до 40 м/с. Стан оснащен следующими системами автоматики: принудительного изгиба рабочих валков (САРПИВ), регулирования относительного обжатия, замедления стана, позиционного управления электроприводом нажимных винтов. Особенностями конструкции стана являются привод через опорные валки, различный диаметр рабочих валков клетей 1 и 2 (420-400 и 600-570 мм соответственно), комбинированные (электромеханические и гидравлические) нажимные устройства. Вследствие различия диаметров рабочих валков клетей стана основное обжатие полосы осуществляется в первой клети ε_1= (0,7-0,85) ε_Σ. Во второй клети степень деформации при дрессировке жести обычно сравнительно небольшая.

Значения коэффициента пластического трения μ, полученные методом обратного пересчета по экспериментальным данным, при дрессировке жести составляли 0,20-0,21. Столь малые значения обусловлены спецификой дрессировки полос с малыми абсолютными обжатиями: при толщинах менее 0,7-0,8 мм и обжатиях 1-2% и менее значения коэффициента пластического трения зависят от соотношения абсолютной величины обжатия Δh и шероховатости поверхности Rz. При соизмеримых значениях данных параметров (Δh /$Rz \leq$ 10) величина коэффициента трения существенно уменьшается по сравнению с его предельными значениями [152]. При дрессировке жести отношение Δh /Rz, составляет 0,4-2,0 для насеченных валков и 1,8-3,5 для шлифованных. Поэтому

проявление указанного эффекта более заметно при дрессировке с использованием насеченных валков. В результате даже для валков клети 1 с достаточно высокой шероховатостью поверхности значения коэффициента трения не более 0,25.

Усилие дрессировки практически во всем диапазоне изменения обжатия (рис. 10.12) не превышает допустимого значения 20 МН. На рабочих скоростях (25-30 м/с) усилие дрессировки ограничено температурными условиями работы валков. Применительно к стану 1400 КарМК максимальная величина усилия в первой клети не должна быть больше 3,0-3,5 МН. При этом в соответствии с расчетными данными максимальная величина обжатия в первой клети составляет в случае использования рабочих валков с шероховатой (насеченной дробью) поверхностью (μ = 0,23-0,25) менее 2,0%, а для шлифованных или полированных валков (μ = 0,15-0,19) 2,5-3,0%.

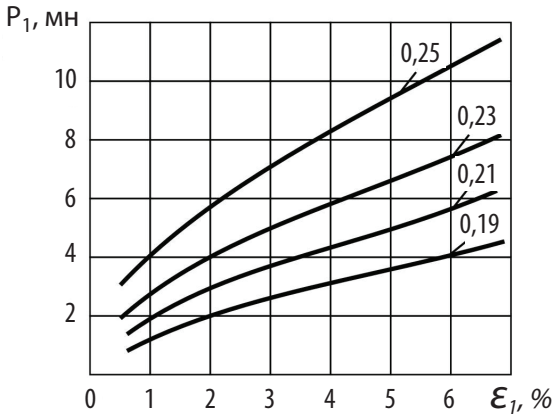


Рис. 10.12. Зависимость усилия дрессировки P_1 от степени деформации ε_1 и коэффициента трения μ_1 (цифры у кривых) в клети 1 [152]

Процесс дрессировки жести на стане 1400 при рабочих скоростях стабильно реализуется при обжатиях более 0,8-1,0%. При меньших обжатиях неустойчиво работает система автоматического регулирования удлинения и не обеспечивается требуемая плоскостность жести. Для получения жести степени твердости А толщинами 0,20-0,22 мм обжатия не должны превышать 1,2%.

Предварительный наклеп металла в клети 1 приводит к росту энергосиловых параметров в клети 2 (рис. 10.13), причем с большей интенсивностью, чем в первой клети, что обусловлено большим диаметром валков. При дрессировке полос жести во второй клети с обжатием 0,5% и при коэффициенте трения μ = 0,15-0,19 (шлифованные и полированные валки) максимальные рабочие усилия (3,5-4,0 МН) достигаются в случае предварительной деформации в первой клети, равной 2,0-2,5%.

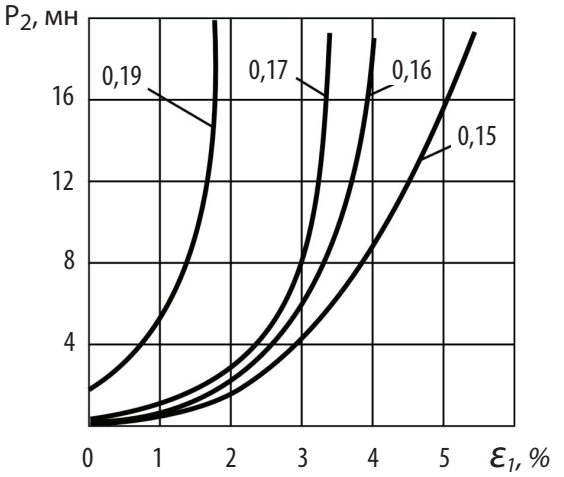


Рис. 10.13. Зависимость усилия дрессировки во второй клети (ε_2 = 0,5%) от степени деформации в первой клети ε_1 и коэффициента трения μ_2 (цифры у кривых) [152]

В целом теоретический анализ показал, что применительно к двухклетьевому дрессировочному стану 1400 максимальное обжатие при дрессировке всухую жести толщинами 0,18-0,25 мм составляет в первой клети 2,0-2,5%, а во второй 0,4-0,6% в зависимости от состояния поверхности рабочих валков.

10.3. Особенности технологии дрессировки тонких полос

Рассмотрим особенности технологии дрессировки качественной листовой стали. Максимальная величина натяжения при дрессировке отожженных полос ограничивается опасностью возникновения на поверхности металла изломов. Исследования [72, 153] показали, что изломы являются результатом пластической деформации поверхностных слоев металла, вызываемой изгибом и натяжением полосы при разматывании рулона. Допустимое натяжение полосы при ее изгибе или выпрямлении тем выше, чем меньше кривизна изгибаемой (разгибаемой) полосы, чем полоса тоньше, чем выше ее предел текучести. На практике при прокатке полос толщиной менее 1 мм натяжение между разматывателем и клетью обычно принимают в пределах 30-40 Н/мм^2, а между клетью и моталкой – примерно в полтора раза выше (50-60 Н/мм^2). При дрессировке полос толщинами более 1 мм заднее натяжение уменьшают до 20, а переднее – до 25 Н/мм^2. Экспериментально доказано, что если заднее натяжение при дрессировке полос толщинами 0,5-2,0 мм не превышает 20 Н/мм^2, то гарантировано отсутствие изломов на поверхности металла. Условия дрессировки при этом не ухудшаются.

В процессе дрессировки холоднокатаных полос на некоторых станах на поверхности металла возникают дефекты «ребристость» [131]. При последующей переработке металла ухудшается товарный вид готовых изделий. Кроме того, появление «ребристости» на поверхности рабочих и опорных валков приводит к их дополнительным перевалкам и перешлифовкам, в результате которых увеличиваются простои стана и повышается износ валков. Появление «ребристости» замечено также на поверхности тянущих роликов травильных линий и агрегатов резки. «Ребристость» возникает, как правило, при работе агрегатов, в приводных линиях которых имеются зубчатые редукторы, нагруженные незначительными технологическими усилиями при весьма высоких скоростях вращения.

Выполненные[1] в Институте черной металлургии исследования поверхности листов с дефектами «ребристость» показали, что светлые полосы появляются вследствие пробуксовки рабочих валков относительно поверхности дрессируемого металла, либо в результате того, что на рабочем валке из-за пробуксовки его относительно опорного валка образовались полосы, которые затем отпечатываются опять же на поверхности листовой стали.

Количество полос «ребристости» на поверхности рабочих валков равно числу зубьев ведомой шестерни в приводной линии стана. Это позволило сделать вывод, что зацепление в редукторе является источником возбуждения вибраций, вызывающих появление «ребристости» на поверхности валков и дрессируемого металла. При работе на дрессировочных станах с безредукторным приводом такой дефект не возникает.

Причиной появления вибраций является циклическая погрешность окружного шага зубчатых колес, которая определяется степенью точности их изготовления. Когда в зацепление входят зубья с неточным окружным шагом, то массы зубчатых колес получают относительное смещение по делительной окружности, что приводит к их неравномерному вращению. Возникающие при этом ускорения являются причиной появления в приводной линии переменных инерционных сил. Реакция приводной линии на эти силы зависит от скоростного и силового режимов работы и параметров системы. Существует такое их сочетание, при котором усилие, действующее в зацеплении, равно нулю, и наступает разрыв контакта между зубьями. Расчеты показывают, что такие разрывы происходят при скоростях дрессировки, бóльших 7 м/с, и передача энергии зацеплением в рабочем режиме носит импульсный (ударный) характер.

[1] Совместно с И.И. Леепой, А.В. Праздниковым, К.С. Логиновой, А.П. Качайловым.

Кинетическая энергия, полученная ведомой шестерней в момент разрыва контакта в зацеплении, переходит в потенциальную энергию закрутки валопровода при ее движении в поле бокового зазора, а затем под действием упругих сил контакт восстанавливается и происходят повторные соударения шестерни и колеса.

При соударениях зубьев зацепления происходит рассеяние энергии в моменты восстановления контакта. Очевидно, что устойчивый режим ударных колебаний будет поддерживаться только в том случае, если потери энергии при соударениях будут компенсироваться за счет внешних источников. Потери энергии при восстановлении контакта в зацеплении могут быть компенсированы двигателем. Исследование ударного взаимодействия зубчатых колес показало, что возникновение такого режима принципиально возможно. Он обладает способностью саморегулирования и достаточно устойчив в некотором диапазоне скоростей.

Пробуксовка рабочих валков относительно полосы (или опорных валков) наступает тогда, когда момент, приложенный к рабочему валку со стороны шпинделя, достигает величины момента сил сцепления между полосой и валком (либо между рабочим и опорным валками). Когда деформация валопровода достигает максимального значения при движении шестерни в поле бокового зазора, скорость этой деформации становится равной нулю. Для устойчивости виброударного процесса необходимо, чтобы частота зацепления была равна или кратна частоте ударных импульсов, возникающих в системе [154].

Указанные условия позволяют определить критические скорости вращения рабочего валка, при которых возможно появление ребристости на полосе. Критические скорости дрессировки определяются следующим образом:

$$n_{кр} = \frac{30\sqrt{C_{ш} / I_{ш}}\, m}{z_{ш} \arccos \dfrac{M_{ДР}}{M_{СЦ}}},$$

где $C_ш$ – жесткость валопровода между шестерней и рабочим валком; $I_ш$ – момент инерции ведомой шестерни; $m = 1, 2, 3\ldots$ – число критических зон скоростей дрессировки; $z_ш$ – число зубьев ведомой шестерни; $M_{ДР}$ – момент дрессировки; $M_{сц}$ – момент сил сцепления между рабочим валком и полосой или опорным валком.

Для дрессировочного стана 2500 Магнитогорского металлургического комбината, например, в установившемся режиме $M_{ДР}$«$M_{сц}$. Поэтому для приближенного расчета критических скоростей дрессировки можно положить:

$$M_{ДР}/M_{СЦ} \approx 0; \quad \arccos M_{ДР}/M_{СЦ} \approx \pi/2.$$

Значения параметров системы следующие

$$I_ш = 53{,}5 \text{ кг} \cdot \text{м}^2; \quad C_ш = 1{,}5 \cdot 10^7 \text{ Н} \cdot \text{м}; \quad Z_Ш = 54.$$

Подставляя эти данные в записанное выше уравнение, получим $n_{1кр}$ = 19,6 рад/с; $n_{2кр}$ = 39,3 рад/с; $n_{3кр}$ = 58,7 рад/с; $n_{4кр}$ = 78,5 рад/с. Среди полученных значений величины $n_{1кр}$ и $n_{2кр}$ можно не учитывать, так как эти скорости стан проходит в режиме разгона. Приводные линии нагружены при этих скоростях моментами сил инерции маховых масс и разрыва зацепления не возникает. Величины $n_{3кр}$ и $n_{4кр}$ являются опасными, поэтому не следует вести стационарный процесс дрессировки вблизи этих зон оборотов рабочего валка.

Приведенное выше уравнение свидетельствует о том, что значениями критических скоростей дрессировки можно управлять, изменяя величины моментов дрессировки и сцепления.

Дефект «ребристость» может возникнуть и в режиме разгона или торможения стана. Критическая скорость, при прохождении которой возможно возникновение ребристости в режиме разгона или торможения, определяется следующим образом:

$$n_{кр}^{р} = 30\sqrt{C_ш / \quad I_ш}\, m / z_ш \arccos \frac{\frac{GD^2}{375}\frac{dn}{dt} + M_{ДР}}{M_{СЦ}},$$

где dn/dt – угловое ускорение (замедление) стана; GD^2 – маховый момент элементов приводной линии, приведенный к валу двигателя.

Например, при дрессировке полос из стали 08Ю на дрессировочном стане 2500 Магнитогорского металлургического комбината имеем следующие данные: dn/dt = 23,9 рад/с^2; GD^2 = 165 кН·м^2; $M_{ДР} \cong 20$ кН·м. Подставляя их в последнее уравнение, получаем при m = 1 $n_{кр}^{р}$ = 58 рад./с. Остальные критические зоны можно не рассчитывать, так как они находятся вне рабочего диапазона скоростей.

Согласно последнему выражению величина критической скорости в режиме разгона (торможения) зависит от темпа разгона (dn/dt) и сортамента дрессируемого металла ($M_{ДР}$ и $M_{СЦ}$). Для каждого сортамента можно выбрать такой режим разгона с помощью данного соотношения, при котором значение $n_{кр}^{р}$ будет лежать вне рабочего диапазона и, следовательно, возможность возникновения «ребристости» исключается.

Если же в отдельных случаях параметры процесса дрессировки и характеристика системы управления станом не позволяют исключить критические числа оборотов при выходе на заданную рабочую скорость, то этот опасный диапазон следует проходить с максимально возможным ускорением при разгоне и замедлением при торможении. Участки полосы с «ребристостью» в этом случае будут минимальными. Можно рекомендовать также проведение дрессировки на рабочей скорости, меньшей критической. Устранение критических скоростных режимов из технологического процесса дрессировки позволяет снизить отсортировку металла из-за дефекта «ребристость», сократить количество перевалок и перешлифовок валков, уменьшить их износ.

Причины возникновения и способы предотвращения перегрузок и вибраций в шпинделях дрессировочных станов с групповым приводом частично рассмотрены в главе, посвященной прокатке полос в асимметричных условиях. Здесь же мы остановимся на вопросах обеспечения высокого качества поверхности тонколистовой стали, дрессируемой на станах такой конструкции. Для примера возьмем дрессировочный стан 1700 Карагандинского металлургического комбината (КарМК) [71].

Главный привод рабочих валков дрессировочного стана 1700 КарМК состоит из двухякорного электродвигателя постоянного тока (тип 2МП200-330, N = 2×1000 квт, n = 330/800 об/мин), шестеренной клети и шпинделей, которые с помощью зубчатых муфт соединяются с рабочими и шестеренными валками.

В приводной линии этого стана при дрессировке возникают вибрации частотой 5-20 гц и максимальные амплитуды при скорости дрессировки 17-18 м/с. Поэтому в этом диапазоне скоростей вести процесс дрессировки нецелесообразно. Распределение моментов между шпинделями неравномерное. В нижнем шпинделе момент всегда положительный, в верхнем зависит от условий дрессировки и бывает положительным и отрицательным. Момент на валу двигателя равен алгебраической сумме моментов на шпинделях. В шпинделях иногда возникают моменты противоположного знака, которые в 8-10 раз превышают момент на валу двигателя.

В рассматриваемом стане для разделения силового потока приводного двигателя на два рабочих валка использована шестеренная клеть с шевронным зубчатым зацеплением (передаточное отношение равно единице). Как уже отмечалось ранее, обычно диаметры верхнего и нижнего рабочих валков несколько отличаются (до 1 мм). Вследствие этого передаточное отношение между рабочими валками единице не равно. В процессе дрессировки между рабочими валками возникает силовое взаимодействие и образуется замкнутая кинематическая цепь, состоящая из шестеренных валков, шпинделей, рабочих валков и прокатываемого металла.

Из-за неравенства передаточных отношений шестеренной клети и пары рабочих валков происходит закручивание ветвей привода и в замкнутой кинематической цепи возникают значительные усилия.

Установлено [71], что нижний и верхний шпиндели из-за относительного закручивания ветвей замкнутого контура нагружаются дополнительными моментами $M_д^н$ и $M_д^в$ противоположного знака, величины которых определяются уравнениями

$$M_д^н = R_н K, \quad M_д^в = -R_в K, \qquad K = \frac{\gamma_{он}^2 - \frac{R_В^2}{R_Н^2}\gamma_{ов}^2 + \frac{R_Н - R_В}{R_Н^2} h_1}{2a_0\left(\gamma_{он} + \frac{R_В}{R_Н}\gamma_{ов}\right)},$$

где $R_н$ и $R_в$ – радиусы нижнего и верхнего рабочих валков ($R_н > R_в$); h_1 – толщина полосы на выходе из очага деформации:

$$\gamma_{он} = \frac{\alpha_н}{2}\left(1 - \frac{\alpha_н}{2\mu}\right); \quad \gamma_{ов} = \frac{\alpha_в}{2}\left(1 - \frac{\alpha_в}{2\mu}\right); \quad a_0 = \frac{1}{4\mu p_{ср} R_Н b}; \quad \alpha_Н = \sqrt{\frac{\Delta_Н h}{R_Н}};$$

$$\alpha_В = \sqrt{\frac{\Delta_В h}{R_В}}; \quad \Delta_Н h = \frac{1}{1 + R_Н / R_Н}\Delta h; \quad \Delta_В h = \frac{R_Н / R_В}{1 + R_Н / R_В}\Delta h;$$

где Δh – абсолютное обжатие; μ – коэффициент трения при дрессировке;

$P_{ср}$ – среднее удельное давление; b – ширина полосы.

Величины, рассчитанные по приведенным уравнениям, совпадают с экспериментальными данными (отклонения не превышают 8%).

При закручивании замкнутого контура механической системы в некоторый момент наступает полная разгрузка ветви валка меньшего диаметра. Силовое замыкание в зубчатых зацеплениях становится незначительным и наступает разрыв контакта в зацеплении, приводящий к возникновению в ведомой ветви виброударных процессов, частота которых равна или кратна частоте зацепления. Поэтому и шаг «ребристости» на полосе и валках равен или кратен шагу зубчатого зацепления. Для исключения «ребристости» на полосе и валках целесообразно приводной шпиндель с зубчатыми муфтами заменить шпинделем с резиновометаллическими втулками [71].

Одним из возможных путей устранения перегрузок в приводной линии дрессировочного стана 1700 является замена группового привода индивидуальным. Возникновение замкнутого контура в системе привода стана будет исключено. Рациональным является также переход на дрессировку с одним приводным шпинделем – нижним. Верхний рабочий валок будет вращаться за счет сил трения в очаге деформации. Расчеты показали, что имеется достаточный резерв сил трения в очаге деформации, чтобы обеспечить нормальный (без пробуксовок верхнего валка) процесс дрессировки при требуемых темпах разгона и торможения стана. В этом случае обеспечивается практически идеальное согласование окружных скоростей верхнего и нижнего валков, что способствует получению лучшего качества поверхности дрессируемого металла. Преимуществом схемы привода с одним шпинделем является также упрощение приводной линии – уменьшение количества оборудования (устраняются верхний шестеренный валок, шпиндель, шпиндельный стул и т. д.).

