

**А. П. ЧЕКМАРЕВ
А. А. НЕФЕДОВ
В. А. НИКОЛАЕВ**

ГЕОРГИЯ

**ПРОДАВЦОВ
ПРОКАТКИ**

А. П. ЧЕКМАРЕВ, А. А. НЕФЕДОВ, В. А. НИКОЛАЕВ

ТЕОРИЯ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ

*Допущено Министерством высшего и среднего
специального образования УССР
в качестве учебного пособия для студентов вузов
по специальности «Обработка металлов давлением».*

ИЗДАТЕЛЬСТВО
ХАРЬКОВСКОГО ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА им. А. М. ГОРЬКОГО
Харьков 1965

В книге изложены с учетом новейших данных основы пластической деформации, напряженного состояния деформируемого металла и теории продольной прокатки. Приведены методы расчета основных параметров прокатки как в гладких валках, так и в калибрах, а также учтены особые случаи прокатки.

Книга предназначена в качестве учебника для студентов высших технических учебных заведений со специализацией «Прокатка черных металлов и сплавов», а также может быть полезной научным и инженерно-техническим работникам металлургической и машиностроительной промышленности.

Ответственный редактор
канд. техн. наук *И. Н. Филиппов.*

*Александр Петрович Чекмарев, Анатолий Александрович Нефедов,
Виктор Александрович Николаев*

ТЕОРИЯ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ

Редактор *Д. А. Вайнберг.*
Корректор *Р. Е. Дорф.*

Техредактор *Л. Т. Момот.*
Обложка художника *А. Ш. Грубман*

Сдано в набор 12/IX 1964 г. Подписано к печати 15/IV 1965 г. БЦ 14264. Формат 60×90¹/₁₆. Объем 13,25 физ. печ. л., 13,25 усл. печ. л., 12,6 уч.-изд. л. Тираж 2000. Цена 54 коп. Т. П 1964, поз. 18.

Отпечатано с матриц Книжной фабрики им. Фрунзе Государственного комитета Совета Министров Украинской ССР по печати, Харьков, Донец-Захаржевская, 6/8, в Харьковской книжной типографии «Коммунист», Государственного комитета Совета Министров Украинской ССР по печати, Харьков, Пушкинская, 29. Зак. 109.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Обработка металла давлением является завершающим звеном в металлургическом цикле. Примерно 90 % всего выплавляемого в сталеплавильных агрегатах металла подвергается прокатке, ковке, штамповке, прессованию и другим видам пластической обработки. Наибольший удельный вес в операциях обработки давлением имеет продольная прокатка, с помощью которой производят большое количество разнообразных профилей, широко применяемых в народном хозяйстве. Выпуск проката с каждым годом растет и если в 1961 г. он составлял 55,2 млн. т, то в 1963 г. равнялся 62,4 млн. тонн.

Программой Коммунистической партии, принятой XXII съездом КПСС, намечено дальнейшее значительное увеличение производства стали и проката.

Современное прокатное производство развивается по пути строительства высокопроизводительных автоматизированных обжимных, сортовых и листовых станов с учетом новейших достижений науки и техники в области технологии и конструирования основного и вспомогательного прокатного оборудования.

Современные блюминги — это мощные станы с диаметром валков 1150—1300 мм и высокой годовой производительностью (4—6 млн. т). Большое внимание уделяется повышению производства листового металла (холодно- и горячекатаного), катанки и мелкосортной стали. Для производства этих профилей строятся станы непрерывного типа, с высокими скоростями прокатки, достигающими 15—20 м/сек у сортовых станов, 30—40 м/сек — у проволочных и 30—35 м/сек — у листовых станов холодной прокатки.

Повышение скоростей прокатки является одной из наиболее ярко выраженных тенденций развития современного прокатного производства, так как способствует значительному увеличению производительности и улучшению экономических показателей.