При дрессировке тонких полос и жести на двухклетьевых станах, например, на стане 1400 Карагандинского металлургического комбината, в межклетьевом промежутке возникают колебания полосы, которые приводят к нарушению сцепления поверхностей рабочих и опорных валков. При увеличении скорости дрессировки амплитуда этих колебаний возрастает. Причиной колебаний натяжения полосы между первой и второй клетями являются вибрации роликового измерителя натяжения, установленного в межклетьевом промежутке стана. Колебания натяжения полосы в межклетьевом промежутке вызывают периодические пробуксовки рабочих валков относительно опорных во второй клети стана и возникновение дефекта «ребристость» на поверхности опорных валков. Для исключения этого явления необходимо понизить уровень виброактивности измерителя натяжения.

10.4. Влияние условий дрессировки на свойства стали

При производстве тонких листов обжатия при дрессировке должны быть согласованы с режимами деформации стали в процессе холодной прокатки и последующего отжига. Природа этой взаимосвязи заключена в том, что, как уже было отмечено выше, предел текучести листовой стали определяется размером зерен феррита в ее структуре. Со своей стороны зеренная структура стали формируется в процессе прокатки и отжига.

Зависимость нижнего предела текучести стали от размера зерна определяется по уравнению Холла-Петча:

$$\sigma_{\text{Т}} = \sigma_0 + kd^{-\frac{1}{2}},$$

где $\sigma_{\text{Т}}$ – нижний предел текучести; σ_0 и k – постоянные; d – средний диаметр зерна.

В соответствии с зависимостью Холла-Петча вид диаграмм напряжение – деформация при растяжении крупнозернистой и мелкозернистой стали будет различным (рис. 10.14). В связи с тем, что величина интенсивности деформаций, отвечающая концу площадки текучести на диаграмме растяжения, больше для мелкозернистого металла ($\varepsilon_{u_2} > \varepsilon_{u_1}$), для устранения площадки текучести дрессировку мелкозернистого металла необходимо проводить так, чтобы среднеинтегральное по толщине полосы значение интенсивности деформаций ε_{i_c} получалось большим, чем это требуется для стали с крупнозернистой структурой. Таким образом, обжатие при дрессировке листовой стали должно быть тем больше, чем мельче зерна феррита в ее структуре. При этом предел текучести стали уменьшается в результате дрессировки тем сильнее, чем меньше размеры зерен.

Изложенные закономерности влияния микроструктуры стали на механизм устранения площадки текучести за счет дрессировки полос раскрывают характер взаимосвязи режимов дрессировки с режимами предварительной холодной прокатки. Известно, что размер зерна в структуре полос из малоуглеродистой стали будет уменьшаться при увеличении суммарной степени холодной деформации

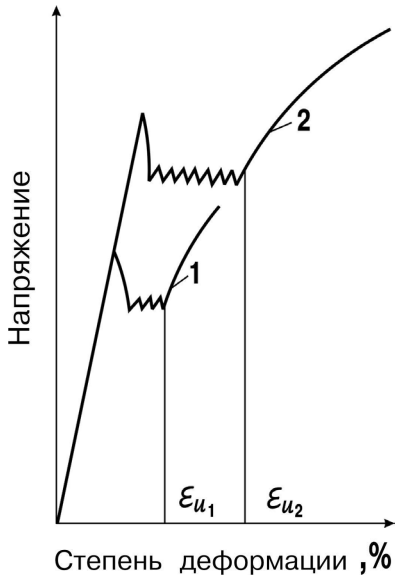


Рис. 10.14. Диаграмма растяжения образцов листовой стали с крупнозернистой (1) и мелкозернистой (2) структурами

перед окончательным отжигом. Следовательно, чем больше была степень деформации стали при холодной прокатке, тем с большим обжатием должны дрессироваться эти полосы.

Учитывая рассмотренные выше закономерности, для улучшения качества дрессируемого металла специалистами Института черной металлургии и Карагандинского металлургического комбината было предложено[1] при выборе режимов дрессировки учитывать неоднородность структуры и механических свойств по длине полос в рулонах. Суть предложения состояла в следующем.

При послитковой технологии производства после горячей и холодной прокатки и рекристаллизационного отжига структура по толщине полос из кипящей химически закупоренной малоуглеродистой стали характеризуется значительной неравномерностью зерна феррита. Непосредственно у поверхности наблюдается слой более крупного зерна, соответствующий кипящему металлу, затвердевшему до введения в изложницу алюминия. Под ним располагается явно выраженная прослойка мелкозернистого металла (8-10 балл). В центральных слоях зерно феррита более крупное. По длине полосы толщина мелкозернистой прослойки уменьшается от максимального значения, соответствующего головной части слитка до нуля на расстоянии 20-25% длины полосы. На остальной части длины полосы структура стали однородная. Металл мелкозернистой прослойки имеет повышенное содержание алюминия (более 0,01%).

При дрессировке с обжатием 1,0-1,5% холоднокатаных полос, имеющих описанную выше многослойную структуру, в них создается повышенный по сравнению с дрессировкой однородного металла уровень микронапряжений. В результате ухудшается штампуемость (уменьшается глубина лунки при испытаниях по методу Эриксена) листовой стали.

Таким образом, для достижения одинакового максимального эффекта дрессировки участок полосы с мелкозернистой прослойкой в структуре, соответствующей головной части слитка, следует дрессировать с меньшей величиной обжатия, чем участок полосы без мелкозернистой прослойки, соответствующий донной части слитка. По мере уменьшения толщины мелкозернистой прослойки обжатие должно увеличиваться, т.е. изменяться в функции длины полосы обратно пропорционально толщине слоя мелких зерен в структуре листовой стали и достигать максимума после прокатки 25% всей длины полосы. Остальная часть полосы дрессируется с достигнутым максимальным обжатием.

---

[1] В.Л. Мазуром, Б.А. Фельдманом, П.П. Черновым, О.Н. Сосковцом, В.В. Акишиным, В.И. Куликовым и др.

В частности, вначале, на участке полосы, соответствующем головной части слитка, величина деформации отожженной кипящей химически закупоренной стали толщиной 0,5-2,0 мм должна составлять 0,6-0,8% и увеличиваться в функции длины полосы пропорционально толщине мелкозернистой прослойки до 1,0-1,2% на участке, соответствующем средней и донной части слитка. Увеличение степени деформации от минимальной величины, равной 0,6-0,8%, до максимальной, равной 1,0-1,2%, должно выполняться на участке, составляющем 20-25% длины полосы. Верхние пределы в указанных диапазонах величин обжатия относятся к сравнительно тонким полосам 0,5-1,0 мм, нижние – к полосам большей толщины 1,2-2,0 мм.

Таким образом, при дрессировке полос, например, из кипящей химически закупоренной алюминием стали 08кп для улучшения качества дрессированного металла, степень деформации следует изменять в функции длины полосы обратно пропорционально толщине мелкозернистой прослойки у поверхности полосы. Технико-экономическая эффективность этого решения состоит в том, что механические свойства листовой стали улучшаются за счет обеспечения минимально возможных значений предела текучести и равномерности его на всей длине полосы. На Карагандинском металлургическом комбинате, например, этот способ дрессировки был реализован с помощью специально разработанного[1] устройства.

Разработки способов улучшения качества холоднокатаных и горячекатаных полос путем регулирования процесса их дрессировки в зависимости от химического состава и структуры металла распространяются также на стали повышенной прочности. В виде примера можно назвать разработанный специалистами[2] Института черной металлургии НАН Украины и Новолипецкого металлургического комбината способ отделки холоднокатаных отожженных полос из низколегированных сталей повышенной прочности типа 08ГСЮТ (Ф), предназначенных для холодной штамповки, согласно которому степень деформации при дрессировке устанавливают в зависимости от толщины полосы и величины углеродного эквивалента $C_э$ химического состава стали, определяемого по формуле

$$C_э = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ti\,(V)}{5},$$

где C, Mn, Si, $Ti(V)$ – содержание элементов в стали, масс. %.

[1] Ю.М. Критским, Е.А. Парсенюком, Л.Н. Козловым, П.П. Черновым, В.И. Куликовым, А.А. Дитцем, Е.А. Бендером, В.В. Акишиным, В.Л. Мазуром

[2] Е.С. Какушкиным, В.И. Кусовым, В.Л. Мазуром, А.М. Нестеренко, Е.И. Булатниковым, С.С. Колпаковым, Н.В. Мининым

Степень деформации полос при дрессировке в соответствии с этим предложением устанавливают в прямой зависимости от величины $C_э$.

Влияние режимов дрессировки на механические свойства жести исследовали в промышленных условиях стана 1400. Дрессировали полосы толщинами 0,20-0,32 мм с обжатиями от 0,7 до 2,8%. Температура металла перед дрессировкой составляла 30-50°С.

Результаты экспериментов показали (рис. 10.15), что интенсивность изменения твердости и глубины сферической лунки по Эриксену черной жести в зависимости от суммарной степени деформации увеличивается с уменьшением толщины полос.

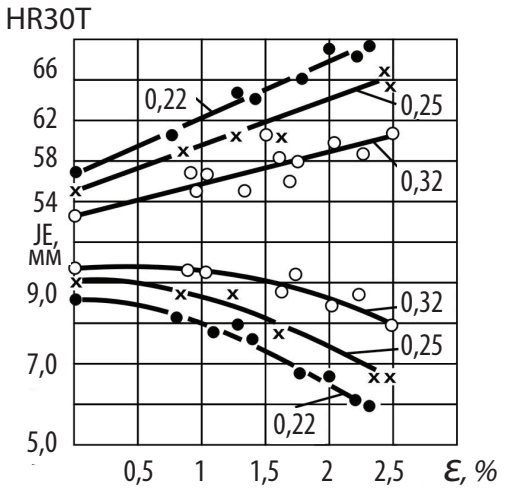


Рис. 10.15. Зависимость аттестационных свойств черной жести (твердости HR30T и глубины сферической лунки по Эриксену JE) от суммарного обжатия при дрессировке на стане 1400 (цифры у кривых – толщина жести, мм) [152]

10.5. Дрессировка горячекатаной стали

На многих металлургических комбинатах технология производства холоднокатаной тонколистовой стали и жести предусматривает, что в процессе подготовки к холодной прокатке горячекатаных полос (подката) осуществляют удаление окалины с их поверхности. После разматывания рулонов в головной части непрерывно-травильного агрегата (НТА) полосы обжимаются в дрессировочной клети, если такая установлена в линии НТА, и далее поступают в травильные ванны.

При дрессировке металл получает сравнительно небольшое (1-5%) удлинение, которого, однако, достаточно для растрескивания, разрыхления и частичного разрушения пленки окалины на поверхности полос. При последующем травлении через трещины в слое окалины кислота проникает сквозь плохорастворимые окислы железа к подслою, который состоит в основном из легкорастворимого окисла FeO, благодаря чему процесс травления ускоряется, и тем больше, чем выше обжатие при дрессировке. Наиболее ощутимый эффект в скорости стравливания окалины достигается после дрессировки с повышенными обжатиями (2,5-5,0%). Однако при дрессировке товарного горячекатаного листа такие обжатия нежелательны, поскольку пластические свойства стали все же понижаются.

Относительно быстрое стравливание окалины с поверхности горячекатаных полос в травильных ваннах без ухудшения свойств стали обеспечиваются после дрессировки с минимальными обжатиями, но насеченными валками. В процессе дрессировки микровыступы поверхности валка внедряются в окалину, которая растрескивается благодаря вытяжке металла и измельчается насеченной поверхностью валка. Часть окалины осыпается с поверхности металла в процессе дрессировки, а оставшаяся часть быстро растворяется при последующем травлении, что позволяет ускорить прохождение полос через НТА. Однако, следует заметить, что, как будет показано ниже, такой результат наблюдается не во всех случаях и зависит от состава и свойств стали, состава окалины и твердости поверхности дрессируемых и подвергаемых травлению полос.

В промышленных условиях при травлении горячекатаных полос из низкоуглеродистых сталей коэффициент активности раствора серной кислоты в ваннах постоянно изменяется в пределах 1,8-0,7. Если степень деформации полос при дрессировке сохраняется неизменной в пределах 1,0-1,5%, то при активности раствора 0,8-0,85 возникает опасность недотрава, а при коэффициенте активности раствора 1,4, например, – перетрава поверхности. Для улучшения качества поверхности травленых полос путем стабилизации интенсивности стравливания окалины при постоянной скорости движения полос в линии НТА на Череповецком металлургическом комбинате было предложено[1] степень деформации при дрессировке увеличивать (уменьшать) по мере соответственно снижения (повышения) коэффициента активности травильного раствора.

Коэффициент активности травильного раствора K представляет собой отношение суммарного массового процентного содержания кислоты в травильном агрегате к содержанию солей железа в нем: $K = [H_2SO_4]/[FeSO_4]$.

---

[1] В.П. Соболенко, В.Л. Мазуром, В.И. Мелешко, Ю.В. Липухиным, В.А. Карповым, И.Г. Дубовым, В.И. Абраменко, Д.Л. Гринбергом

Одна из тенденций в листопрокатном производстве состоит в расширении применения дрессировочных станов для отделки горячекатаной стали. Горячекатаные тонкие полосы, прокатываемые на непрерывных широкополосных станах, дрессируют на станах, установленных в линиях травления или агрегатов поперечной резки. Дрессировка горячекатаного металла, проводимая с номинальными обжатиями 1-5%, позволяет уменьшить разнотолщинность, волнистость и коробоватость полос, повысить качество их поверхности.

Условия дрессировки горячекатаных полос существенно влияют на продолжительность последующего травления металла. Влияние обжатия и отделки поверхности валков при дрессировке горячекатаных полос различных сталей на скорость стравливания окалины и качество поверхности металла исследовали[1] в условиях комбината «Запорожсталь». Влияние дрессировки на продолжительность травления полос из сталей 08пс и Ст3сп показано в табл. 10.1. Согласно полученным данным дрессировка полос из углеродистых сталей в насеченных (Ra = 15 мкм) валках по сравнению с дрессировкой в шлифованных (Ra = 0,5 мкм) валках менее эффективна, особенно для полос из стали 08пс. Как бы неожиданный результат. Однако причина наблюдаемой закономерности объясняется вдавливанием окалины в относительно мягкий металл.

Таблица 10.1

Влияние величины обжатия ε и состояния поверхности (Ra, мкм) валков при дрессировке на продолжительность τ травления горячекатаных полос из сталей 08пс и Ст3сп

Ra = 0,5 мкм		Ra = 15 мкм		Ra = 0,5 мкм		Ra = 15 мкм	
ε, %	τ, с	ε, %	τ, с	ε, %	τ, с	ε, %	τ, с
Сталь 08пс				Сталь Ст3сп			
0	124	0	124	0	130	0	130
0,5	75	0,6	77	1,0	85	0,6	70
1,0	75	1,2	90	2,0	60	1,1	65
2,6	59	2,0	89	2,8	54	1,5	63
3,3	55	2,6	84	4,0	50	2,0	60
4,6	53	3,5	68	4,5	50	3,0	55
6,0	51	-	-	-	-	4,0	50

[1] Совместно с В.Т. Тиликом, Е.А. Паргамоновым, Л.А. Шевченко, Л.Н. Беспалько, Б.П. Колесниченко и др.

С увеличением обжатия до 4% продолжительность травления снижается. При большем обжатии длительность травления практически не зависит от этого параметра.

При травлении полос из стали Х18Н10Т после дрессировки получены следующие результаты (рис. 10.16):

а) величина обжатия при дрессировке в шлифованных и насеченных валках начиная с 1,0-1,5% практически не влияет на продолжительность удаления окалины;

б) время, необходимое для обработки металла в щелочной и кислотной ваннах, уменьшается после дрессировки в шлифованных валках максимально в 1,7 раза;

в) после дрессировки в насеченных валках время, необходимое для обработки стали в щелочной ванне, уменьшается максимально в 2,5 раза, в кислотной – в 3,5 раза; при этом эффективность дрессировки в насеченных валках в 1,5-2,0 раза выше, чем в шлифованных.

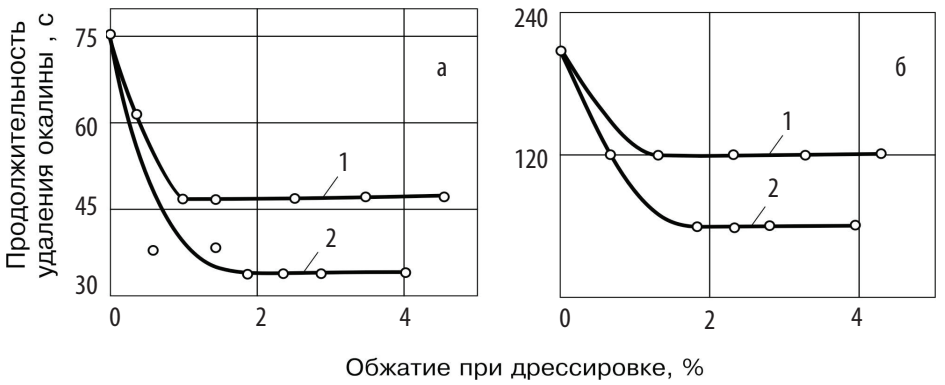


Рис. 10.16. Продолжительность удаления окалины с образцов горячекатаной стали Х18Н10Т в щелочной (а) и кислотной (б) ваннах после дрессировки: 1 – в шлифованных валках; 2 – в насеченных валках

Результаты микрогеометрических исследований поверхности металла после травления показали, что по характеру шероховатость поверхности протравленного горячекатаного металла является равномерной и однородной. Направленность микрорельефа – существенные различия шероховатости в продольном и поперечном направлениях листов – не наблюдалась в случаях дрессировки как в гладких, так и в шероховатых валках. При дрессировке углеродистых сталей в шероховатых валках с относительно высокими (больше 2%) обжатиями после травления на поверхности металла в микровпадинах сохранялись остатки шлама.

Продолжительность травления металла заметно не влияла на микрорельеф его поверхности.

Особенности процесса дрессировки полос с окалиной изучены недостаточно. В литературе практически нет данных об энергосиловых параметрах дрессировки металла с окалиной как в шлифованных, так и насеченных валках. При исследовании этих вопросов полосы с окалиной дрессировали в валках диаметром 260 мм с гладкой (шлифованной) или шероховатой (насеченной) поверхностью на стане дуо-кварто 200. Шероховатость поверхности шлифованных валков равнялась *Ra* = 0,8 мкм, насеченных валков – *Ra* = 5,8 мкм. Обжатие при дрессировке изменяли в пределах от 1 до 5 %. Для обеспечения широкого диапазона варьирования механических свойств, толщины и структуры окалины на поверхности дрессируемого металла использовали листы из горячекатаной и холоднокатаной отожженной нержавеющей стали различных марок.

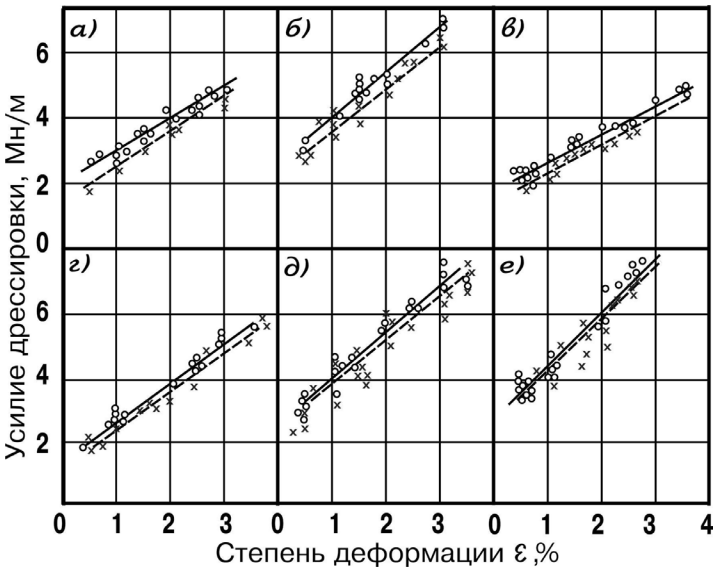


Рис. 10.17. Зависимость полного усилия дрессировки, отнесенного к единице ширины полосы, от относительного обжатия и состояния поверхности валков. Горячекатаная сталь: а) 0XI8TI; *h* = 3,2 мм; σ_T = 488 Н/мм²; б) ЭИ873; *h* = 3,2 мм; σ_T = 512 Н/мм²; в) XI8HI0T; *h* = 3,7 мм; σ_T = 322 Н/мм². Холоднокатаная отожженная сталь: г) 0XI8TI; *h* = 1,8 мм; σ_T = 351 Н/мм²; д) ЭИ8II; *h* = 1,8 мм; σ_T = 476 Н/мм²; е) XI8HI0T; *h* = 1,8 мм; σ_T = 303 Н/мм². Сплошные линии – насеченные валки, *Ra* = 5,8 мкм; пунктирные – шлифованные валки, *Ra* = 0,8 мкм

Зависимости усилия прокатки в функции относительного обжатия при дрессировке в сравнительно гладких (Ra = 0,8 мкм) и шероховатых (Ra = 5,8 мкм) валках показаны на рис. 10.17. Согласно графикам на этом рисунке в рассмотренном диапазоне обжатий зависимость усилия дрессировки полос с окалиной от степени деформации близка к линейной. Дрессировка горячекатаных полос с толстыми слоями рыхлой окалины проходит при меньших усилиях, чем дрессировка холоднокатаной отожженной стали с тонким слоем плотной окалины. Этот вывод отчетливо проявляется на графиках, представляющих зависимость усилия от обжатия в безразмерных координатах с использованием критериев подобия процесса дрессировки (рис. 10.18). Различие в условиях дрессировки горячекатаных и холоднокатаных полос растет при повышении степени деформации.