Увеличивается выпуск профилей из качественных углеродистых и низколегированных марок сталей, применение которых в машиностроительной промышленности обеспечивает снижение веса машин без уменьшения прочности. Развивается производство периодических профилей (оси для автомашин и электродвигателей,

звенья цепей, шары и т. п.) и профилей, получаемых гибкой из катаной ленты. Производство стальных труб базируется на различных способах горячей и холодной деформации.

Такой прогресс в развитии прокатного производства оказался возможным в результате больших успехов в теории обработки металлов давлением и обобщения достижений практики. Этому способствовали работы известных русских ученых В. Е. Грум-Гржимайло, А. Ф. Родзевича-Белевича, И. А. Тиме, Н. С. Верещагина, А. П. Гавриленко, на основе которых наука о прокатке получила свое дальнейшее развитие после Великой Октябрьской социалистической революции.

Последние годы характеризуются тем, что изучением и разработкой различных вопросов теории прокатки занимается все более широкий круг исследователей — работников институтов и заводов. Большой вклад в теорию и практику прокатного производства внесли видные советские ученые А. П. Виноградов, С. И. Губкин, А. Ф. Головин, А. И. Целиков, И. М. Павлов, П. И. Полухин, В. С. Смирнов, И. Я. Тарновский, К. Н. Шевченко, П. Т. Емельяненко и многие другие. Их труды, а также труды их учеников выдвинули отечественную науку о прокатке на ведущее место в мире.

Широко известны также имена зарубежных ученых в области прокатки — Т. Кармана, Э. Зибеля, В. Тринкса, О. Эмике, З. Вусатовского, Ш. Гелен и других, работы которых оказали большое влияние на развитие теории прокатки.

Настоящая книга предназначена для студентов вузов, изучающих теорию прокатки.

Авторы приносят благодарность коллективу кафедры обработки металлов давлением Ждановского металлургического института во главе с проф. докт. Д. И. Старченко, а также кандидатам технических наук И. С. Тришевскому и И. Н. Филиппову за труд по просмотру рукописи и полезные рекомендации.

Замечания по книге авторы примут с благодарностью.

Авторы.

ВВЕДЕНИЕ

ХАРАКТЕРИСТИКА НЕКОТОРЫХ СПОСОБОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Большинство изделий из металла получают различными способами обработки давлением. Наиболее распространенными из них являютсяковка,штамповка, продольная прокатка, волочение и прессование.

Ковка — самый древний вид обработки металлов давлением. Наиболее простым процессом является свободная ковка, при которой осуществляется изменение размеров и формы изделий. Уменьшение высоты (осадка) поковки происходит между параллельными (нижним неподвижным и верхним подвижным) бойками (рис. 1). При свободной ковке заготовка получается с выпуклыми боковыми поверхностями. Для устранения выпуклости заготовку проковывают на ребро после кантовки на 90° . Свободной ковке подвергают слитки весом до 300 т, из которых изготавливают судовые валы (120 т и более), прокатные валки (20—50 т), колонны гидравлических прессов (230 т) и т. п.

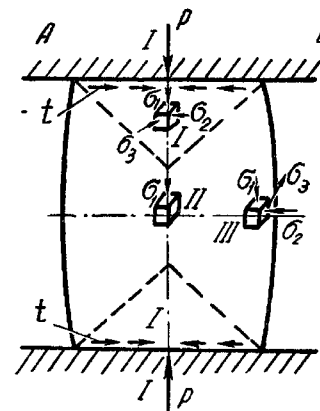


Рис. 1. Осадка между плоскопараллельными бойками.

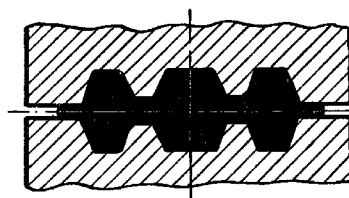


Рис. 2. Схема штамповки шестерни.

Штамповка представляет собой осадку металла между бойками с фигурными вырезами, которые носят название штампов (рис. 2). Отличием штамповки от свободнойковки является то, что при деформации металл не течет свободно, а вынужден заполнять полости штампа. Штамповкой изготавливают коленчатые валы, шатуны, шестерни, колеса, шары,

различный инструмент и др.