Усилие дрессировки полос с окалиной возрастает при увеличении шероховатости поверхности валков. Сравнение условий дрессировки в шлифованных и насеченных валках свидетельствует о том, что во втором случае усилие на 6-30% выше. Большее различие усилий наблюдается при дрессировке горячекатаного металла с толстыми слоями рыхлой окалины на поверхности.

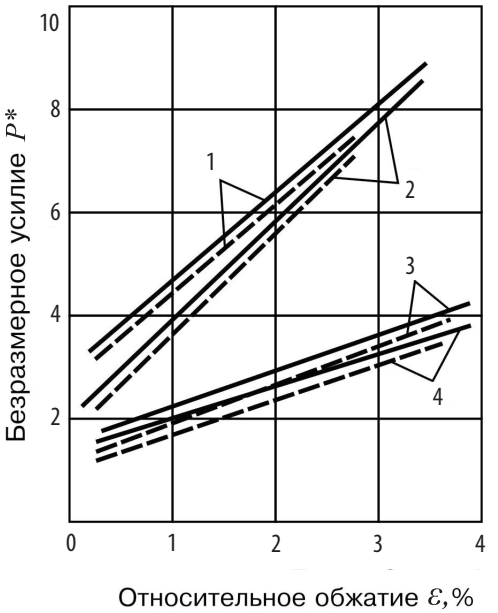


Рис. 10.18. Зависимости безразмерного усилия дрессировки P^* от степени деформации ε. Холоднокатаная сталь: 1 – ЭИ8II; 2 – 0XI8TI; горячекатаная: 3 – XI8HI0T; 4 – OXI8TI. Остальные обозначения те же, что и на рис. 10.17

Исследования показали, что дрессировка холоднокатаных отожженных листов с тонким слоем плотной окалины (отожженных в окислительной атмосфере) проходит при тех же усилиях, что и холоднокатаного металла без окалины. Толстые слои окалины в очаге деформации, оказывающие действие, подобное действию технологической смазки, снижают энергосиловые параметры дрессировки (рис. 10.18).

Для дрессировки горячекатаного металла применяют, как правило, клети «дуо» с валками диаметром более 800 мм. В этих условиях за счет выбора оптимальных режимов дрессировки (обжатия, скорости) может быть значительно уменьшена продольная разнотолщинность полос, исходная величина которой обычно находится в пределах 5-15%.

Влияние обжатия на коэффициент выравнивания, равный отношению относительной разнотолщинности полосы на входе и выходе из валков, зависит от толщины подката. Коэффициент выравнивания увеличивается с ростом обжатия в диапазоне 0,5-1,7%, а затем уменьшается при увеличении обжатия до 3,5%. При дальнейшем увеличении обжатия этот коэффициент вновь увеличивается. В случае дрессировки более толстых полос (4 мм) увеличение коэффициента выравнивания в диапазоне обжатий 0,5-1,7% более интенсивное, а уменьшение его при последующем увеличении обжатия происходит менее интенсивно, чем для сравнительно тонкого (2 мм) металла. Коэффициент выравнивания при дрессировке увеличивается с ростом переднего и заднего натяжения. Такой же эффект наблюдается и при увеличении жесткости клети. Однако эффективность повышения выравнивающей способности клети за счет увеличения ее жесткости снижается при возрастании биения валков, вызванного их эксцентриситетом. Начиная с некоторой величины биения при увеличении жесткости клети будет возрастать разнотолщинность дрессируемой полосы.

Горячекатаную и холоднокатаную отожженную листовую сталь, предназначенную для глубокой вытяжки, дрессируют обычно при температуре ниже 80°С. Как уже отмечалось ранее, в процессе хранения листового металла, обработанного таким образом, в нем развивается деформационное старение, приводящее к прерывистому протеканию деформации и появлению линий скольжения на отштампованных из тонкого металла деталях. Для предотвращения этого негативного явления в некоторых случаях применяют теплую дрессировку холоднокатаной стали, предназначенной для глубокой вытяжки. По этому способу для предотвращения старения листовую сталь дрессируют при температурах 100-200°С. Дрессировку в указанном температурном интервале производят во время охлаждения металла после отжига.

Свойства стали, обработанной по способу теплой дрессировки, сохраняются практически неизменными, если температура металла не превышает температуры

динамического деформационного старения. Диаграмма растяжения образцов из листовой стали, дрессированной при 100-200°С, имеет монотонный характер без «зуба» и площадки текучести. Предотвращение старения стали за счет теплой дрессировки иногда позволяет заменить спокойную сталь кипящей и полуспокойной.

Преимущество процесса теплой дрессировки и правки горячекатаных полос из малоуглеродистой стали состоит в существенном сокращении продолжительности охлаждения рулонов на складе после горячей прокатки. Кроме того, сопротивление деформации малоуглеродистых сталей при температурах теплой дрессировки значительно (на 30%) ниже, чем при 20-30°С. За счет этого снижаются энергосиловые параметры процессов дрессировки и последующей правки полос. При увеличении температуры от 20 до 190°С усилие дрессировки полос толщинами 1,0-2,0 мм снижается в среднем на 70%, а крутящий момент при правке на 55%. В зависимости от температуры изменяется жесткость полос. Минимум жесткости полос толщинами 2,0-3,5 мм приходится на интервал 150-300°С, причем для более толстых полос (3,5 мм) он достигается при меньших температурах и меньших значениях жесткости. Длина очага деформации при дрессировке полос в этом интервале температур минимальна.

10.6. Закономерности формирования микрорельефа поверхности металла

Требования к качеству поверхности холоднокатаной дрессированной листовой стали, в том числе к её микрогеометрии (шероховатости) непрерывно ужесточаются. Так, диапазон величин шероховатости поверхности высококачественного холоднокатаного листа, используемого для изготовления лицевых деталей кузовов автомобилей, уменьшен до $Ra = 0{,}8 \div 1{,}2$ мкм. Как следствие этого на всех металлургических комбинатах активизировались научно-исследовательские работы, направленные на обеспечение требуемой шероховатости поверхности готовой листовой продукции [155-158]. В связи с изложенным необходимо на современном уровне рассмотреть технологию получения требуемой шероховатости поверхности холоднокатаных дрессированных листов и полос, сделать соответствующие обобщения и дать рекомендации.

Комплекс взглядов, представлений, идей, направленных на истолкование и объяснение влияния микрорельефа (шероховатости) поверхностей валков и полосы при прокатке и дрессировке на эффективность листопрокатного производства и качество готовой продукции, изложен в работах [72, 159]. Были показаны возможности повышения эффективности прокатного производства и улучшения

качества листовой продукции различного назначения за счет целенаправленного воздействия на микрорельеф поверхностей валков и прокатываемого металла. На нынешнем этапе развития листопрокатного производства эти возможности существенно расширены. Ужесточение и разнообразие требований к шероховатости поверхности листопрокатной продукции различного назначения обусловливают необходимость учёта и выполнения этих новых требований, используя современные технологические решения и возможности [160].

При холодной прокатке и дрессировке листовой стали поверхность деформируемого металла образуется из поверхности уже ранее существовавшей и поэтому по шероховатости и физическому состоянию в значительной степени зависит от этой прежней поверхности. Размеры и форма прокатываемого металла изменяются. Макрогеометрические изменения поверхности обусловливают её микрогеометрическую трансформацию. Шероховатость поверхности, получаемая в результате пластической деформации металла, определяется его свойствами, характером и степенью деформации, технологическими условиями процесса прокатки, микроструктурой стали, шероховатостью поверхности валков, температурой, смазкой и многими другими факторами. Но всегда следует выделять два крайних случая, для которых условия формообразования микрорельефа поверхности принципиально отличаются. В первом случае прокатка или дрессировка осуществляется без смазки или при наличии в очаге деформации смазочной пленки, толщина которой незначительна по сравнению с величиной шероховатости граничных поверхностей валков и полосы. Во втором – поверхности валков и полосы в очаге деформации разделены смазочным слоем, толщина которого соизмерима с шероховатостью металла и валков. При этом, в условиях, соответствующих как первому, так и второму случаям, возможны различные сочетания величин шероховатости поверхностей валков и прокатываемых полос. Так, поверхности валков и полосы могут иметь примерно одинаковую шероховатость, например, поверхности валков и проката гладкие или обе поверхности грубо шероховатые. Предельными состояниями здесь являются прокатка (дрессировка) относительно гладкой полосы в сильно шероховатых валках и прокатка шероховатой полосы гладкими валками.

При производстве тонколистовой холоднокатаной стали, как правило, имеет место первый случай – толщина смазочной пленки в очаге деформации при прокатке на порядок меньше высоты микронеровностей на поверхностях рабочих валков и прокатываемой полосы. При гладкой поверхности полосы и шероховатой поверхности валков формообразование микрорельефа проката происходит путем заполнения микроуглублений на поверхности валка деформируемым металлом.

Глубина затекания металла в микровпадины поверхности валка при прохождении полосой очага деформации определяет величину и форму её шероховатости после прокатки. При обжатии шероховатой полосы гладкими валками механизм формирования микрорельефа иной – в очаге деформации происходит смятие микровыступов исходной поверхности металла. В общем случае при прокатке без смазки (или при незначительной толщине смазочной пленки в очаге деформации) шероховатых полос шероховатыми валками вначале происходит смятие неровностей поверхности полосы, а затем вдавливание в металл микровыступов поверхности валков. В процессе формирования микрорельефа прокатываемых полос и листов решающую роль играют доминирующие (самые крупные) микронеровности. Направление и характер изменения поверхности прокатываемого металла (в сторону увеличения или сглаживания шероховатости) определяется соотношением абсолютных величин исходной шероховатости полосы и валков.

Экспериментальные исследования, выполненные на промышленных непрерывных и дрессировочных станах 1700 показали, что с ростом степени деформации микрогеометрия листовой стали по величине и форме микронеровностей приближается к микропрофилю поверхности валков, причём интенсивность изменения шероховатости полосы с увеличением обжатия ослабевает. Влияние обжатия при дрессировке на микрорельеф поверхности листовой стали проявляется посредством изменения контактного давления в очаге деформации. При дрессировке металла с высокими прочностными свойствами отношение шероховатости прокатываемых полос к шероховатости валков выше, чем для более пластичного металла. Причина этого явления состоит в том что увеличение сопротивления деформации дрессируемого металла приводит к повышению сплющивания валков, возрастанию протяженности зоны деформации и росту контактного давления.

С увеличением диаметра валков отпечатываемость их шероховатости на поверхности дрессируемых полос усиливается. Однако влияние этого фактора на практике обычно не учитывают, поскольку в реальных условиях на листопрокатных и дрессировочных станах применяются рабочие валки одинакового диаметра.

Влияние величины шероховатости валков на степень отпечатываемости её на поверхности полос – главный вопрос во всех исследованиях, поскольку их результаты ложатся в основу заводских технологических инструкций, регламентирующих режимы насечки (дробеструйной, дробеметной, электроискровой, электроэрозионной) и эксплуатации валков [72,155-159]. Установлено, что с увеличением шероховатости рабочих валков холоднопрокатных и дрессировочных станов отношение $Ra_{\text{полосы}}/Ra_{\text{валка}}$, так называемый коэффициент отпечатываемости шероховатости валка на полосе, уменьшается (рис. 10.19). Это отношение

принимает значение выше единицы, если дрессировочные валки имеют шероховатость меньшую, чем исходная шероховатость поверхности полосы. Если же дрессировке подвергаются полосы с гладкой поверхностью, то при одинаковой толщине полос коэффициент отпечатываемости шероховатости валков на поверхности дрессируемой стали практически не зависит от абсолютной величины шероховатости валков.

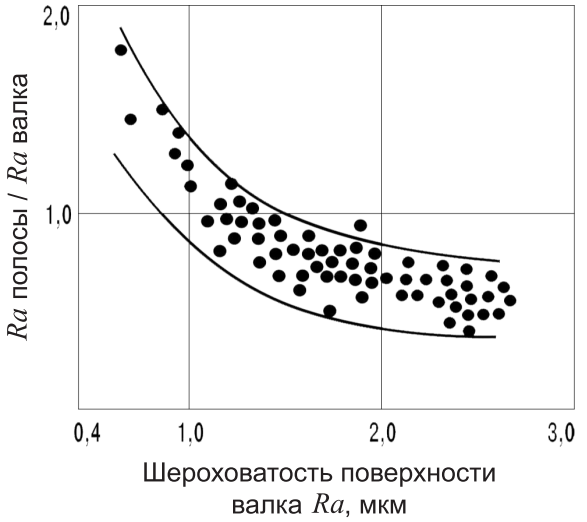


Рис. 10.19. Зависимость коэффициента отпечатываемости $Ra_п$ / $Ra_в$ от шероховатости валков $Ra_в$ (стан 1700, валки диам. 600 мм, дрессировка без смазки с обжатием 1,0-1,5%, толщины полос 0,5-2,0 мм, исходная шероховатость валков 0,5-2,5 мкм)

Высокая шероховатость поверхности валков обычно имеет меньшую плотность микровыступов и, следовательно, меньшую остроугольность неровностей. Это отражается на отпечатываемости шероховатости валков на поверхности дрессируемой листовой стали. Необходимо также учитывать косвенное влияние величины шероховатости валков на перенос её на поверхность прокатываемого металла. А именно, величина и характер шероховатости валков влияют на коэффициент трения при прокатке и дрессировке полос. Коэффициент же трения в значительной мере определяет величину нормальных контактных напряжений (удельного давления) в очаге деформации, функцией которых является глубина затекания металла в микровпадины поверхности валков и степень смятия микронеровностей полосы. Если в конкретных условиях прокатки или дрессировки с увеличением шероховатости валков возрастают коэффициент трения и контактное давление, то при одинаковых обжатиях отпечатываемость шероховатости валков на полосе будет тем выше, чем грубее поверхность валков.

Применение технологической смазки (обычно в виде эмульсии) при холодной прокатке и дрессировке полос уменьшает коэффициент трения в очаге деформации. Следовательно понижается уровень контактных напряжений при неизменных пластических свойствах деформируемого металла и ослабевает отпечатываемость шероховатости валков на поверхности полос. Такой вывод подтверждается также данными работы [155], в которой отмечается, что применение технологической смазки, например, при дрессировке динамной стали снижает отпечатываемость шероховатости валков на поверхности полосы на 10%. Однако приведенное здесь объяснение указанного эффекта образованием на поверхности «замкнутых камер, из которых смазка вытечь не может» неоднозначно. Решающим фактором при дрессировке со смазкой является снижение коэффициента трения и контактного давления в очаге деформации.

С увеличением толщины полосы при прочих равных условиях отпечатываемость шероховатости валка уменьшается, поскольку при прокатке более толстых полос контактное давление ниже. Предельное значение шероховатости прокатываемых или дрессируемых полос при уменьшении их толщины достигается быстрее.

Шероховатость поверхности листовой стали, дрессированной в насеченных валках, зависит от исходного микрорельефа поверхности полос. Влияние начальной шероховатости (после холодной прокатки) на шероховатость дрессированных полос при принятой в промышленных условиях технологии не столь велико, однако проявляется оно достаточно четко (рис. 10.20). Так, при дрессировке с обжатиями 0,8-1,5% полос из малоуглеродистой стали с шероховатостью Ra = 0,3-5,0 мкм в валках с отделкой поверхности Ra = 1,5-3,5 мкм зависимость между исходной и конечной шероховатостью может быть выражена следующим

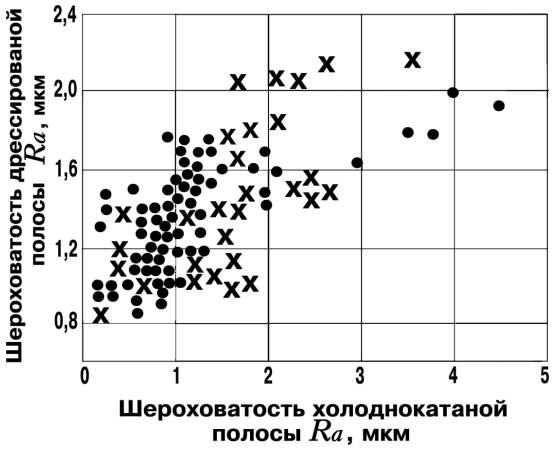


Рис. 10.20. Зависимость шероховатости дрессированных полос $Ra_{др}$ от исходной шероховатости малоуглеродистой стали $Ra_{исх}$, крестиками обозначены значения, рассчитанные по данным работы [126] при $Ra_{в}$, равной 2,4 и 3,5 мкм

линейным уравнением регрессии: $\overline{Ra}_{др}$ = 1,1 + 0,22 $\overline{Ra}_{исх}$, где $\overline{Ra}_{исх}$ и $\overline{Ra}_{др}$ – средние величины шероховатости поверхностей до и после дрессировки соответственно.

В работе [156] дана эмпирическая зависимость шероховатости поверхности дрессированных полос не только от шероховатости подката, а и от величины шероховатости прокатных валков. В наших обозначениях она имеет вид $\overline{Ra}$ = 0,33 · $\overline{Ra}_{валка}$ + 0,29$\overline{Ra}_{исх}$. При значениях $\overline{Ra}_{валка}$= 3,5 мкм эта зависимость принимает вид $\overline{Ra}_{др}$ = 1,155 + 0,29$\overline{Ra}_{исх}$. Первая и последняя зависимости были получены на разных станах и при различных режимах дрессировки. Однако различаются они незначительно, что ещё раз подтверждает их достоверность.

Для изготовления дрессированных полос с шероховатостью не более *Ra* = 1,6 мкм при общепринятой производственной технологии шероховатость поверхности холоднокатаной отожженной стали должна быть в пределах *Ra* = 0,5-1,5 мкм. Для получения шероховатости дрессированной стали *Ra* = 0,8-1,2 мкм поверхность холоднокатаных полос должна быть по возможности более гладкой.

От исходного состояния поверхности металла заметно зависит плотность микровыступов поверхности полосы после дрессировки. «Плотная» шероховатость валков с количеством микровыступов более 50 на 1 см профилограммы повышает равномерность микрорельефа в плоскости листа. Исходный микрорельеф с высокой плотностью пиков при одинаковой величине *Ra* сильнее влияет на конечное состояние поверхности дрессированной стали по сравнению с пологим профилем. Именно разными формой микронеровностей и их плотностью объясняется некоторое различие в степени отпечатываемости шероховатости, полученной дробеструйной (дробеметной) и электроэрозионной обработкой валков, на поверхности дрессированных полос.

В соответствии с требованиями технологии переработки холоднокатаной тонколистовой стали на автомобильных или машиностроительных заводах неравномерность шероховатости в плоскости листов должна быть минимальной, а плотность микровыступов более 50 см$^{-1}$. В общем случае неравномерность шероховатости определяется неравномерностью контактного давления при прокатке (дрессировке) различных участков полосы. Нестабильность контактного давления, обусловленная неравномерностью степени деформации, разнотолщинностью полосы, неоднородностью механических свойств и рядом других факторов, ухудшает показатели однородности, равномерности, постоянства шероховатости прокатанного металла.

Влияние скорости прокатки и дрессировки на формирование шероховатости поверхности полос сводится к следующему: если при увеличении скорости

дрессировки отношение величин контактного давления и вынужденного предела текучести (сопротивления деформации) стали понижается, то отпечатываемость шероховатости валков на поверхности полос ухудшается. В случаях, когда с увеличением скорости дрессировки за счет повышения контактного давления коэффициент напряженного состояния возрастает, перенос шероховатости валков на поверхность полос улучшается.

Натяжение при прокатке влияет на величину контактного давления и это отражается на формировании микрорельефа поверхности полос. С увеличением натяжения отпечатываемость шероховатости валков уменьшается, однако при дрессировке, когда из-за большой протяженности очага деформации натяжение на величину давления воздействует слабо, изменение шероховатости небольшое. Сказанное подтверждается результатами экспериментов, выполненных в промышленных условиях с использованием валков как после насечки их дробью, так и после электроэрозионной обработки [155]. Регулированием уровня переднего и заднего натяжения при дрессировке можно влиять на величину шероховатости дрессированных полос. Однако на практике возможности такого управления шероховатостью ограничены.

Согласно результатам исследований, выполненных на нескольких лабораторных и промышленных станах, коэффициент отпечатываемости $Ra_{\text{полосы}}/Ra_{\text{валка}}$ при величинах шероховатости насеченных дробью валков более Ra = 2,5 мкм находится в пределах 0,4-0,8 (рис.10.19). По данным работы [156] значение коэффициента отпечатываемости составляет 0,23-0,37 при использовании электроэрозионно обработанных валков. При производстве автомобильного листа на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» коэффициент отпечатываемости находится в пределах 0,30-0,65 при среднем значении примерно 0,5 [158]. При дрессировке холоднокатаной отожженной стали различных марок (08кп, 08пс, 08Ю, 65Г, 50ХГФА, 7ХНМ и др.) на стане 630 того же комбината коэффициент отпечатываемости шероховатости рабочих валков на поверхности ленты находится в пределах 0,5-0,9 [158)]. Различия в этих значениях коэффициента отпечатываемости небольшие и обусловлены они неодинаковыми технологическими условиями при производстве листовой холоднокатаной стали на разных заводах.

Суммируя результаты теоретических и экспериментальных исследований, проведенных при прокатке разных металлов на разных станах, можно сделать следующее заключение: формирование микрорельефа прокатываемого металла является функцией максимальной величины коэффициента напряженного состояния, представляющего отношение контактного давления к пределу текуче-

сти деформируемого металла. При прокатке или дрессировке листового металла с различными механическими свойствами, разной толщины, валками разного диаметра и с различными обжатиями, но с соблюдением постоянства коэффициента напряженного состояния, отпечатываемость шероховатости валков на поверхности полосы практически одинаковая.

Обобщенная зависимость отношения величин шероховатости полосы и валка от коэффициента максимального напряженного состояния $n_{\sigma_{max}} = p_{max} / \sigma_{T/p=p_{max}}$, где p_{max} – максимальное удельное давление (нормальное контактное напряжение) в очаге деформации; $\sigma_{T/p=p_{max}}$ – предел текучести металла в сечении максимального давления; представлена полем точек на рис. 10.21. Экспериментальные точки на этом рисунке соответствуют прокатке с обжатиями до 5% полос из малоуглеродистых и нержавеющих сталей, меди и латуни толщинами 0,9-2,0 мм. Коэффициент корреляции между $Ra_{\text{полосы}}/Ra_{\text{валка}}$ и $n_{\sigma_{max}}$ равен 0,84, что свидетельствует о тесной взаимосвязи этих показателей. Представленная на рис. 10.21 зависимость справедлива для диапазона $1{,}0 \le n_{\sigma_{max}} \le 3{,}2$.

Рис. 10.21. Зависимость коэффициента отпечатываемости $Ra_п / Ra_в$ от коэффициента максимального напряженного состояния $n_{\sigma_{max}}$

Расчеты коэффициента напряженного состояния металла при прокатке или дрессировке полос не представляют принципиальных трудностей, поскольку промышленные листовые станы оснащены системами регистрации параметров процесса, компьютерными программами для их вычисления и управляющими машинами. Наиболее просто коэффициент напряженного состояния может быть

рассчитан с помощью математической модели прокатки или дрессировки полос по данным замеров усилия прокатки. Заметим, что закономерность, представленная на рис. 10.21 не изменяется, если по оси абсцисс вместо $n_{\sigma_{max}}$ находится $n_{\sigma_{ср}} = p_{ср} / \sigma_{Тср}$, где $p_{ср}$ и $\sigma_{Тср}$ – средние значения удельного давления и предела текучести металла в очаге деформации.

Однородность шероховатости поверхности прокатываемых и дрессируемых полос однозначно зависит от однородности микрорельефа поверхности насеченных валков. Поэтому шероховатость поверхности валков после шлифовки не должна иметь направленности, рисок от шлифовального круга и по величине не превышать Ra = 1,0 мкм в случаях, когда насечку валков осуществляют дробеструйным или дробеметным способами до Ra = 3,0÷4,0 мкм. Перед электроэрозионной обработкой валков шлифовка их поверхности должна быть более тщательной ($Ra \leq$ 0,7 мкм). Очевидно, что чем меньше шероховатость насеченных валков, тем чище должна быть их поверхность после шлифовки (перед насечкой) независимо от способа их обработки (дробеструйной, дробеметной или электроэрозионной).

В ходе эксплуатации валков их шероховатость изменяется, что приводит к непостоянству шероховатости полос даже в пределах одной партии. Сведения о характере изменений микропрофиля прокатываемого металла по мере выработки шероховатости валков необходимы для выбора рациональных режимов перевалок и регламентирования характеристик начального состояния поверхности валков. Режимы перевалок, в свою очередь, определяют парк валков и необходимую производительность установок для их насечки. От требуемой производительности обработки зависит количество установок для насечки валков и их тип. Поэтому продолжительность эксплуатации валков, как один из основных показателей технологии производства листовой стали с заданной шероховатостью поверхности, строго регламентируется.

Наиболее интенсивно шероховатость поверхности насеченных дробью рабочих валков изменяется в начальный период их эксплуатации после завалки в прокатный или дрессировочный стан. В этот период на поверхности валков сминаются резко выступающие и непрочные пики шероховатости, удаляются внедрившиеся частицы дроби. После электроэрозионной (электроискровой, электроимпульсной) обработки валков их шероховатость в процессе эксплуатации изменяется меньше. Причина этого состоит в том, что, во-первых, такая обработка поверхности обеспечивает более равномерную шероховатость. Микрорельеф поверхности валков после электроэрозионной обработки не имеет остроугольных пиков [158]. Во-вторых, и это пожалуй главное, при насечке валков с помощью создания электрических разрядов происходит существенное упрочение поверхностных слоев металла, вследствие чего их износостойкость возрастает.

Характер изменения шероховатости поверхности прокатываемых и дрессируемых полос показан полем точек на рис. 10.22. Как видно, в процессе прокатки или дрессировки полос валками с начальной шероховатостью поверхности (после насечки) *Ra* = 2,5-4,5 мкм, которая наиболее часто применяется при производстве тонколистовой малоуглеродистой стали, величина шероховатости металла по мере выработки поверхности валков снижается. С ростом количества проката наряду с уменьшением величины шероховатости существенно изменяется также характер микропрофиля поверхности валков и прокатываемого (дрессируемого) металла: плотность пиков понижается, радиусы закругления вершин микровыступов увеличиваются. После прокатки 600-800 т листовой стали величина и плотность пиков шероховатости стабилизируются и в дальнейшем сохраняются, примерно, на одном уровне [155, 158, 161]. Заметим, что в случае электроэрозионной насечки рабочих валков последней клети стана холодной прокатки шероховатость поверхности прокатываемых полос находится на уровне не менее *Ra* = 1,0 мкм после прокатки 1500 т металла и не менее *Ra* = 0,5 мкм после прокатки 2500 т металла. Т.е., длительность кампании рабочих валков, обработанных электроэрозионным способом, увеличивается в 1,5-1,7 раза по сравнению с продолжительностью эксплуатации валков после дробеструйной (дробеметной) насечки [155]. Согласно результатам исследований [156] высота шероховатости поверхности полос в процессе их дрессировки валками, насеченными электроэрозионным способом, уменьшается всего на 5-10%, а частотные характеристики практически не изменяются. Увеличение износостойкости шероховатости рабочих валков наблюдается также после нанесения на их поверхность тонкого слоя «твердого» износостойкого хрома.

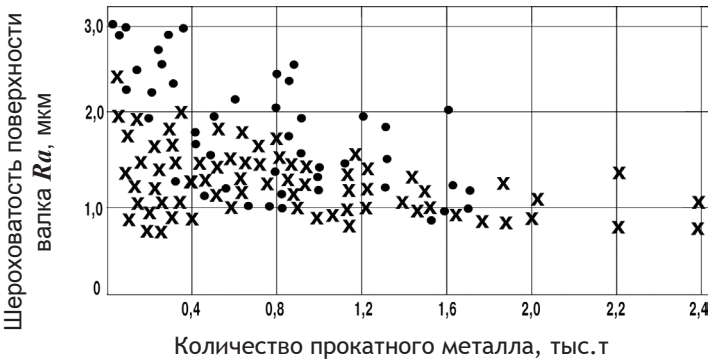


Рис. 10.22. Изменение шероховатости поверхности холоднокатаных (крестики) и дрессированных (точки) полос толщинами 0,5-2,0 мм из малоуглеродистой стали по мере выработки валков последней клети станов холодной прокатки 1680 и 1700 [127], а также дрессировочного 1700

Износ шероховатости поверхности валков является функцией работы сил трения в очаге деформации. Количество проката в тоннах лишь приближенно характеризует работу сил трения. Именно поэтому экспериментальные точки на рис. 10.22 имеют значительный разброс. При дрессировке листовой стали в сухих насеченных валках шероховатость их поверхности изменяется обычно быстрее, чем при холодной прокатке. Это связано с более высоким трением в очаге деформации при дрессировке. Поскольку коэффициент напряженного состояния металла в очаге деформации при дрессировке часто принимает более высокие значения, чем при холодной прокатке, а, следовательно, шероховатость поверхности валков отпечатывается на поверхности дрессируемых полос сильнее, точки на рис. 10.22, соответствующие процессу дрессировки, располагаются в большинстве выше.

Для станов всех типов (непрерывных, реверсивных, дуо, кварто, многовалковых и др.) характерна общая закономерность: в процессе эксплуатации валков микрорельеф их поверхности независимо от начальной величины стремится к установившемуся состоянию. Параметры этой установившейся, равновесной шероховатости зависят от механических свойств поверхностных слоев валков и деформируемого металла, физико-механических свойств применяемой при прокатке смазки, температуры в очаге деформации, а в целом – от условий трения в очаге деформации. Интенсивность трансформации микрорельефа поверхности валков в процессе приработки и генерируемое при этом тепло взаимосвязаны. Шероховатость валков будет трансформироваться таким образом, чтобы объемная температура в очаге деформации была минимальной.

Обобщение многолетнего опыта металлургических заводов и результатов проведенных исследований показало, что продолжительность эксплуатации валков последней клети непрерывных станов в течение одной установки не должна превышать 800-1000 т проката, если валки насекают дробеструйным (дробеметным) способом и холоднокатаную сталь отжигают в плотно смотанных рулонах при температуре выдержки 680°С и более. После электроэрозионной обработки валков и в случаях, когда холоднокатаный металл отжигают при температурах ниже 680°С или в условиях, исключающих межвитковое сваривание, интервал между плановыми перевалками может быть увеличен в 1,5-2,0 раза.

Нельзя забывать, что рабочие валки последних клетей станов холодной прокатки насекают для того, чтобы создаваемая на поверхности металла шероховатость исключала сваривание витков полосы в рулонах при их последующем отжиге. Решение этой задачи обычно гарантируется при шероховатости поверхности холоднокатаных полос Ra = 1,5 мкм и выше. Однако последние тенденции в развитии технологии холодной прокатки листовой стали свидетельствуют о том, что предупреждение сваривания витков полосы в рулонах обеспечивают

путём выбора специальных режимов натяжения сматываемых в рулоны полос, а шероховатость поверхности холоднокатаной стали уменьшают, для чего соответственно уменьшают величину шероховатости рабочих валков. При этом рекомендуется в последней клети непрерывных станов холодной прокатки рабочие валки насекать до получения шероховатости *Ra* = 1,5-2,5 мкм.

При дрессировке тонких полос (жести) на двухклетьевых станах величина шероховатости продрессированного металла существенно зависит от распределения суммарной деформации между обжатиями в первой и во второй клетях. Этот эффект проявляется особенно сильно на станах, где рабочие валки первой и второй клетей имеют разные диаметры, как например на стане 1400 Карагандинского металлургического комбината (КарМК) [152].

При малых величинах абсолютных и относительных обжатий, характерных для процесса дрессировки жести, основное влияние на формирование микрорельефа полосы оказывают шероховатость поверхности рабочих валков и усилие дрессировки. Кривые на рис. 10.23 свидетельствуют об одинаковом влиянии микрогеометрии рабочих валков клетей 1 и 2 на конечную шероховатость жести при равномерной загрузке клетей.

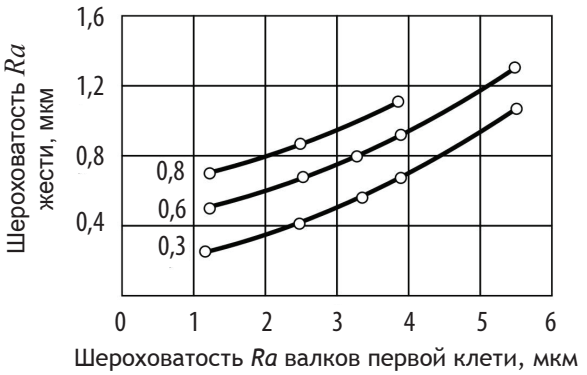


Рис. 10.23. Зависимость шероховатости *Ra* дрессированной жести от шероховатости валков первой и второй клетей (цифры у кривых – шероховатость валков клети 2) [152]

Зависимость шероховатости полосы после первой и второй клетей от усилия дрессировки показана на рис. 10.24. С ростом усилия дрессировки в клети шероховатость полосы возрастает, асимптотически приближаясь к величине, соответствующей максимальной отпечатываемости микрогеометрии валков. Таким образом, перераспределяя обжатия и, как следствие, усилия дрессировки между первой и второй клетями, можно эффективно регулировать микрогеометрию дрессированной жести. Разумеется, что решающую роль здесь играют также величины шероховатости рабочих валков каждой из клетей дрессировочного стана.

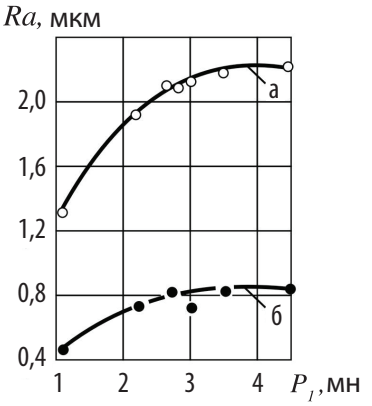


Рис. 10.24. Зависимость шероховатости *Ra* полосы толщиной 0,2 мм после первой (а) и второй (б) клетей от усилия дрессировки в первой клети (усилие дрессировки во второй клети 2,5 МН) [152]

Принятая технология производства холоднокатаной тонколистовой стали, в том числе и жести, должна обеспечивать постоянство шероховатости дрессируемых полос в течение всей кампании рабочих валков. Зависимость шероховатости полосы от количества металла, прокатанного на рабочих валках после перевалки обеих клетей при различных уровнях усилий дрессировки в первой и второй клетях стана 1400, показана на рис. 10.25. Минимальная средняя шероховатость и наибольшая ее стабильность в течение кампании рабочих валков достигаются при максимальном отношении P_2/P_1 (рис. 10.26).

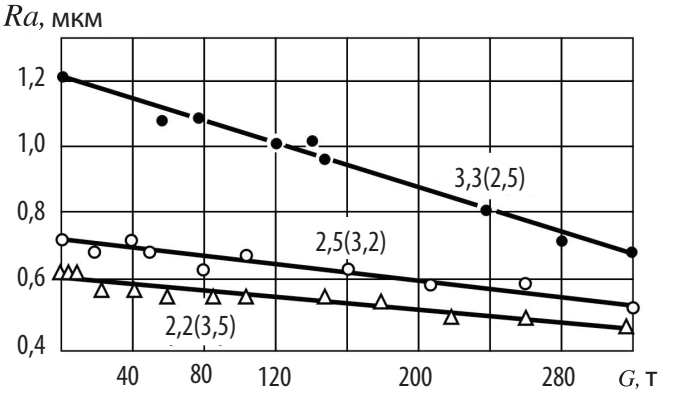


Рис. 10.25. Зависимость шероховатости *Ra* дрессированной жести толщиной 0,2 мм от количества металла *G*, прокатанного после полной перевалки рабочих валков (шероховатость *Ra* валков первой и второй клетей 3,0 и 0,45 мкм соответственно; цифры у кривых – усилия в первой (второй) клетях, МН) [152]

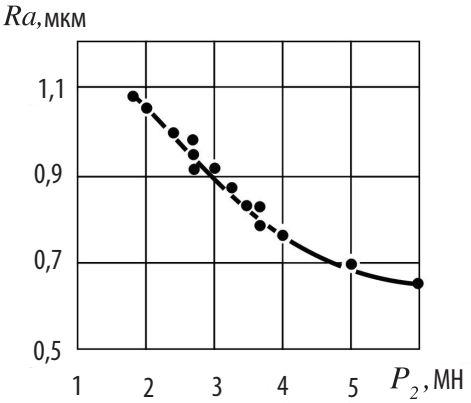


Рис. 10.26. Зависимость шероховатости полосы *Ra* после дрессировки от усилия в клети 2 (толщина полосы 0,2 мм; шероховатость валков второй клети 0,65 мкм; усилие в первой клети 3,0 МН) [152]

На основании проведенных исследований авторы работы [152] выбрали следующие технологические режимы дрессировки жести на стане 1400:

Клети	1	2
Шероховатость насеченных дробью валков *Ra*, мкм	2,5 – 3,5	≤0,5
Усилие дрессировки, МН	2,0 – 2,8	3,0 – 4,0

Шероховатость поверхности является одним из важнейших показателей качества дрессированной жести, предназначенной для электролитического лужения. Величина и характер микрогеометрии стальной основы существенно влияют на коррозионную стойкость покрытия белой жести и определяют ее товарный вид. Согласно результатам экспериментальных исследований, выполненных в промышленных условиях КарМК [152], снижение шероховатости (*Ra*) жести с 1,0-1,1 до 0,63-0,72 мкм способствует существенному повышению коррозионной стойкости белой жести. Поэтому при производстве белой жести шероховатость (*Ra*) поверхности стальной основы целесообразно ограничивать на уровне не более 0,6-0,7 мкм.

Известно [72], что при прокатке и дрессировке полос с применением технологической смазки даже изначально гладкая поверхность прокатываемого (дрессируемого) металла становится шероховатой. Ниже рассмотрен возможный механизм образования микронеровностей поверхности полос вследствие изменения толщины слоя смазки в очаге деформации [162].