Продольная прокатка является самым распространенным способом обработки давлением. Сущность ее заключается в

деформации металла между двумя вращающимися в разные стороны валками. При этом происходит уменьшение толщины, увеличение длины и ширины прокатываемой полосы. Для прокатки листов применяют валки с гладкой поверхностью (рис. 3). При прокатке сортовых профилей деформация металла сопровождается не только изменением размеров, но также и изменением формы поперечного сечения раската в калибрах. Форма калибра определяется формой ручьев, врезанных в тело верхнего и нижнего валков (рис. 4).

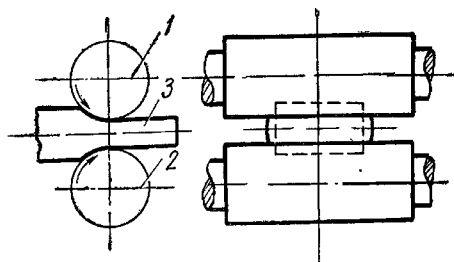


Рис. 3. Схема процесса прокатки:
1 и 2 — верхний и нижний валки; 3 — полоса (раскат).

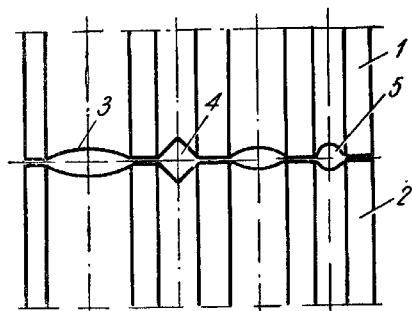


Рис. 4. Виды калибров:
1 и 2 — верхний и нижний валки; 3 — овальный калибр; 4 — квадратный калибр; 5 — круглый калибр.

прутка. Этим способом получают трубы разных диаметров, включая и капиллярные, проволоку диаметром до 0,01 мм и прутки различного сечения. Схема процесса волочения прутков представлена на рис. 5.

Заостренный конец прутка захватывается клещами, которые установлены в каретке. Палец каретки вводится в звенья цепи, после чего вращением звездочек производится поступательное движение цепи вместе с кареткой и прутком. При волочении проволоки тянущим механизмом является барабан. Протягивание тонкой и наитончайшей проволоки с диаметром менее 0,2 мм осуществляется на станах многократного волочения.

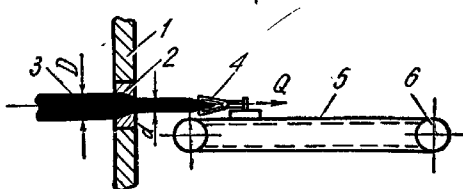


Рис. 5. Схема процесса волочения:
1 — волочная доска; 2 — волока; 3 — заготовка; 4 — клещи; 5 — цепь Галля; 6 — звездочка.

Прессование — способ получения изделий выдавливанием металла через очко (рис. 6). Этот метод распространен в цветной металлургии и на заводах авиационной промышленности, где прессованием изготавливают различные фасонные профили из труднодеформируемых и низкопластичных сплавов на основе алюминия и титана. К таким деталям относятся лонжероны, лопасти для турбореактивных двигателей и другие. В черной металлургии этот способ широкого распространения не получил главным образом из-за низкой производительности. Прессование применяют при производстве труб из низкопластичных сталей, и, в частности, для получения гильз, из которых затем раскатывают трубы. На ряде металлургических заводов в СССР и за границей работают прессы, производящие тонкостенные фасонные профили высокой точности из сталей различных марок.