Колебания предела текучести σ_T прокатываемого металла обусловливают неравномерность толщины ξ смазочной пленки во входном сечении очага

деформации, что сопровождается изменениями микрорельефа поверхности полос. Зависимость $\xi = \varphi(\sigma_T)$ представим в виде $\xi = \dfrac{C}{(\sigma_T)^n}$, где C – коэффициент; n – показатель степени. Рассмотрим σ_T как случайную величину с известными математическим ожиданием $M(\sigma_T)$ и дисперсией $D(\sigma_T)$ ее распределения. Для нахождения выражений математического ожидания $M(\xi)$ и дисперсии $D(\xi)$ величины применяем метод линеаризации, согласно которому $M(\xi) \approx \varphi(M(\sigma_T))$ и $D(\xi) \approx [\varphi'(M(\sigma_T))]^2 D(\sigma_T)$, где $\varphi'(M(\sigma_T))]$ – производная от $\dfrac{\partial\varphi}{\partial\sigma_{\text{т}}}$, вычисленная для значения σ_T, равного $M(\sigma_T)$.

Полагая, что приращение среднего квадратического отклонения профиля шероховатости ΔRq поверхности прокатываемой полосы соответствует среднему квадратическому отклонению толщины смазочной пленки от ее среднего значения, т.е. $\Delta Rq = \sqrt{D(\xi)}$, и учитывая, что $Ra \approx 0{,}8Rq$, получим $\Delta R\alpha = 0{,}8nM(\xi)\,\upsilon_{\sigma_T}$, где $\Delta R\alpha$ – приращение среднего арифметического отклонения профиля шероховатости; $\upsilon_{\sigma_T} = \dfrac{\sqrt{D(\sigma_T)}}{M(\sigma_T)}$ – коэффициент вариации величины σ_T; $R\alpha$ и Rq – параметры шероховатости поверхности.

Величина шероховатости поверхности металла после прокатки равна $R\alpha = Ra_{\text{исх}} + \Delta Ra$, где $Ra_{\text{исх}}$ – величина шероховатости поверхности металла перед прокаткой. Сопоставление расчетных и экспериментальных зависимостей для стали 08кп (толщина 2,2 мм, $Ra_{\text{исх}} = 0{,}2$ мкм, $\upsilon_{\sigma_{\text{т}}} = 0{,}1$) показало удовлетворительную сходимость (рис. 10.27). Шероховатость валков $Ra = 0{,}11$ мкм, степень деформации при прокатке 10%. Показатель $n = 1$.

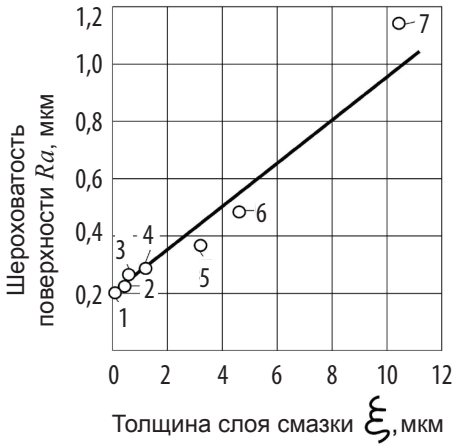


Рис. 10.27. Экспериментальные точки (по данным Ю.Б. Сигалова) и расчетные зависимости шероховатости поверхности полос после прокатки от толщины смазочной пленки в очаге деформации: 1 – веретенное масло; 2 – хлопковое масло; 3 – ПКС; 4 – касторовое масло; 5 – брайсток; 6 – вискозин; 7 – вапор

Численный анализ и технические приложения

Выше с помощью метода линеаризации было показано влияние непостоянства предела текучести прокатываемого металла на толщину слоя смазки ξ в очаге деформации и возникающую из-за этого шероховатость поверхности полос. В реальных условиях все переменные процесса прокатки, влияющие на ξ, являются случайными величинами, распределения которых характеризуются их средними значениями и дисперсиями. Поэтому желательно оценивать одновременное воздействие непостоянства всех переменных на ξ и шероховатость поверхности металла. Как показано в нашей работе [48] такой анализ наиболее удобно выполнять, используя метод Монте-Карло.

Глава 11

Энергосбережение при прокатке полос

Экономия энергии на широкополосных станах горячей прокатки

Снижение расхода энергии при производстве тонколистовой холоднокатаной стали и жести

Теплоизоляция и теплосбережение в прокатных цехах

ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ ПОЛОС

11.1. Экономия энергии на широкополосных станах горячей прокатки

Энергозатраты в прокатном производстве и, в частности, на действующих широкополосных станах горячей прокатки (ШСГП) обычно сокращают путем уменьшения расходов на нагрев слитков и слябов перед горячей прокаткой; исключением, где это возможно, промежуточного нагрева (подогрева) металла за счет «прямой» прокатки; выбора рационального распределения степеней деформации между черновыми и чистовыми группами клетей; уменьшения потерь тепла раскатами в линии стана [163-170]. Особое место здесь занимает тема экономии энергии при производстве листовой стали на прокатно-литейных модулях (комплексах) с использованием «тонких» слябов. Следует подчеркнуть, что, как было сказано в работе [165], долгое время в металлургии вопросам снижения затрат энергии при прокатке должного внимания не уделялось. Сегодня же приоритет в промышленности состоит в существенном уменьшении энергоемкости производства металлопродукции. Реализация энергосберегающего направления развития металлургии рассматривается как актуальный путь решения энергозависимости ряда государств. Тенденции на мировом рынке энергоносителей свидетельствуют о том, что цены на газ, нефть, уголь будут непрерывно возрастать. Скорее всего добыча их в мире в перспективе не увеличится. Будет повышаться стоимость электроэнергии. Поэтому острота проблемы тепло- и энергосбережения в металлургии и её прокатном производстве будет возрастать.

Рассмотрим возможности экономии энергии в технологической линии ШСГП, используя рекомендации, приведенные в работах [165-167].

Энергия при прокатке стали на ШСГП расходуется, во-первых, на нагрев слябов в методических печах и, во-вторых, на деформацию металла. Затраты на нагрев слябов составляют 55-60% всех энергозатрат на ШСГП. Заметим, что на мелкосортных станах для нагрева заготовок перед прокаткой тратится 70-90% энергии. Суммарный расход энергии зависит от компоновки черновых и чистовых групп клетей конкретного стана и может быть минимальным при определенных диапазонах температур нагрева слябов и заготовок и принятых режимах прокатки. В трубопрокатном производстве также большее количество энергии уходит на нагрев и термическую обработку заготовок перед прокаткой непосредственно труб.

Энергия в производстве листов и полос существенно экономится при прямой подаче непрерывнолитых слябов на ШСГП, минуя нагревательные печи. Однако реализация этого решения не всегда возможна из-за нестыковки в расположении

сталеплавильных и прокатных цехов. При организации горячего посада непрерывнолитых слябов в нагревательные печи расход топлива на их нагрев сокращается на 12% при температуре посада 300°С и на 60% при 900°С [166]. Оптимизация режимов нагрева слябов может уменьшить на 14% расход топлива в методических печах. Считается, что снижение температуры нагрева слябов в печах на 10°С позволяет уменьшить расход топлива почти на 2%.

На металлургических комбинатах, где сталь разливают в слитки и далее прокатывают их на слябингах, организовать прямую («транзитную») подачу слябов на ШСГП проще. Однако проблема здесь состоит в возможностях оборудования ШСГП прокатывать слябы со сравнительно низкой температурой. В случаях каких-либо задержек в транспортировке слябов и снижении их температуры ниже допустимого уровня возникает опасность поломок оборудования прокатных клетей ШСГП.

Возможности снижения температуры нагрева слябов в печах или осуществления «транзитной» прокатки возрастают при реализации мероприятий по уменьшению потерь тепла раскатами при их движении в линии ШСГП. Среди таких мероприятий можно назвать, во-первых, оснащение ШСГП перемоточным устройством («койлбоксом») на промежуточном рольганге и применение теплосохраняющих устройств, экранирующих поверхность раскатов от взаимодействия с окружающей средой.

Койлбоксы установлены на нескольких десятках ШСГП. При смотке раскатов в рулон на промежуточном рольганге ШСГП существенно уменьшаются потери тепла благодаря аккумулирующим свойствам рулона. Вследствие того, что задний конец раската при размотке рулона и подаче в чистовую группу клетей становится передним, уменьшается неравномерность температуры по длине прокатываемой полосы.

Теплосохраняющие устройства (экраны), расположенные на промежуточном рольганге ШСГП, уменьшают потери тепла раскатами излучением. Теплосохраняющие установки непрерывно улучшаются. Классификация, этапы развития конструкций таких систем детально рассмотрены в работе [166]. Можно ожидать, что процесс совершенствования теплосохраняющих установок и систем будет продолжаться и дальше по пути повышения их эффективности в части теплосбережения и надежности работы в условиях интенсивной эксплуатации.

При реконструкции и модернизации действующих ШСГП основное внимание уделяется поиску таких решений, прежде всего компоновки клетей черновой группы стана, которые обеспечивают с одной стороны минимальный расход энергии на нагрев и прокатку полос, а с другой – необходимые для получения требуемых свойств горячекатаной стали температуры конца прокатки и смотки

полос, о чем говорилось в предыдущих разделах книги. Пример анализа различных вариантов реконструкции ШСГП при переходе на непрерывнолитую заготовку показан в работе [171]. Более подробно рекомендации по выбору состава оборудования при реконструкции действующих и проектированию новых ШСГП с позиций обеспечения минимума энергоемкости технологического процесса производства листовой стали приведены в работе [165].

11.2. Снижение расхода энергии при производстве тонколистовой холоднокатаной стали и жести

Среди различных видов прокатной продукции наиболее энергоемкими являются холоднокатаная листовая сталь и жесть. Известна информация, что снижения суммарных затрат электроэнергии на станах горячей и холодной прокатки можно достичь при уменьшении толщины горячекатаного подката [165]. Как будет показано ниже, это утверждение не всегда справедливо. Кроме того, уменьшение толщины полос до 2 мм и менее на большинстве станов горячей прокатки ограничено требованиями к температуре деформации, которая определяет структуру и механические свойства стали [98]. Применение подката увеличенной толщины в ряде случаев ограничено уровнем допустимых значений энергосиловых параметров на станах холодной прокатки. Изменение толщины подката влияет на производительность станов. Таким образом, решение задачи снижения расхода энергии для разных листопрокатных комплексов неоднозначно из-за неодинакового уровня их технико-экономических показателей. Тем не менее для всех станов можно выделить общие закономерности и особенности, имеющие принципиальный характер как в техническом, так и в экономическом аспектах.

Численное решение задачи снижения расхода энергии на переделах горячей и холодной прокатки при производстве жести рассмотрим на примере Карагандинского металлургического комбината (КарМК) [168,172 с. 186-189].

Результаты исследований, проведенных[1] на широкополосном стане горячей прокатки 1700 и шестиклетьевом стане холодной прокатки 1400 КарМК, показали [98], что для производства жести толщинами 0,18-0,28 мм можно использовать подкат толщинами от 1,8 до 2,8-3,0 мм. Причем с точки зрения силовых и температурных параметров процесса холодной прокатки жесть 0,20-0,25 мм наиболее рационально прокатывать из подката толщиной 2,4-2,5 мм. Учитывая это,

[1] Принимали участие О.Н. Сосковец, Ф.И. Зенченко, П.П. Чернов, В.Н. Скороходов, В.А. Парамонов, Е.А. Бендер, С.А. Воробей, В.А. Мирко, Л.Г. Матюха, И.И. Чепелян, В.И. Баранов, С.Г. Горбунков, А.П. Грищенко, В.П. Сосулин, В.Э. Фишер, В.И. Куликов, А.А. Чмелев, Д.Л. Романовский и другие сотрудники комбината и институтов.

оценим расход энергии, затрачиваемой на производство жести, в зависимости от толщины горячекатаного подката.

Деформационные и энергосиловые параметры прокатки жести на стане 1400 рассчитывали с помощью математической модели, описанной в предыдущих разделах книги. Режим обжатий на стане выбирали исходя из условия примерно одинаковых усилий прокатки в клетях, поскольку это условие наиболее приемлемо для достижения высоких плоскостности и точности по толщине полос и для обеспечения стабильности процесса. Натяжение полосы между всеми клетями принимали равным 150 Н/мм^2, скорость прокатки – 20 м/с. Расход энергии в каждой клети рассчитывали как произведение мощности прокатки на ее машинное время, удельный расход – как частное от деления суммарного расхода по всем клетям стана на массу прокатанного металла.

Для расчета расхода энергии при горячей прокатке на ШСГП 1700 полос подката использовали математическую модель процесса и алгоритмы, разработанные в Институте черной металлургии НАН Украины[1]. Расчеты выполняли для условий прокатки слябов размерами 190-215×1100-1200×8200-9500 мм и массой 15,7-17,8 т. Толщину раскатов между черновой и чистовой группами стана изменяли от 34 до 40 мм, а горячекатаных полос – от 2,0 до 2,8 мм. Скорость прокатки слябов в последней черновой клети составляла 3,14 м/с. Скорость заправки принимали 9,5 м/с; рабочую – 14,0 м/с; величину ускорения при разгоне чистовой группы клетей после захвата переднего конца полосы моталками – 0,25 м/с^2. Длину переднего конца полосы, прокатанного на заправочной скорости, принимали равной 170 м. Считали, что горячекатаную листовую сталь изготавливают по схеме слиток – сляб – рулон. Горячекатаные полосы подката изготавливают из слитков массой 15,7 т. Слябы толщиной 190 мм имеют длину 9,5 м; 200 мм – 9,1 м; 210 мм – 8,6 м и 215 мм – 8,2 м (ширина слябов 1110 мм). Поскольку масса слябов не изменяется, то независимо от толщины слябов время прокатки в последней черновой клети и длина раскатов одинаковых толщин постоянные; в чистовой клети – аналогично.

Температура нагрева слябов перед прокаткой составляла 1250°С. Температура раскатов после выхода из последней черновой клети в зависимости от толщины слябов (190-215 мм) и раскатов (34-40 мм) изменялась для переднего конца раската от 1082 до 1105°С, для заднего – от 1072 до 1097°С. Снижение температуры раскатов на промежуточном рольганге стана 1700 зависит от толщины раскатов и скорости их транспортирования по рольгангу, которая является функцией толщины готовых полос. Причем, если на выходе из черновой группы клетей температуры переднего и заднего концов различаются на 7-11°С, то на входе в первую чистовую клеть это различие увеличивается почти в 10 раз.

[1] Разработаны С.А.Воробьем.

При одинаковых деформационно-скоростных режимах горячей прокатки стали на ШСГП температура конца прокатки возрастает с увеличением толщины полос. На стане 1700 КарМК, например, температура конца прокатки полос толщиной 2,8 мм на 40-50°С выше (839-857°С), чем полос толщиной 2,0 мм (798-815°С). Увеличение толщины раскатов между черновой и чистовой группами стана с 34 до 40 мм позволяет повысить температуру окончания прокатки полос этого сортамента в среднем на 15°С.

При расчете расхода энергии в черновой группе клетей стана 1700 для каждой клети определяли значение мощности прокатки, усредненное по трем точкам (начало, середина, конец) раскатов с учетом их температуры, и время прокатки. Далее определяли общий и удельный расходы энергии.

В чистовой группе клетей за среднее значение принимали полусумму мощностей прокатки переднего и заднего концов полосы, при этом учитывали степень охлаждения их на промежуточном рольганге перед входом в первую чистовую клеть.

Результаты расчетов расхода энергии при прокатке раскатов в черновой группе стана 1700 представлены в табл. 11.1. Согласно полученным данным увеличение толщины слябов обеспечивает увеличение температуры раскатов, но расход энергии на прокатку также возрастает. Следовательно уменьшение сопротивления деформации стали из-за увеличения ее температуры в случае применения более толстых слябов, что способствует уменьшению мощности прокатки, не компенсирует увеличение мощности, обусловленное возрастанием суммарного обжатия в клетях. При изменении толщины слябов от 190 до 215 мм расход энергии увеличивается на 14-18%. Причем с ростом степени суммарной деформации стали в клетях черновой группы влияние толщины слябов на расход энергии ослабевает (табл. 11.1). При увеличении толщины раскатов с 34 до 40 мм расход энергии в чистовой группе клетей уменьшается на 15-17%.

Таблица 11.1

Расход энергии* при прокатке в черновой группе клетей ШСГП 1700 раскатов толщиной 34-40 мм из слябов шириной 1110 мм, массой 15,7 т

Толщины раскатов, мм	Толщины слябов, мм			
	190	200	210	215
34	270,09 / 17,20	282,26 / 17,98	286,98 / 18,27	307,63 / 19,59
38	237,63 / 15,13	248,81 / 15,84	252,53 / 16,08	281,02 / 17,89
40	223,41 / 14,22	234,41 / 14,93	237,94 / 15,15	263,10 / 16,75

* В числителе и знаменателе суммарный (МДж) и удельный (МДж/т) расходы энергии соответственно.

При горячей прокатке тонких полос удельный расход энергии в чистовой группе клетей стана 1700 КарМК в 7-10 раз больше, чем в черновой. Увеличение толщин полос с 2,0 до 2,8 мм снижает расход энергии в чистовой группе клетей на 25%. В рассматриваемых условиях толщина раскатов практически не влияет на величину расхода энергии в клетях чистовой группы, поскольку прирост суммарного обжатия раскатов в случае увеличения их толщины компенсируется эффектом от повышения температуры прокатываемого металла.

Суммарный удельный расход энергии на прокатку полос в черновой и чистовой группах стана 1700 из слябов размерами 210×1110×8600 мм характеризуется следующими величинами (слева от косой черты – при толщине раскатов 34 мм, справа – 40 мм):

Толщины горячекатаных полос, мм	2,0	2,2	2,4	2,8
Удельный расход энергии, МДж/т	171/168	158/155	148/145	132/129

Расход энергии в клетях чистовой группы принимали по среднему значению для переднего и заднего концов полос. Как видно, увеличение толщины полос с 2,0 до 2,8 мм уменьшает суммарный расход энергии при горячей прокатке на 23%.

Вследствие того, что на стане 1700 КарМК температура конца прокатки тонких полос понижается с уменьшением толщины, предел текучести горячекатаной стали толщиной 2,4-2,5 мм в среднем на 2,5-5,0 Н/мм^2 меньше, чем стали толщиной 2,0-2,2 мм. Исследования показали [98], что в зависимости от температурных условий прокатки горячекатаный подкат имеет разную микроструктуру и по-разному упрочняется при последующей холодной деформации. Поэтому влияние его толщины на расход энергии при холодной прокатке жести на шестиклетьевом стане 1400 анализировали с учетом разных исходных свойств и упрочняемости стали в процессе холодной прокатки (табл. 11.2).

С увеличением толщины горячекатаного подката расход энергии при прокатке жести возрастает (рис. 11.1, табл. 11.2). Однако расход энергии зависит и от исходных свойств подката. Так, при прокатке жести толщиной 0,2 мм увеличение толщины подката с 2,0 до 2,5мм (на 25%) приводит к возрастанию удельного расхода энергии на 15,5% для «мягкого» подката и на 9,7% для «жесткого». При производстве жести толщиной 0,25 мм это различие составляет соответственно 17,6 и 11,2%. Увеличение толщины подката на 40% (с 2,0 до 2,8 мм) при производстве жести 0,25 мм при средней пластичности исходного подката увеличивает расход энергии на 22,2% (рис. 11.1).

На расход энергии при прокатке жести сильно влияет различие свойств подката одной и той же толщины. В частности, для жести 0,20-0,25 мм изменение свойств

подката толщинами 2,0-2,5 мм от «мягкого» к «жесткому» повышает расход энергии на 18-20% (табл. 11.2). Колебания свойств от «мягкого» к «жесткому» при толщине подката 2,4-2,8 мм изменяют расход энергии на 10-12%. Следовательно, при увеличении толщины подката различия в его свойствах слабее влияют на расход энергии, так как в этом случае нестабильность свойств уменьшается.

Таблица 11.2

Зависимость расхода энергии при холодной прокатке жести на стане 1400 КарМК от толщины и механических свойств горячекатаного подката*

Толщины подката, мм	Толщины жести, мм	σ_{T_0}, Н/мм²	n	Удельный расход энергии, МДж/т
2,0	0,20	240/325	0,627/0,644	160,3/189,6
	0,25			138,9/164,6
2,2	0,20	240/325	0,627/0,644	169,3/200,2
	0,25			147,6/175,4
2,4	0,20	250/300	0,629/0,644	181,8/203,6
	0,25			159,5/178,6
2,5	0,20	250/300	0,629/0,644	185,7/208,0
	0,25			163,4/183,1
2,8	0,20	250/300	0,629/0,644	199,4/220,1
	0,25			178,4/195,9

* Ширина полос 1000 мм, масса рулонов 30 т. Упрочнение стали в процессе холодной прокатки описывали уравнением $\sigma_T(\varepsilon) = \sigma_{T0} + 33{,}5\,\varepsilon^n$, где σ_{T_0} – исходный предел текучести стали; ε – степень деформации; n – показатель упрочнения. Слева от косой черты при прокатке относительно «мягкого» подката; справа – «жесткого».

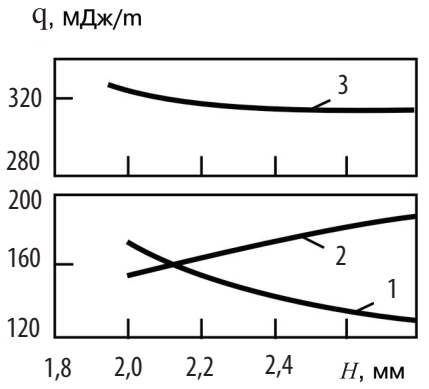


Рис. 11.1. Зависимость удельного расхода энергии *(q)* при производстве на стане 1700 горячей прокатки и шестиклетьевом стане 1400 холодной прокатки жести толщиной 0,25 мм из подката толщиной *(H)* 2,0-2,8 мм: 1 – удельный расход энергии при горячей прокатке, 2 – при холодной, 3 – суммарный; упрочнение стали в процессе холодной прокатки характеризуется уравнением $\sigma_T(\varepsilon) = 281 + 33{,}5\varepsilon^{0{,}639}$ при толщине подката 2,0-2,2 мм, $\sigma_T(\varepsilon) = 277 + 33{,}5\varepsilon^{0{,}638}$ при 2,4-2,8 мм, где $\sigma_T(\varepsilon)$ – предел текучести стали, Н/мм²; ε – степень деформации, %

Распределение обжатий по клетям стана 1400 при неизменной суммарной деформации металла незначительно влияет на суммарный расход энергии. Например, увеличение степени деформации в первой клети с 28,2 до 32,2% при прокатке жести 0,25 мм из «мягкого» подката толщиной 2,2 мм повышает суммарный удельный расход энергии всего на 0,2%. Усилия и мощность прокатки в клетях стана изменяются следующим образом:

Клети	1	2	3	4	5	6
Степень деформации, %	28,2 32,2	30,6 29,9	29,3 29,1	30,2 29,3	31,7 30,6	32,4 31,0
Усилие прокатки, МН	7,77 8,47	7,64 7,76	8,34 8,31	8,23 8,15	7,92 7,80	7,73 7,64
Мощность прокатки, кВт	68,7 193,2	992,0 994,0	932,5 935,3	1053,7 1037,2	1192,9 1142,0	1533,0 1459,6

На современных станах холодной прокатки листа и жести режимы обжатий выбирают исходя из технологических условий: минимальной вероятности разрывов полос по сварным швам; благоприятных условий для работы автоматических систем регулирования толщины, натяжения, плоскостности полос; обеспечения высокой стабильности процесса. В связи с этим возможности существенного (более чем на 10%) перераспределения относительных обжатий по клетям стана ограничены.

Общие затраты энергии на двух станах рассчитывали для условий применения на стане 1700 раскатов толщиной 40 мм. В этом случае температурный режим прокатки тонких полос оказывается более благоприятным, а расход энергии меньшим. Результаты анализа показали (табл. 11.3), что при использовании «мягкого» подката суммарный расход энергии на двух станах при производстве жести 0,20-0,25 мм практически не зависит от толщины горячекатаного подката. При «жестком» подкате суммарный расход энергии уменьшается с увеличением его толщины. Когда начальные пластические свойства и упрочняемость подката в процессе холодной деформации характеризуются средними показателями, суммарный расход энергии при производстве жести получается примерно одинаковым для толщин подката 2,2-2,8 мм и несколько повышенным для подката толщиной 2,0 мм (рис. 11.1). Если сравнивать расход энергии на горячую и холодную прокатку при производстве жести 0,20-0,25 мм с использованием тонкого (2,0-2,2 мм) и «жесткого» или более толстого (2,4 мм и более) и «мягкого» подката, что обычно наблюдается на практике [98], то можно сделать заключение, что применение относительно толстого (2,4-2,8 мм) подката обеспечивает уменьшение суммарного расхода энергии на 8-10% (табл. 11.3).

Таблица 11.3

Удельный расход энергии (МДж/т), затрачиваемой на прокатку полос подката в черновой и чистовой группах клетей стана 1700 и холодную прокатку жести на стане 1400 КарМК*

Толщины жести. мм	Толщины подката, мм			
	2,0	2,2	2,4	2,8
0,20	328/357	324/355	327/349	328/349
0,25	307/333	303/330	305/324	307/325

* В числителе – для «мягкого» подката, в знаменателе – для «жесткого».

Для сокращения расхода энергии при производстве жести необходимо определить верхний предел толщины горячекатаного подката, необходимый для обеспечения стабильности процесса холодной прокатки полос на стане 1400. Результаты работы [98] позволили сделать вывод о принципиальной возможности прокатки на шестиклетьевом стане 1400 КарМК жести толщинами 0,18-0,25 мм из подката толщинами до 3,0 мм. Последующие эксперименты, проведенные на этом стане, подтвердили справедливость такого вывода. Исследования показали, что температура конца горячей прокатки на стане 1700 КарМК подката толщиной 2,8-2,9 мм находилась в пределах 850-890°С, а температура смотки полос в рулоны составляла 640-710°С (толщина раскатов между черновой и чистовой группами стана 38-40 мм; заправочная скорость 9,0-9,5 м/с^2). Профиль поперечного сечения горячекатаных полос имел чечевицеобразную форму с выпуклостью 0,025-0,06 мм. Микроструктура химически закупоренной стали 08кп после прокатки при указанных температурах состояла из зерен феррита баллов 7-8, предел текучести был 255-270 Н/мм^2, временное сопротивление разрыву 340-370 Н/мм^2, твердость 48-55 *HRB*.

Холодную прокатку на стане 1400 жести шириной 850 мм и толщиной 0,18-0,20 мм проводили при относительных обжатиях 15-17% в первой клети и 36-38% во второй-шестой клетях. Полные межклетьевые натяжения полосы в промежутках устанавливали равными (кН): промежуток I – 320; II – 220; III – 170; IV – 110, V – 70; между последней клетью и моталкой – 20. При прокатке жести толщинами 0,18 мм со скоростью 21 м/с (числитель) и 0,20 мм со скоростью 24 м/с (знаменатель) значения усилия прокатки следующие:

Клети	1	2	3	4	5	6
Усилие прокатки, МН	6,4 6,2	10,8 10,0	7,6 7,6	10,0 10,5	7,5 7,5	9,2 9,8

Получение жести из подката толщиной 2,8 мм увеличивает обжатие металла в каждой клети стана на 1-3% по сравнению с подкатом 2,4 мм, однако усилие прокатки возрастает незначительно. Стабильность процесса прокатки жести 0,18-0,20 мм из подката 2,8 мм обеспечивалась при скоростях 18-25 м/с. Стойкость сварных швов была на том же уровне, как и при прокатке жести из подката толщиной 2,4 мм.

В выполненном анализе энергозатрат на станах горячей и холодной прокатки расход топлива на нагрев слябов не учитывали, поскольку эта статья затрат, хотя и весьма существенная (на широкополосных станах горячей прокатки она составляет 55-60% энергозатрат), но является постоянной при изготовлении полос одного типоразмера. Тем не менее, необходимо иметь в виду, что в результате роста производительности стана горячей прокатки при увеличении толщины подката удельный расход топлива на его производство уменьшается.

Таким образом, при изготовлении подката для холодной прокатки листа и жести увеличение толщины слябов повышает температуру раскатов между черновой и чистовой группами станов горячей прокатки, но расход энергии на прокатку также возрастает. В чистовой группе клетей при прокатке на рабочей скорости задних концов тонких полос расход энергии примерно в два раза больше, чем при прокатке на заправочной скорости передних концов. Толщина раскатов практически не влияет на расход энергии в чистовой группе клетей ШСГП. Увеличение толщины полос с 2,0 до 2,8 мм уменьшает суммарный расход энергии на стане горячей прокатки на 23%.

Расход энергии при холодной прокатке жести существенно зависит не только от толщины, но и от пластических свойств горячекатаного подката. Применение более толстого (2,4-2,8 мм), а значит и более «мягкого», подката при производстве жести толщинами 0,20-0,25 мм обеспечивает сокращение общих затрат на станах горячей и холодной прокатки на 8-10%.

Важно подчеркнуть, что анализ, учитывающий различие свойств подката разных толщин, привел к противоположному выводу относительно влияния толщины подката на суммарный расход энергии при прокатке тонких полос по сравнению с данными на рис.1 книги [165]. Возможно здесь сказалось существенное различие в условиях рассматриваемых примеров (толщинах раскатов, горячекатаных полос подката и холоднокатаной стали).

В работе [167] предложена математическая модель энергоемкости технологического процесса производства холоднокатаных полос, учитывающая нагрев слябов перед горячей деформацией с учетом тепловых изменений в слябах перед посадом их в методическую печь. В этой модели учитывается доля «транзитной» прокатки слябов в общем объеме производства. К достоинствам выбранного авторами названной работы подхода относится и предусмотренная возможность выбора оптимума между снижением энергозатрат при нагреве слябов за счет понижения их температуры и, как следствие, увеличением расхода энергии на деформацию металла в клетях ШСГП. Ограничениями служат возможности электромеханического оборудования клетей и приводных линий стана, а также требования к температурно-скоростным условиям прокатки и смотки полос в рулоны с позиций обеспечения заданных механических свойств горячекатаной стали.

В целом можно заключить, что реализация приведенных выше расчетов и использование математических моделей и алгоритмов оптимизации энергозатрат при производстве листовой стали несомненно имеют перспективу для всех металлургических комплексов.

11.3. Теплоизоляция и теплосбережение в прокатных цехах

К сожалению в прокатных цехах металлургических заводов Украины недостаточно внимания уделяется вопросам снижения энергозатрат на нагрев и термообработку металла перед и после прокатки. Сказанное в такой же мере относится и к другим металлургическим переделам (доменному, сталеплавильному и др.) Причем, эффект от использования прогрессивных теплоизоляционных материалов в промышленных объектах металлургических предприятий превосходит возможности снижения энергозатрат за счет выбора рациональных режимов технологических процессов, в том числе и режимов обжатий на листовых и сортовых станах [169, 170].

На большинстве металлургических и машиностроительных заводов России и Украины, в том числе и при производстве проката, в различного рода нагревательных устройствах, термических, нагревательных печах и колодцах, котлах, дымоходах и другом оборудовании в качестве рабочего незащищенного слоя футеровки и промежуточного (защищенного) слоя футеровки, где решается задача изоляции воздействия высоких температур, традиционно применяют кирпичную огнеупорную кладку. Недостатки применения кирпичной кладки для решения проблемы теплоизоляции, теплосбережения хорошо известны (увеличение габаритов и стоимости агрегатов, высокая теплоемкость кладки из огнеупорного

кирпича при сравнительно неэффективной теплоизоляции, тепловая и температурная инерционность кладки, расход энергии на ее нагрев до температур эксплуатации и т.д.).

На современных металлургических заводах кирпичная огнеупорная кладка применяется лишь в условиях, где имеется непосредственный контакт футеровки с жидким металлом или кладка может подвергаться ударным нагрузкам. В нагревательных устройствах прокатных цехов предприятий кирпичная кладка все больше и больше вытесняется пористыми или волокнистыми огнеупорными материалами нового поколения.

Достоинствами современных волокнистых материалов, к которым в первую очередь относятся материалы и изделия огнеупорные теплоизоляционные муллитокремнеземистые (алюмосиликатные) стекловолокнистые, являются: сравнительно небольшая плотность (рулонного материала не более 150 кг/м^3, муллитокремнеземистых изделий сложной конфигурации с кажущейся плотностью не более 500 кг/м^3), низкая теплопроводность (в 5-6 раз ниже, чем огнеупорного кирпича), практически неограниченная термостойкость, в том числе способность выдерживать циклические изменения температуры при периодических нагревах и охлаждениях футеровки, отсутствие опасности разрушения футеровки), малая теплоемкость, что позволяет при необходимости быстро осуществлять разогрев и охлаждение нагревательных устройств, агрегатов, например термических печей. К преимуществам огнеупорных материалов и изделий на основе муллитокремнеземистого волокна относится также разнообразие их видов (вата, рулонный материал, войлок, плиты, фетр, картон), что предопределяет удобство их применения в промышленности. Кроме того, варьируя химическим составом (содержанием алюминия, хрома, циркония) можно изменять максимально возможную температуру эксплуатации муллитокремнеземистых материалов и изделий из них.

В соответствии с действующими стандартами, теплоизоляционные огнеупорные муллитокремнеземистые стекловолокнистые материалы и изделия из них можно применять при температурах до 1350 ^{o}C в качестве теплоизоляционного компенсационного материала для теплоизоляции термических, нагревательных, вертикально-секционных, цилиндрических и других типов печей, нагревательных колодцев и других тепловых агрегатов прокатных цехов.

Наиболее широко волокнистые огнеупорные муллитокремнеземистые материалы используют для футеровки стен и сводов колпаковых печей в листопрокатном производстве. В результате снижается тепловой поток через стены и свод печи, уменьшается теплоемкость футеровки. Это обеспечивает уменьшение расхода топлива, увеличение производительности печи за счет сокращения цикла разогрева и охлаждения агрегата.

Одним из примеров эффективного применения такого материала может служить ООО «Уральская Сталь» (ОХМК), где при реконструкции дымового борова термических роликовых печей в листопрокатном цехе для футеровки использовали огнеупорные волокнистые материалы [173]. Фирма «Термосталь» и ОХМК разработали решения по внедрению на всех печах комбината волокнистых огнеупоров. При этом, в первую очередь волокнистая футеровка рекомендована и предусматривается для термических печей листопрокатных и сортопрокатных цехов. В методических нагревательных печах рекомендовано [173] выполнять из керамоволокнистых блоков (плит, изделий сложной формы) «торцы» верхних зон, а из волокнистого рулонного материала и матов (войлока, фетра) изоляцию глиссажных и опорных труб, уплотнения стен, сводов и горелочных узлов. В обжимных цехах наибольший эффект обеспечивает замена кирпичной футеровки крышек нагревательных колодцев волокнистыми огнеупорными материалами.

Замена огнеупорной кирпичной кладки на волокнистую футеровку для одной термической печи с выкатным подом площадью 27 м^2 позволяет снизить расход топлива в 20 раз. Поэтому в термических печах различного типа (камерных со стационарным и выдвижным подом, вертикальных, конвейерных, с шагающими балками или подом и др.) свод и стены рекомендуется полностью выполнять из волокнистых огнеупорных материалов. В общем случае в черной металлургии 1 т огнеупорных волокнистых материалов заменяет от 10 до 23 т традиционных огнеупоров (огнеупорного кирпича).

Особо эффективно применение волокнистых огнеупорных материалов в электропечах периодического действия. При использовании волокнистых огнеупорных материалов на 1/3 уменьшаются потери тепла и, соответственно, затраты электроэнергии. В агрегатах такого типа волокнистые огнеупоры используются для выполнения всех элементов футеровки за исключением загрузочного окна и пода печей. Разработанные новые волокнистые теплоизоляционные материалы, учитывая их высокое тепловое сопротивление, дают возможность выполнить энергосберегающую реконструкцию действующих печей и строительство более экономичных тепловых агрегатов. Ограждающие конструкции, выполненные из муллитокремнеземистых материалов, имеют ряд преимуществ перед огнеупорной кирпичной кладкой: во-первых, малую массу волокнистой футеровки печных агрегатов из-за небольшой кажущейся плотности высокопористой теплоизоляции, и, во-вторых, незначительную аккумуляцию тепла. В периодически работающих печах тепловые потери, обусловленные аккумуляцией тепла кладкой из волокнистых материалов, меньше на 20-40%, чем при кирпичной футеровке. В печах, работающих в непрерывном режиме, экономия тепловой энергии в результате уменьшения теплового потока через стенки печи может достигать

8-10%. В непрерывно работающих нагревательных толкательных или с шагающими балками печах прокатных цехов потери тепла через кладку могут быть меньшими, в пределах 2-5%. Однако абсолютные величины экономии энергии при высокой производительности печей для нагрева заготовок оказываются достаточно внушительными.

Необходимо отметить также, что использование рассмотренных огнеупорных материалов упрощает и облегчает металлоконструкции (массу металлокаркасов на 15-20%) для вновь проектируемых печей, ускоряет процесс нагрева металла и упрощает его регулирование. Расход огнеупоров уменьшается до 10-12 раз, а трудовые затраты на монтаж кладки в 2-3 раза. В прокатных цехах предприятий черной металлургии применение волокнистых муллитокремнеземистых материалов и изделий в ряде случаев ограничивается использованием их в изоляционных слоях футеровок печей только в комбинации с кирпичной и бетонной кладками. Изделия из волокнистых материалов, которые допускают более высокие максимальные температуры применения (до 1600 ^{o}C), позволяют достигать большего эффекта за счет возможности использования их в рабочем слое теплового ограждения печей.

Современный комплекс по производству огнеупорных теплоизоляционных муллитокремнеземистых материалов и изделий на их основе эксплуатируются на ООО «Синтиз» (г. Синельниково, Днепропетровской области) [164, 170]. Показательно, что непосредственно в ООО «Синтиз» блоками размерами 300x300x70 мм из муллитокремнеземистого волокна футеровали часть рабочего пространства проходной туннельной печи длиной 120 м, предназначенной для обжига изделий при температуре 1000 °С. В результате расход газа на обогрев печи сократился на 45%. Названная туннельная печь подобна, например, печам для нормализации горячекатаных толстых листов, эксплуатируемых во многих прокатных цехах металлургических и машиностроительных заводов.

Литература

1. Полухин П.И., Зиновьев А.В. Некоторые закономерности распределения контактных напряжений при холодной листовой прокатке // Пластическая деформация металлов и сплавов: Научные труды МИСиС. – М.: Металлургия. – 1975. – вып. 80. – С. 66–76.

2. Василев Я.Д., Шувяков В.Г. Алгоритм расчета давления металла на валки при холодной прокатке без применения итерационной процедуры // Известия АН СССР. Металлы. – 1980. – № 6. – С. 110–115.

3. Белосевич В.К. Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке листовой стали. – М.: Металлургия. – 1989. – 256 с.

4. Чекмарев А.П., Клименко П.Л. Распределение удельного давления и удельного трения по дуге контакта при прокатке // Известия вузов. Черная металлургия. – 1961. – № 2. – С. 68–76.

5. Годунов С.К., Рябенький В.С. Разностные схемы.– М.: Наука. – 1977. – 440 с.

6. Ноговицын А.В. Применение подвижной системы координат для описания процесса прокатки // Известия АН СССР. Металлы. – 1989. – № 6. – С. 59–65.

7. Ноговицын А.В. К теории очага деформации при холодной прокатке // Известия вузов. Черная металлургия. – 1992. – № 1.– С. 38–43.

8. Рокотян Е.С., Рокотян С.Е. Энергосиловые параметры обжимных и листовых станов. – М.: Металлургия. – 1968. – 272 с.