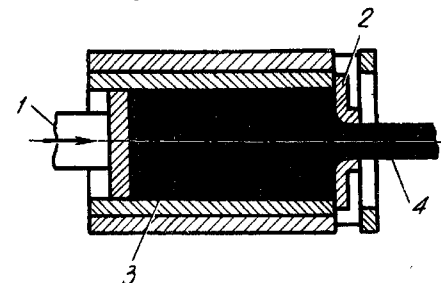


Рис. 6. Схема прессования:
1 — пуансон; 2 — матрица; 3 — прессуемая заготовка; 4 — пруток.

ЧАСТЬ ПЕРВАЯ

ОСНОВЫ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛОВ

Глава I

ФИЗИЧЕСКАЯ ПРИРОДА ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

§ 1. Строение металлов

Металлы и сплавы, подвергаемые пластической деформации, имеют кристаллическое строение и упорядоченное расположение атомов в объеме. Условно можно представить строение кристалла в виде элементарной ячейки, показанной на рис. 7.

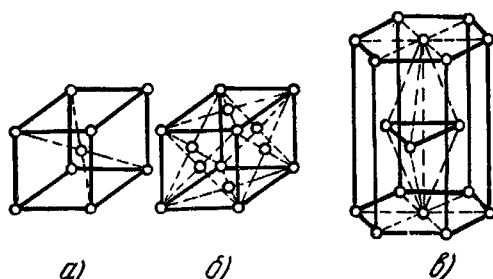


Рис. 7. Виды кристаллических решеток металлов:

а — кубическая объемно-центрированная; б — кубическая гранецентрированная; в — гексагональная.

В табл. 1 указаны некоторые металлы, которым эти кристаллические ячейки соответствуют.

Таблица 1

Типы атомных решеток у различных металлов

Кубическая объемноцентрированная ячейка	Кубическая гранецентрированная ячейка	Гексагональная плотноупакованная ячейка
α и β — железо, литий, хром, молибден, ванадий, вольфрам, тантал, свинец	Алюминий, γ — железо, платина, никель, α — кобальт, медь, серебро, золото	Магний, цинк, бериллий, титан, кадмий, ртуть

Металлическое вещество состоит из кристаллов неправильной формы, которые носят название зерен или кристаллитов (рис. 8). Такая форма зерен при геометрически правильной форме кристаллических решеток обусловлена тем, что процесс затвердевания жидкого металла идет одновременно в большом количестве центров кристаллизации. Столкновение растущих кристаллов препятствует их росту и образованию правильной формы. В металле кристаллиты ориентированы различно. Хотя каждый отдельный кристаллит является анизотропным, но вследствие хаотического расположения кристаллитов, составляющих кусок металла, последний получает по всем направлениям приблизительно одинаковые свойства. Таким образом, металл подобен изотропному телу и поэтому его называют квазиизотропным телом.

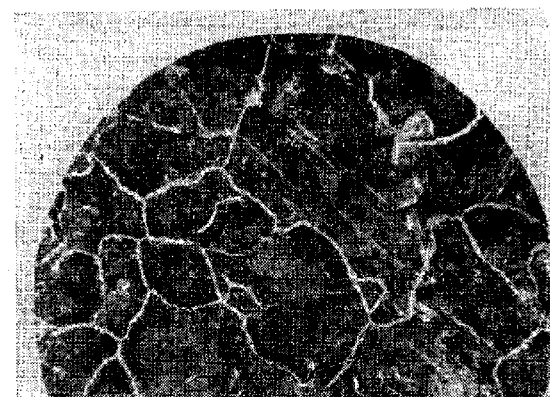


Рис. 8. Микроструктура заэвтектоидной стали.

Основными механическими свойствами металла являются прочность и пластичность. Эти свойства характеризуются: прочностью — пределом прочности σ_b (кг/мм²) и пределом текучести σ_s (кг/мм²); пластичность — относительными деформациями, соответствующими моменту разрушения, т. е. относительным удлинением (осадкой) — $\delta\%$ и относительным сужением (уширением) — $\psi\%$ при испытаниях на разрыв или сжатие.