9. Matsuda S., Okumura N. Effect of Distribution of TiN Precipitate Particles on the Austenite Grain Size of Low Alloy Steels // Trans. Iron and Steel Inst. Japan. – 1978. – V. 18. – P. 198–205.

10. Матросов Ю.И., Литвиненко Д.А., Голованенко С.А. Сталь для магистральных газопроводов.– М.: Металлургия. – 1985.– 288 с.

11. Sellars C.M., Whiteman J.A. Recrystallization and grain growth in hot rolling // Metal Science. – March – April, 1979. – S. 187–194.

12. Liska S.,Wozniak J. Model vyvoje struktury a mechanikych vlastnosti oceli pri valcovani za tepla. – Kovove materialy. Bratislava. – 1982. – T. 20. – № 5. – P. 562–571.

13. Liska S., Zela L., Pionek E. et al. Rolling load calculation in Hot strip witc Respect to Restoration Processes. – Int. Conf. Steel Roll. Tokyo. – 1980. – Proc. Vol. 2. – 1980. – P. 840–857.

14. Kobajashi X. Effect of Vanadium and Niobium in Austenite Grain Growth Kinetics in Low Carbon High Stength Steel // Trans Iron and Steel Inst. Japan. – 1977. – V. 62. – № 1. – P. 73–79.

15. Преобразование зерна при первичной рекристаллизации / М.А. Штремель, В.И. Лизунов, В.В. Шкатов, А.В. Алдунин // МиТОМ. – 1984. – № 6. – С. 2–5.

16. Моделирование дробной горячей деформации на непрерывном стане / Ю.Д. Железнов, Г.Г. Григорян, А.В. Алдунин и др. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1979. – № 1.– С. 64–67.

17. Cuddy L.J., Bauwin J.J., Raley J.C. Recrystallization of Austenite // Metallurgical Transactions. – 1980. – V. 11. – № 3. – P. 381–386.

18. Liska S., Wozniak J. Matematisky model pro analyzv technologickych podminek valcovani oceli za tepla // Hutnicke aktuality. WHZ. – 1981. – V. 22. – № 9. – P. 1–49.

19. Попов А.А., Попова А.Е. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. Справочник термиста. – Москва–Свердловск: Машгиз. – 1961. – 430 с.

20. Металловедение и термическая обработка стали: Справ.изд. – 3–е изд., перераб. и доп. В 3–х т. Т.II. Основы термической обработки (Под ред. Бернштейна М.Л., Рахштадта А.Г.). – М.: Металлургия. – 1983. – 368 с.

21. Suechiro M. Computer Modeling of Microstructural Change and Strength of Low Carbon Steel in Hot Strip Rolling // Trans. Iron and Steel Inst. Japan. – 1987. – V. 27. – № 6. – S. 439–445.

22. Оптимизация структуры горячекатаной малоуглеродистой стали / М.А. Штремель, В.И. Лизунов, В.В. Шкатов и др. // Сталь. – 1983. – № 3. – С. 69–71.

23. Mazanek K. Energy in the Physico–Metallurgical Processes // Papers held at the UPM CSAV. Brno. – 1971. – P. 449–490.

24. Термическое упрочнение проката // К.Ф. Стародубов, И.Г. Узлов, В.Я. Савенков и др. – М.: Металлургия. – 1970. – 386 с.

25. Влияние режимов контролируемой прокатки на структуру и механические свойства стали / В.П. Полухин, М.Л. Бернштейн, В.А. Пешков и др. // Сталь. – 1983. – № 9. – С. 68–71.

26. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник. – М.: Металлургия. – 1976. – 488 с.

27. Левченко Г.В., Ноговицын А.В. Сопротивление деформации стали 15ГЮТ // Сталь. – 1977. – № 4. – С. 336–338.

28. Расчет усилий при непрерывной горячей прокатке // Жучин В.Н., Никитин Г.С., Шварцбарт Я.С., Зуев И.Г. – М.: Металлургия. – 1986. – 198 с.

29. Солод В.С., Бейгельзимер Я.Е., Кулагин Р.Ю. Математическое моделирование сопротивления деформации при горячей прокатке углеродистых сталей / Металл и литье Украины. – 2006.–№7–8. – С. 52–56.

30. Song R., Ponge D., Kaspar R. The microstructure and mechanical properties of ultrafine grained plain C – Mn steels // Steel Research. – 2004. – № 1.– P. 33–37.

31. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике. Справочник. / Под ред. Б.Е. Неймарк. – М. – Л.: Энергия. – 1967. – 240 с.

32. Microstructure Evolution Model Used For Hot Strip Rolling // R.A. Shulkosky, D.L. Rosburg, J.D. Chapman, K.R. Barnes / Materials Science&Technology Conference, November 2003. – Copyright. – 2003 – ISS and TMS. – P. 1–8.

33. Andorfer J.,Auzinger D., Hubmer G. Operational experience with VAI-Q Strip: on-line system for controlling hot rolled strip mechanical properties // AISE Steel Technology. – 2000. – № 7–8. – P. 43–46.

34. Внедрение автоматизированной системы прогноза структуры и свойств горячего проката. / В.А. Третьяков, Ю.И. Ларин, В.В. Барышев и др. // Черная металлургия: Бюллетень ОАО «Черметинформация». – 2004. – № 4. – С. 34–41.

35. Франценюк Л.И., Богомолов И.В. Прогноз процессов структурообразования при горячей прокатке на непрерывных широкополосных станах // Металлург. – 1999. – № 10. – С. 40–45.

36. Разработка технологии прокатки толстых листов из низколегированных сталей на основе моделирования процессов формирования структуры / Л.И. Эфрон, Н.П. Мельник, И.В. Ганошенко, В.В. Володарский // Металлург. – 2001. – № 10. – С. 47–49.

37. Kohlmann R., Kruse M., Meyer M., Plociennik U. Optimization of material properties for bars and wire rod // MPT Int. – 2000. – № 2. – P. 56–62.

38. Peu C., Varo R. Controlled cooling process in the Tianjin high speed rod mill // MPT Int. – 1999. – № 4. – P. 88–90.

39. Матвеев Б.Н. Компьютерное моделирование для предсказания структуры и свойств готового проката. // Заготовительные производства в машиностроении. – 2006. – № 2. – с. 38–47.

40. Левченко Г.В., Ноговицын А.В., Воробей С.А. Исследование возможности повышения и стабилизации прочностных свойств горячекатаной широкополосной стали // Металл и литье Украины. – 1996. – № 1–2. – С. 41–44.

41. Качество листа и режимы непрерывной прокатки // П.И. Полухин, Д.Н. Заугольников, М.А. Тылкин и др. – Алма-Ата: Наука. – 1974. – 400 с.

42. Беняковский М.А., Мазур В.Л., Мелешко В.И. Производство автомобильного листа. – М.: Металлургия. – 1979. – 256 с.

43. Повышение качества листового проката / В.Л. Мазур, А.П. Качайлов, В.Г. Иванченко, А.И. Добронравов. – К.: Техніка. – 1979. – 143 с.

44. Шмитхамс П.Ч., Грасс Э. Новый метод горячей и холодной прокатки стальных полос с повышенным содержанием углерода //Черные металлы. – 1966. – № 12. – С. 3–8.

45. Грасгоф Г.В. Производство горячекатаной и холоднокатаной полосы из высокоуглеродистой стали в сорбитной структуре // Черные металлы. – 1969. – № 15. – С. 18–29.

46. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. – М.: Металлургия. – 1973. – 224 с.

47. Приходько Э.В. Металлохимия комплексного легирования. – М.: Металлургия. – 1983. – 184 с.

48. Надежность технологического процесса производства листового проката / В.Л. Мазур, С.А. Воробей, Д.Л. Романовский и др. – К.: Техніка. – 1992. – 170 с.

49. Рациональная форма поперечного сечения подката / В.Л. Мазур, Ф.И. Зенченко, О.Н. Сосковец и др. // Сталь. – 1988. – № 3. – С.50–54.

50. Холодная прокатка и отделка жести // А.Ф. Пименов, О.Н. Сосковец, А.И. Трайно, В.Л. Мазур и др. – М.: Металлургия – 1980. – 208 с.

51. Повышение точности прокатки листов и полос / Ю.В. Коновалов, Е.А. Руденко, П.С. Гринчук и др. – К.: Техніка. – 1987. – 144 с.

52. Григорьян Г.Д. Элементы надёжности технологических процессов. – К.: Вища школа. – 1984. – 214 с.

53. Романовский Д.Л., Мазур В.Л., Воробей С.А. Вероятностный анализ параметров процесса прокатки в черновых группах клетей непрерывных широкополосных станов // Научно-технический прогресс в листопрокатном производстве. – М.: Металлургия – 1988. – С. 5–11.

54. Бровман М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. – М.: Металлургия. – 1991. – 254 с.

55. Николаев В.А. Теория и практика процессов прокатки. – Запорожье: ЗГИА. – 2002. – 232 с.

56. Синицын В.Г. Несимметричная прокатка листов и лент. – М.: Металлургия. – 1984. – 167 с.

57. Голубченко А.К., Мазур В.Л., Бинкевич Е.В. Влияние угла входа полосы в валки на параметры процесса прокатки // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1994. – № 3. – С. 20–24.

58. Мазур В.Л., Голубченко А.К., Бинкевич Е.В. Расчет параметров процесса горячей асимметричной прокатки толстых полос // Сталь. – 1994. – № 1. – С. 39–41.

59. Несимметричная горячая прокатка на широкополосном стане / А.Г. Свичинский, Е.В. Бинкевич, В.Л. Мазур, А.К. Голубченко // Сталь. – 1992. – № 11. – С. 41–44.

60. Расчет и управление процессом несимметричной горячей прокатки методом линий скольжения и нелинейного программирования / А.Г. Свичинский, В.Л. Мазур, Е.В. Бинкевич, А.К. Голубченко // Известия РАН. Металлы. – 1993. – С. 70–79.

61. Теория и технология несимметричной прокатки / В.А. Николаев, В.Л. Мазур, А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич // М.: Агентство «Информат». – 1996. – 262 с.

62. Горячая прокатка толстых полос в рабочих валках разного диаметра / В.А. Николаев, Б.П. Романико, А.Г. Васильев и др. // Сталь. – 1992. – № 11. – С. 45–47.

63. Мазур В.Л., Тимошенко В.И. Теория прокатки (гидродинамические эффекты смазки). – М.: Металлургия. – 1989. – 192 с.

64. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением: Справочник. – М: Металлургия. – 1982. – 312 с.

65. Мазур В.Л., Мазур С.В. Расчет условий поступления смазки в очаг деформации и коэффициента трения при прокатке // Сталь. – 2009. – № 1. – С. 58–60.

66. Гришков А.И. К теории асимметричного процесса продольной прокатки // Изв. АН СССР. Металлы. – 1976. – № 5. – С. 117–123.

67. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия. – 1970. – 358 с.

68. Мазур В.Л. Прокатка полос при различной шероховатости верхнего и нижнего валков // Известия вузов. Черная металлургия. – 1981. – № 10. – С. 66–72.

69. Мазур В.Л., Ноговицын А.В., Добронравов А.И. Рациональный метод расчета на ЭВМ параметров тонколистовой прокатки // Известия вузов. Черная металлургия. – 1977. – № 2. – С. 54–59.

70. Мазур В.Л. Технология обработки валков листовых прокатных и дрессировочных станов // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1979. – № 3. – С. 13–15.

71. Повышение эксплуатационной надежности оборудования и качества поверхности листа на дрессировочном стане с групповым приводом валков / И.И. Леепа, В.Л. Мазур, О.Н. Сосковец и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1978. – № 4. – С. 58–61.

72. Отделка поверхности листа / В.И. Мелешко, А.П. Чекмарев, В.Л. Мазур, А.П. Качайлов // М.: Металлургия. – 1975. – 272 с.

73. Борисов Л.П., Воробьев Г.М., Мазур В.Л. Влияние асимметричности условий прокатки на текстуру листовой стали // Известия вузов. Черная металлургия. – 1979. – № 2. – С. 92–94.

74. Третьяков А.В. Теория, расчет и исследования станов холодной прокатки. – М.: Металлургия. – 1986. – 255 с.

75. Белосевич В.К., Нетесов Н.П. Совершенствование процесса холодной прокатки. – М.: Металлургия. – 1971. – 272 с.

76. Чекмарев А.П., Грудев А.П., Сигалов Ю.Б. Изменение механических свойств сталей Х18Н10Т,08кп и Э3 в интервале температур 20–600 С // Обработка металлов давлением. – М.: Металлургия. – 1970. – № 54. – С. 35–39.

77. Roberts V.J. Thermal Considerations in Tandem Cold Rolling Operations // Iron and Steel Eng. – 1968. – V. 45. – № 5. – P. 123–134.

78. Edwards V.J., Fuller N.A. Influence of strip velocity on tandem cold rolling mill performance // Automation of tandem mills. – 1973. – P. 213–244.

79. Третьяков А.В., Локшин Б.Е., Мигачева Г.Н. Некоторые результаты исследования дрессировки // Сталь. – 1973. – № 3. – С. 248–251.

80. Hennig S., Weber K.–H. Einfluss von Temperatur und Geschwindigkeit auf die Kaltflesscurve // Neue Hutte. – 1977. – N 22. – S. 551–553.

81. Gokyu J.,Kichara J., Arinura T., Okado N. Procision and Lubrication in High Speed Cold Rolling of Low Carbon Steel Strip // J. Japan Soc. Technol. Plast. – 1973. – V. 14. – № 145. – P. 160–167.

82. Грудев А.П., Сигалов Ю.Б. Методика определения предела текучести металла при холодной прокатке с учетом влияния основных факторов деформации // Обработка металлов давлением. – М.: Металлургия. – 1971. – № 56. – С. 47–56.

83. Гарбер Э.А., Гончарский А.А., Шаравин М.П. Технический прогресс системы охлаждения прокатных станов. – М.: Металлургия. – 1991. – 256 с.

84. Третьяков А.В., Гарбер Э.А., Давлетбаев Г.Г. Расчет и исследование прокатных валков. – М.: Металлургия. – 1976. – 256 с.

85. Функе Н., Коттман К. Математическая модель для расчета оптимальной производительности стана холодной прокатки с учетом температуры полосы // Черные металлы. – 1973. – № 15. – С. 15–24.

86. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке.– М.: Металлургия. – 1973. – 288 с.

87. Грудев А.П., Зильберг Ю.В. Влияние обжатия и шероховатости поверхности полосы на коэффициент трения при холодной прокатке // Обработка металлов давлением. – М.: Металлургия. – 1971. – № 56. – С. 184–191.

88. Приходько И. Ю., Чернов П.П., Шатохин С. Е. Управление тепловым профилем валков и плоскостностью полос селективной подачей эмульсии // Сталь. – 2006. – С. 87–93.

89. Полухин В.П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. – М.: Металлургия. – 1972. – 512 с.

90. Скичко П.Я., Веренев В.В., Леепа И.И. Влияние жесткости прокатываемой полосы на динамические свойства клети //Листопрокатное производство. – М.: Металлургия. – 1975. – № 4. – С. 69–73.

91. Дружинин Н.Н. Непрерывные станы как объект автоматизации. – М.: Металлургия. – 1967. – 259 с.

92. Прокатка металла со сварными соединениями / В.Л. Мазур, В.И. Мелешко, Д.П. Галкин, А.В. Ноговицын, В.В. Акишин, А.И. Добронравов. – М.: Металлургия. – 1985. – 112 с.

93. Внедрение оптимальных режимов прокатки полос на непрерывных станах / А.В. Ноговицын, В.Л Мазур, Е.А. Парсенюк и др. // Черная металлургия. Бюл. н-т. информации. –1983. – № 14. – С. 42–44.

94. Горбунков С. Г., Приходько И.Ю., Ноговицын А.В. Методы расчета обжатия при многопроходной прокатке // Металл и литьё Украины. – 1995. – № 6. – С. 23–28.

95. Billigmann J., Pomp A. Untersuchungen uber den Hinfluss der geschwindigkeit auf den Halzdruck, die Festigkeitseigenschaum und die Banddicke bein Kaltwalzen von Bandstahl // Stahl und Eisen. – 1954. – № 8. – V. 74. – S. 441–461.

96. Повышение точности листового проката / И.Н. Меерович, А.И. Герцев, В.С. Горелик и др. – М.: Металлургия. – 1969. – 284 с.

97. Москвин В.М., Клименко А.Г., Карамышев Н.Ф. Стабилизация толщины полосы на стане холодной прокатки программным перемещением нажимных валков // Известия вузов. Черная металлургия. – 1978. – № 2.– С. 79–82.

98. Выбор оптимальной толщины подката для производства холоднокатаных полос / Ф.И. Зенченко, В.Л. Мазур, А.В. Ноговицын и др. // Сталь. – 1984. – № 7. – С. 40–44.

99. Управление качеством тонколистового проката / В.Л. Мазур, А.М. Сафьян, И.Ю. Приходько, А.И. Яценко. – К.: Техніка. – 1997. – 384 с.

100. Голубченко А.К., Мазур В.Л., Приходько И.Ю. Повышение стабильности непрерывной холодной прокатки и эффективности работы системы автоматического регулирования толщины и натяжения полосы // Сталь. – 1996. – № 10. – С. 32–36.

101. Голубченко А.К., Мазур В.Л., Приходько И.Ю. Анализ влияния работы системы автоматического регулирования толщины полосы и натяжения в процессе непрерывной холодной прокатки полос на основе имитационного моделирования // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1994. – № 4. – С. 19–24.

102. Исследование, моделирование и устранение вибраций в рабочих клетях станов холодной прокатки / Э.А. Гарбер, А.В. Кожевников, В.П. Наумченко и др. // Производство проката. – 2004. – № 6. – С. 34–41.

103. Исследование вибраций на пятиклетьевом стане 2030 / С.С. Колпаков, В.А. Пименов, Ю.А. Цуканов, В.П. Рубанов // Сталь – 1993. – № 1. – С. 47–52.

104. Система контроля и методы снижения резонансных вибраций на непрерывных станах холодной прокатки / И.Ю. Приходько, П.В. Крот, Е.А. Парсенюк и др. // В кн.: Фундаментные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. научн. трудов ИЧМ. Вып. 12. – 2006. – С. 232–244.

105. Перегрузки в главных линиях непрерывных станов холодной прокатки / И.И. Леепа, В.Л. Мазур, К.С. Логинова и др. // Сталь. – 1979. – № 8. – С. 614–616.

106. Устранение перегрузок нажимных механизмов станов 1700 холодной прокатки / И.И. Леепа, В.Л. Мазур, О.Н. Сосковец и др. // Сталь. – 1987. – № 4. – С. 67–71.

107. Мазур В.Л., Тимошенко В.И. Напряженно–деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос. Сообщение 1. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1979. – № 4. – С. 55–59.

108. Мазур В.Л., Тимошенко В.И. Напряженно–деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос. Сообщение 2. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1979. – № 6. – С. 52–55.

109. Очан М.Ю. Об одной минимаксной задаче нахождения натяжения ленты при намотке на податливую оправку. // Механика полимеров. – 1975. – № 6. – С. 1011–1020.

110. Мелешко В.И., Мазур В.Л., Тимошенко В.И. Влияние условий смотки и нагрева на напряженно–деформированное состояние рулонов холоднокатаных полос // Листопрокатное производство. – 1972. – № 1. – С. 46–52.

111. Тимошенко М.В. Численное моделирование теплообмена в многослойных конструкциях с обобщенным неидеальным контактом // Инженерно–физический журнал. – 1996. – № 5. – С. 773–778.

112. Тимошенко М.В. Температурное и напряженно–деформированное состояние рулонированных цилиндров // Техническая механика. – 1999. – № 2. – С. 53–61.

113. О механизме влияния шероховатой поверхности холоднокатаных полос на условия слипания витков рулонов при отжиге и образование дефектов поверхности / И.Ю. Приходько, В.И. Тимошенко, П.П. Чернов и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 8–9. – С. 92–101.