Характерным для кристаллических ячеек металла является наличие в них определенных кристаллографических плоскостей, по которым в процессе деформации происходят пластические сдвиги. Как правило, сдвиги происходят по плоскостям с наиболее плотным расположением атомов. Для кристаллов с кубической решеткой пластические сдвиги происходят по плоскостям октаэдра или по граням кристалла (рис. 9). В гексагональных кристаллах роль кристаллографических плоскостей выполняют плоскости базиса (основание призмы).

В настоящее время установлено, что пространственная решетка кристаллита не является идеальной по своему строению. В ряде участков она имеет искажения в результате, например, смещения группы атомов с мест устойчивого равновесия. Эти несовершенства кристаллических решеток называются дислокациями. Наличие дислокаций оказывает исключительно большое влияние на прочность металлов, значительно снижая величины сопротивления сдвигу. Так, наименьшее значение критического сопротивления сдвигу при идеальном строении кристаллической решетки, установленное теоретически, для алюминия равно 90 кг/мм^2 , для меди — 150 кг/мм^2 и для железа — 230 кг/мм^2 [2], что на несколько порядков выше экспериментальных величин сопротивления сдвигу для указанных металлов. Действительное сопротивление сдвигу алюминия равно $0,12 - 0,24 \text{ кг/мм}^2$, меди $0,1 \text{ кг/мм}^2$ и железа $2,9 \text{ кг/мм}^2$.

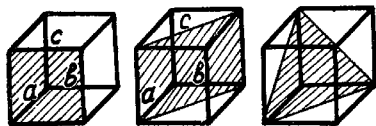


Рис. 9. Возможные плоскости скольжения при кубической кристаллической решетке.

§ 2. Виды твердых деформируемых тел

Под действием внешних сил металл претерпевает деформацию, изменяя свою форму. Степень изменения формы определяется величиной приложенных сил, так как в зависимости от этого металл получает упругую или пластическую деформацию. Однако на эту зависимость оказывают еще влияние различные физико-химические факторы: неоднородность строения металла, распределение и величина неметаллических включений, химический состав и другие факторы, учесть которые при установлении математической связи между усилиями и деформациями даже в пределах зоны упругости очень трудно. Поэтому для получения практически приемлемых закономерностей приходится использовать упрощающие допущения.

Так как механическое состояние деформируемого тела является наиболее важной обобщенной характеристикой процесса остаточного формоизменения, то использование факторов, определяющих эту характеристику, для классификации деформируемых тел следует считать наиболее приемлемым.

Достаточное представление о поведении вещества при данной температуре дает характер зависимости сопротивления сдвигу τ (или $\sigma = 2\tau$) от степени деформации с учетом скорости деформирования [20]. С этой точки зрения все тела в первом приближении можно представить в виде идеально хрупкого, идеально упругого, идеально пластичного и реально пластичного тел.

Идеально хрупкое тело разрушается при ничтожно малых упругих деформациях без каких-либо признаков течения.

Под ничтожно малыми деформациями следует понимать деформации меньше $0,001\%$ (одна из технических норм предела упругости). В случае наличия признаков течения или разрушения при малых упругих деформациях порядка $0,001 - 1\%$ тело является хрупким, если остаточные деформации находятся в тех же пределах, что и упругие.

Идеально упругое тело допускает неограниченно большие деформации без каких-либо признаков течения и разрушения. Тело, разрушаемое без признаков пластической деформации, но при больших упругих деформациях, является упругим телом. Под большими упругими деформациями следует понимать деформации, измеряемые, как минимум, десятками процентов [3].

Для идеально упругого тела характерна прямолинейная зависимость (прямая пропорциональность) между напряжениями и деформациями. В случае простого линейного растяжения или сжатия эта зависимость выражается законом Гука:

$$\sigma = \epsilon E,$$

где

σ — растягивающее или сжимающее напряжение, кг/мм^2 ;

ϵ — относительное удлинение или сжатие;

E — модуль упругости первого рода или модуль Юнга, кг/мм^2 .

Для деформации сдвига аналогичная зависимость будет

$$\tau = \gamma G,$$

где

τ — касательное напряжение, кг/мм^2 ;

γ — относительный сдвиг;

G — модуль упругости второго рода, или модуль сдвига, кг/мм^2 .

Графическая зависимость между напряжением и деформацией носит название диаграммы деформации и для идеально упругого тела представляет прямую линию (рис. 10, а).

Рассмотрение сил взаимодействия между атомами в реальных

телах приводит к выводу, что линейная зависимость между напряжениями и деформациями является приближенной [3]. В реальных материалах, строго говоря, упругая деформация зависит не только от напряжения, но и от температурных, химических и магнитных изменений, вызванных наложением напряженного состояния, а также от структурной неоднородности металла и других явлений, возникающих по различным причинам в упруго деформированном теле.

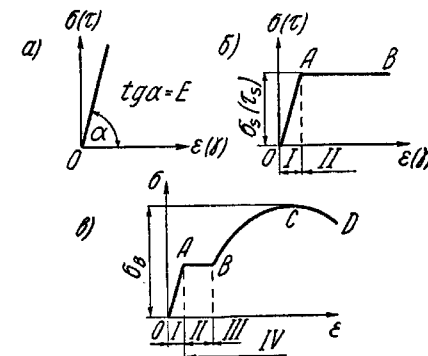


Рис. 10. Диаграммы деформации: а — идеально упругого, б — идеально пластичного; в — реально пластичного тела.

Идеально пластичным называется такое тело, которое до достижения напряжения, равного пределу упругости, ведет себя как идеально упругое тело, т. е. получает только упругие деформации, а после этого получает только пластические (остаточные) деформации, которые растут с течением времени без дальнейшего увеличения напряжения. Деформация таких тел характеризуется отсутствием упрочнения. Диаграмма деформации для идеально пластического тела показана на рис. 10, б, где обозначено:

σ_s — предел текучести при растяжении, кг/мм²;

τ_s — предел текучести при сдвиге, кг/мм²;

I — область упругих деформаций;

II — область пластических деформаций (область течения материала).

При горячей обработке металлов давлением одновременно с упрочнением достаточно интенсивно протекает процесс рекристаллизации. Поэтому горячую обработку с умеренными скоростями можно считать обработкой с полной рекристаллизацией, а тела, подвергающиеся такой обработке, весьма близкими к идеально пластичным. Такой процесс осуществляется при соответственной температуре деформируемого металла, равной 0,4—0,5 и более. Как известно, под соответственной (гомологической) температурой M понимают отношение абсолютной температуры тела T , в каждом данном случае, к абсолютной температуре плавления $T_{пл}$, т. е.

$$M = \frac{T}{T_{пл}}.$$

По А. А. Бочвару, соответственная температура рекристаллизации чистого металла равна или больше 0,4. Растворимые примеси в металле повышают эту температуру. Кроме того, возможность полного протекания процесса рекристаллизации во время деформации в очень большой степени зависит от скорости деформации, так как этим определяется время, необходимое для достижения определенной величины деформации.

С. И. Губкин [3] дополнительно ввел в рассмотрение неполную горячую деформацию, когда рекристаллизация протекает лишь частично. Такой вид деформации имеет место при температурах, близких к температуре начала рекристаллизации, а деформируемое тело в данном случае уже нельзя уподобить идеально пластичному.

Реально пластичным называется тело, обладающее явно выраженным свойством упрочнения. Упрочнение, или наклеп, состоит в том, что после окончания фазы течения вещества, которая наступает при достижении величины напряжения, равной пределу текучести, дальнейший рост деформации происходит только при увеличении напряжения. К числу реально пластичных тел относятся почти все металлы, деформируемые в холодном состоянии и при высоких скоростях в горячем состоянии. Для холодной деформации характерно наличие упрочнения при

практически полном отсутствии не только рекристаллизации, но даже возврата.

Диаграмма деформации реально пластичного тела имеет вид, показанный на рис. 10, в, где обозначено:

I — область упругих деформаций;

II — область течения;

III — область упрочнения;

IV — область пластической деформации.