114. Исследование влияния температуры смотки полос в рулоны при холодной прокатке на образование дефектов поверхности полос / П.П. Чернов, И.Ю. Приходько, В.Н. Скороходов и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 8–9. – С. 102–108.

115. Оптимизация температурного и напряженно-деформированного состояния рулонов в ходе холодной прокатки и колпакового отжига с помощью компьютерного моделирования / И.Ю. Приходько, П.П. Чернов, В.И. Тимошенко, В.В. Акишин // В кн.: «Труды пятого конгресса прокатчиков. г.Череповец, 21-24 октября 2003». – М.: ОАО «Черметинформация». – 2004. – С. 124–127.

116. Экспериментальные исследования контактного сопротивления разнородных материалов / В.К. Кошкин и др. // Авиационная техника. – 1971. – № 5. – С. 75–83.

117. Попов В.М. Теплообмен в зоне контакта разъемных и неразъемных соединений. – М.: Энергия. – 1971. – 216 с.

118. Коваленко А.Д. Основы термоупругости. – К.: Наукова думка. – 1970. – 307 с.

119. Мазур В.Л. Режимы намотки рулонов горячекатаных и холоднокатаных полос // Сталь. – 1980. – № 7. – С. 591–596.

120. Соловьев П.И., Дунаевский В.И., Дорноступ В.С. Исследование барабанов моталок станов холодной прокатки // Тр. ВНИИметмаш. – 1962. – Сб. № 6. – С. 54–87.

121. Мазур В.Л., Добронравов А.И. Дробеметная обработка жестепрокатных валков // Металлург. – 1979. – № 2. – С. 34–36.

122. Павельски О., Расп В., Мартин Г. Дефекты, возникающие в результате сваривания витков рулонов холоднокатаной полосы при отжиге в колпаковых печах // Черные металлы. – 1989. – № 4. – С. 12–20.

123. Чернов П.П., Мазур В.Л., Мелешко В.И. Совершенствование режимов намоточно–размоточных операций при производстве холоднокатаных полос // Сталь. – 1983. – № 2. – С. 34–38.

124. Экспериментальное определение межвитковых давлений в рулонах стальной полосы / П.П. Чернов, В.И. Мелешко, В.Л. Мазур, В.И. Виноградов // Сталь. – 1982. – № 7. – С. 46–47.

125. Water M., Troost A., Wilkening H. Ermittlung der radialen Haspelbelastung beim Wickeln von bandförmigen Gut (1). // Bander Bleche Rohre. – 1996. – № 3. – S. 135–141.

126. Исследование образования дефекта «излом» при смотке полосы / В.Е. Злов, А.П. Буданов, Т.М. Кочнева и др. // Сталь. – 1991. – № 3. – С. 45-47.

127. Мазур В.Л. Производство листа с высококачественной поверхностью. – К.: Техніка, – 1982. – 166 с.

128. Устойчивость формы рулонов горячекатаных полос / В.Л. Мазур, В.И. Мелешко, В.В. Костяков, З.П. Каретный // Сталь. – 1987. – № 9. – С. 60–64.

129. Исследование деформации горизонтально расположенных рулонов / В.В. Костяков, В.Л. Мазур, З.П. Каретный, И.И. Вахрамеев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1986. – № 3. – С. 25–26.

130. Мазур В.Л., Костяков В.В. Транспортировка и складирование рулонов горячекатаных полос за рубежом // Черная металлургия. Бюл. н-т. информации. – 1985. – № 4. – С. 16–25.

131. Причины возникновения и пути устранения дефекта «ребристость» на поверхности холоднокатаных полос / И.И. Леепа, К.С. Логинова, В.Л. Мазур и др. // Сталь. – 1978. – № 7. – С. 634–635.

132. Ашихмин Г.В., Ирошников С.А. Формирование профиля образующей рулона при намотке полос // Прокатное производство. – 2002. – № 9. – С. 14–17.

133. Ашихмин Г.В., Ирошников С.А. Взаимосвязь распределения продольных напряжений по ширине полосы в рулоне и профиля его образующей // Прокатное производство. – 2002. – № 11. – С. 16–22.

134. Авт. свид. 1219201 СССР. Способ намотки холоднокатаной полосы на барабан моталки / Ю.Д. Железнов, Л.А. Кузнецов, А.И. Сокольских и др. // Открытия. Изобретения. – 1986. – № 11.

135. Улучшение качества поверхности холоднокатаных полос. Сообщение 1 / А.И. Божков, В.П. Настич, П.П. Чернов и др. // Производство проката. – 2003. – № 3. – С. 9–15.

136. Улучшение качества поверхности холоднокатаных полос. Сообщение 2 / А.И. Божков, В.П. Настич, П.П. Чернов и др. // Производство проката. – 2003. – № 4. – С. 14–18.

137. Эффективные режимы принудительного ускоренного охлаждения рулонов горячекатаных полос / В.Л. Мазур, В.В. Костяков, З.П. Каретный и др. // Сталь. – 1989. – № 4. – С. 44–48.

138. Мазур В.Л., Биба Н.В., Костяков В.В. Напряженно-деформированное состояние рулонов горячекатаных полос. Сообщение 1 // Известия вузов. Черная металлургия. – 1983. – № 3. – С. 60–63.

139. Мазур В.Л., Биба Н.В., Костяков В.В. Напряженно–деформированное состояние рулонов горячекатаных полос. Сообщение 2 // Известия вузов. Черная металлургия. – 1983. – № 5. – С. 73–77.

140. Берковский Б.М., Ноготов Е.Ф. Разностные методы исследования задач теплообмена. – М.: Наука. – 1976. – 143 с.

141. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир. – 1975. – 425 с.

142. Межвитковое давление в рулонах холоднокатаной листовой стали / В.И. Мелешко, А.П. Качайлов, В.И. Тимошенко, В.Л. Мазур // В сб. «Прокатное производство». – М.: Металлургия. – 1971. – Т. XXXV. – С. 14–26.

143. Технология процессов прокатки и волочения. Листопрокатное производство. Учебник для ВУЗов / М.М. Сафьян, В.Л. Мазур, А.М. Сафьян, А.И. Молчанов. – К.: Вища школа. – 1988. – 351 с.

144. Мазур В.Л., Тимошенко В.И. Расчет напряженного состояния рулонированных цилиндров // Механика композитных материалов. – 1982. – № 5. – С. 880–886.

145. Горшков Ю.Ф., Усенко В.И., Макаренко В.Л. Теплофизические свойства плотносмотанных рулонов ленты // Сталь. – 1977. – № 4. – С. 373–374.

146.Тимошенко В.И., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука. – 1975. – 576 с.

147. Мазур В.Л. Нерешенные задачи теории и технологии прокатки // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: «Системні технології». – 2002. – С. 33–35.

148. Авт. свид. 1199322 СССР. Способ определения температуры по сечению рулона из полосового материала / В.Л. Мазур, В.В. Костяков, И.И. Вахрамеев, З.П. Каретный // Открытия. Изобретения. –1985. – № 47. – С. 25.

149. Мазур В.Л., Колесниченко Б.П., Паргамонов Е.А. Энергосиловые параметры процесса дрессировки // Сталь. – 1975. – № 9. – С. 821–824.

150. Третьяков А.В., Третьяков Е.М., Мигачева Г.Н. Дрессировка и качество тонкого листа. – М.: Металлургия. – 1977. – 232 с.

151. Мелешко В.И., Качайлов А.П., Мазур В.Л. Прогрессивные методы прокатки и отделки листовой стали. – М.: Металлургия. – 1980. – 192 с.

152. Совершенствование режимов дрессировки жести на двухклетьевом стане 1400 / П.П. Чернов, О.Н. Сосковец, Ф.И. Зенченко и др. // Сталь. – 1986. – № 8. – С. 56–60.

153. Мазур В.Л., Добронравов А.И., Чернов П.П. Предупреждение дефектов листового проката. – К.: Техніка. – 1986. – 141 с.

154. Оптимизация режимов дрессировки – важный резерв повышения качества холоднокатаной полосы / А.В. Праздников, И.И. Леепа, К.С. Логинова, А.П. Качайлов // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1976. – № 5. – С. 68–70.

155. Оценка эффективности электроэрозионного текстурирования рабочих валков / А.М. Раимбеков, В.И. Тевс, С.Б. Заколюкин, Т.И. Исаева // Сталь. – 2006. – № 2. – С. 38–41.

156. Влияние электроэрозионнообработанных рабочих валков дрессировочного стана на микротопографию поверхности проката / Ю.А. Бодяев, А.В. Горбунов, А.Ф. Радионов и др. // Сталь. – 2006. – № 5. – С. 90–94.

157. Оптимизация структуры очагов деформации на стане 1700 / Э.А. Гарбер, Э.Н. Шебаниц, Е.В. Дилигенский и др. // Сталь. – 2007. – № 1.– С. 48–50.

158. Управление качеством поверхности холоднокатаной ленты / П.Н. Смирнов, И.И. Бондяев, Г.А. Куницын, Э.М. Голубчик // Сталь. – 2007. – № 2. – С. 79–80.

159. Ніколаєв В.О., Мазур В.Л. Виробництво плоского прокату. Підручник. – Запоріжжя: Видавництво ЗДІА. – 2010. – 320 с.

160. Мазур В.Л. Обеспечение требований к микрорельефу тонколистовой холоднокатаной стали // Сталь. – 2007. – № 12. – С. 35–39.

161. Производство холоднокатаного листа на стане 1700 Карагандинского металлургического комбината / О.И. Тищенко, В.Л. Мазур, О.Н. Сосковец и др. // Сталь. – 1979. – № 5. – С. 355–358.

162. Мазур В.Л. Развитие микрорельефа полос при прокатке со смазкой // Известия вузов. Черная металлургия. – 1981. – № 3. – С. 186.

163. Мазур В.Л. Перспективы тепло- и энергосбережения в ГМК Украины // Сталь. – 2008. – № 7. – С. 113–117.

164. Мазур В.Л., Рябов А.И., Мазур В.В. Рациональные направления тепло– и энергосбережения при производстве проката // Производство проката. – 2009. – № 1. – С. 34–37.

165. Снижение энергозатрат при прокатке полос / А.А. Остапенко, Ю.В. Коновалов, А.Е. Руднев, В.В. Кисиль // К.: Техніка. – 1983. – 283 с.

166. Хлопонин В.Н. Экономия энергии в технологической линии ШПСГП – широкополосовых станов горячей прокатки // В сб. Прогрессивные технологии ОМД. Учебно-методическое пособие. – М.: ИРИАС. – 2009. – 600 с.

167. Оробцев В.В., Коновалов Ю.В. Расчет комплексной энергосберегающей технологии производства холоднокатаных полос // Производство проката. – 2003. – № 8. – С. 14–18.

168. Снижение расхода энергии при производстве листа и жести / В.Л. Мазур, О.Н. Сосковец, Ф.И. Зенченко и др. // Сталь. – 1989. – № 1. – С. 50–54.

169. Мазур В.Л., Рябов А.И., Мазур В.В. Проблемы теплосбережения и теплоизоляции в металлургии и пути их решения // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2007. – № 1. – С. 68–71.

170. Мазур В.Л., Рябов А.И., Мазур В.В. «Мягкие» огнеупоры – эффективный путь тепло- и энергосбережения в металлургии // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2008. – № 2. – С. 82–86.

171. Проблемы реконструкции широкополосных станов горячей прокатки при переводе на непрерывнолитую заготовку / В.Л. Мазур, С.А. Воробей, О.Н. Логак и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1994. – № 4. – С. 24–26.

172. Мазур В.Л. Некоторые пути решения проблемы теплосбережения в прокатном производстве // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ.: «Системні технології». – 2005. – 576 с.

173. Николаев О.Н., Федоренко Г.Н., Тетерин А.П. Использование огнеупорных волокнистых материалов для футеровки борова термических роликовых печей // Металлург. – 2004. – № 7. – С. 55–56.

СОДЕРЖАНИЕ

Об авторах 5
Введение 9
Глава 1. Одномерная модель очага деформации 13
1.1. Очаг деформации в подвижной системе координат 15
1.2. Дифференциальное уравнение прокатки 18
1.3. Численный метод решения 21
1.4. Усилие прокатки 23
1.5. Крутящий момент на валке 25

Глава 2. Математическая модель процесса горячей прокатки широкополосной стали 29
2.1. Моделирование структуры стали в процессе горячей прокатки..... 31
2.1.1. Модель аустенизации стали при нагреве 31
2.1.2. Математическая модель аустенитной структуры при деформации в изотермических условиях 35
2.1.3. Особенности моделирования параметров структуры аустенита в условиях изотермической многократной деформации 40
2.1.4. Формирование аустенитной структуры в неизотермических условиях 41
2.1.5. Расчет диаграмм изотермического распада аустенита 42
2.1.6. Метод расчета термокинетических диаграмм распада аустенита 45
2.1.7. Оценка модели механических свойств 49
2.2. Сопротивление деформации 55
2.3. Температура полосы 61

Глава 3. Управление формированием микроструктуры и механических свойств проката 65
3.1. Моделирование микроструктуры и механических свойств в потоке стана 69
3.2. Автоматизированная система управления свойствами проката на ШСГП 78
3.3. Особенности технологии производства горячекатаного подката для непрерывных станов холодной прокатки 81

Глава 4. Стабильность и надежность процесса горячей прокатки 87
4.1. Повышение достоверности анализа процесса листовой прокатки 89
4.2. Оценка стабильности качества листопрокатной продукции 93
4.3. Влияние условий нагрева слябов на стабильность технологии прокатки листов и полос 97
4.4. Надежность технологии горячей прокатки полос 100
4.4.1. Оценка надежности технологии горячей прокатки 100
4.4.2. Влияние конструкционных особенностей широкополосных станов на надежность процесса прокатки и качество листовой стали 108

Глава 5. Несимметричная прокатка полос 119
5.1. Особенности и возможности процесса несимметричной прокатки 121
5.2. Расчет параметров процесса несимметричной прокатки методом линий скольжения 129
5.2.1. Матрично-операторный вариант метода линий скольжения 129
5.2.2. Основные уравнения плоского пластического течения 130
5.2.3. Соотношения вдоль линий скольжения 134
5.2.4. Постановка краевых задач 136
5.2.5. Матрично-операторный способ построения полей линий скольжения 140
5.2.6. Построение поля линий скольжения и годографа скоростей 152
5.2.7. Матричное уравнение для несимметричного процесса 156
5.2.8. Анализ результатов расчета 161
5.3. Эффекты асимметрии процесса при холодной прокатке полос 171
5.4. Влияние несимметрии процесса прокатки на текстуру листовой стали 189
5.5. Использование асимметрии процесса для определения коэффициента трения при прокатке 197

Глава 6. Математическая модель процесса холодной прокатки полос на непрерывных станах 205
6.1. Модель стационарного процесса 207
6.1.1. Выбор методики расчета сопротивления деформации 208

6.1.2. Исследование сопротивления деформации стали в очаге деформации ... 212
6.1.3. Расчет коэффициента трения в очаге деформации ... 217
6.1.4. Расчет температуры полосы в линии стана ... 221
6.2. Модель нестационарного процесса ... 225
6.2.1. Уравнение динамической системы «клеть–привод–полоса» ... 225
6.2.2. Математическая модель контактных напряжений в очаге деформации при прокатке сварного шва ... 228
6.2.3. Метод решения динамической задачи ... 232
6.2.4. Моделирование переходного процесса при прокатке сварного шва 234

Глава 7. Оптимизация технологических режимов непрерывной холодной прокатки полос ... 237
7.1. Выбор критерия и метода оптимизации ... 239
7.2. Выбор величины относительного обжатия в последней клети стана холодной прокатки ... 242
7.3. Прокатка в насеченных валках ... 246
7.4. Прокатка в «холодных» валках ... 248
7.5. Особенности технологии прокатки полос со сварными соединениями ... 250
7.5.1. Влияние технологических параметров процесса прокатки на натяжение полосы ... 253
7.5.2. «Эффект скорости» при разгоне и торможении стана ... 262

Глава 8. Стабильность технологии холодной прокатки полос ... 269
8.1. Показатели нестабильности процесса холодной прокатки ... 271
8.2. Расчет показателей нестабильности технологического процесса ... 276
8.3. Динамические нагрузки в приводных линиях и вибрации клетей непрерывных станов холодной прокатки ... 280

Глава 9. Особенности рулонного способа производства листовой стали ... 293
9.1. Математическая модель напряженно-деформированного состояния рулонов холоднокатаных полос ... 295
9.2. Численная оценка условий контактирования витков полосы в рулоне ... 315
9.3. Сваривание витков полосы в рулонах при отжиге металла ... 318

9.4. Экспериментальные исследования напряжений в рулонах 324
9.5. Влияние параметров процесса намотки на напряженно-деформированное состояние рулонов 331
9.6. Выбор режимов натяжения при намотке рулонов холоднокатаных полос... 350
9.7. Напряженно-деформированное и температурное состояние рулонов горячекатаных полос 382
9.8. Рациональная технология охлаждения и складирования рулонов горячекатаных полос 398

Глава 10. Дрессировка листовой стали 411
10.1. Теоретические основы процесса дрессировки 413
10.2. Кинематические и энергосиловые параметры процесса дрессировки 417
10.3. Особенности технологии дрессировки тонких полос 433
10.4. Влияние условий дрессировки на свойства стали 439
10.5. Дрессировка горячекатаной стали 443
10.6. Закономерности формирования микрорельефа поверхности металла 450

Глава 11. Энергосбережение при прокатке полос 467
11.1. Экономия энергии на широкополосных станах горячей прокатки 469
11.2. Снижение расхода энергии при производстве тонколистовой холоднокатаной стали и жести 471
11.3. Теплоизоляция и теплосбережение в прокатных цехах 479
Литература 483
Содержание 495

Наукове видання

МАЗУР Валерій Леонідович
НОГОВІЦИН Олексій Володимирович

ТЕОРІЯ І ТЕХНОЛОГІЯ ТОНКОЛИСТОВОЇ ПРОКАТКИ (Кількісний аналіз та технічні додатки)

Російською мовою

Видавець і виготовлювач –
рекламно-видавниче агентство
«Дніпро-VAL»

Головний редактор – *Валерій Наринський*

Літературне редагування, коректура та комп'ютерна верстка – ***Юрій Кінаш***
Дизайн – ***Тетяна Давидова***

*Свідоцтво суб'єкта видавничої справи про внесення
до державного реєстру видавців
Серія ДК № 46 від 28.04.2000 р.*

Підписано до друку 16.11.10. Формат 70х100/16. Папір крейдований.
Друк офсетний. Умовн. друк. арк. 29.70. Умовн. фарбо-відб. 69.40.
Наклад 500 прим. Замовлення № 303.

Рекламно-видавниче агентство «Дніпро-VAL»
м. Дніпропетровськ, вул. Столєтова, 15,
тел. (0562) 35-80-80, 050-48-00-167
e-mail: dnepr-val@i.ua

ISBN 978-966-8704-42-0

Обладатель почетного знака
«Знак бездоганності»

издательство «ДНЕПР-VAL»

ОКАЗЫВАЕТ:

– Полный комплекс редакционно-издательских и полиграфических услуг:
- издание учебников,
- монографий,
- авторефератов,
- учебно-методических пособий,
- буклетов,
- проспектов,
- листовок.

– Литературное редактирование и корректура.
– Перевод текста на украинский язык.
– Публикация научных статей и сообщений в выпускаемом издательством журнале «Новости науки Приднепровья».

Полиграфические работы исполняются
на собственной полиграфической базе.
Высокое качество, доступные цены.

тел. (0562) 35-80-80, 050 4800167
e-mail: dnepr-val@i.ua

ДНЕПР-VAL
Рекламно-издательское агентство

Издательство «Днепр-VAL»

ЗНАК БЕЗДОГАННОСТІ
Обладатель Почетного Диплома
"Высокая конкурентоспособность"

г. Днепропетровск, ул. Столетова,15, тел. (0562) 35-86-82, 050 4800167, e-mail: dnepr-val@i.ua