§ 3. Механизм пластической деформации

Пластическая деформация, которой сопутствует необратимое изменение размеров и формы тела, является сложным процессом. В зависимости от условий нагружения следует рассматривать несколько механизмов пластической деформации, основными из которых являются скольжение и двойникование.

Скольжение (трансляционное и сложное). Пластическая деформация осуществляется путем скольжения отдельных элементов кристалла относительно других по кристаллографическим плоскостям скольжения (см. рис. 9). При этом скольжение называется трансляционным в том случае, если одновременно с ним в кристаллической решетке не происходит таких явлений, как изгиб и скручивание кристаллов, двойникование и т. п. Поэтому следует полагать, что трансляционное скольжение (чистый сдвиг) происходит при небольших величинах деформации. Начало пластической деформации наступает тогда, когда напряжение в плоскости скольжения достигнет определенной величины, которая называется критическим скалывающим напряжением при сдвиге и обозначается τ_s .

Величина критического скалывающего напряжения при сдвиге всегда определена, она зависит от рода материала и структуры его, температуры обработки, скорости и степени деформации. Критическое скалывающее напряжение определенным образом связано с пределом текучести, который у монокристаллов является величиной переменной и зависит от ориентировки системы плоскостей скольжения и направления скольжения. Зависимость между критическим скалывающим напряжением и пределом текучести, полученная С. И. Губкиным [14], имеет следующий вид (рис. 11):

$$\sigma_s = \frac{\tau_s}{\sin \alpha \cos \lambda}, \quad (1)$$

где τ_s — критическое скалывающее напряжение;

α и λ — углы, характеризующие положение плоскости скольжения и направления скольжения по отношению к вертикали.

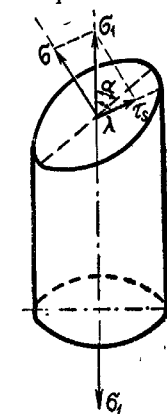


Рис. 11. Схема действия напряжений при скольжении в монокристалле.

У реальных металлов, являющихся поликристаллами, предел текучести является, вообще говоря, величиной постоянной вследствие хаотичной ориентировки зерен. Пластическая деформация начинается скольжением по кристаллографическим плоскостям, которые расположены под углом 45° к действующей силе. Это объясняется тем, что в этих плоскостях действуют максимальные касательные напряжения и достижение величины критического скалывающего напряжения в них наиболее вероятно.

Однако сдвиги при нагружении поликристалла происходят не по всем кристаллографическим плоскостям, даже если они располагаются под углом 45° к направлению усилия. Опытами

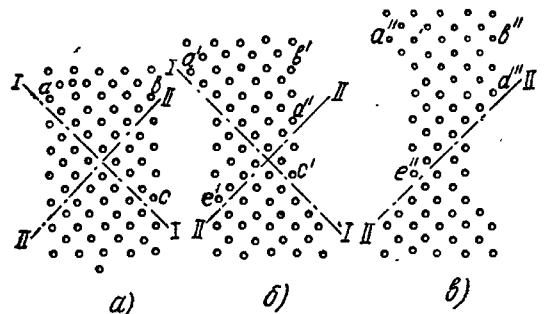


Рис. 12. Схема двойного скольжения:

a — до сдвига; b — сдвиг по плоскости I—I'; $в$ — сдвиг по плоскости II—II'.

установлено, что полосы скольжения отстоят одна от другой на расстоянии около 1 мк , тогда как расстояние между соседними атомными плоскостями исчисляется десятитысячными долями микрона (10^{-4} мк). Это обстоятельство дает основание полагать [3], что сдвиги в поликристалле происходят в тех участках кристаллической решетки, где атомы смещены из положений устойчивого равновесия (явление дислокации), так как потребное сдвигающее напряжение в плоскостях, имеющих дислокации, значительно меньше необходимых напряжений в плоскостях, где дислокации отсутствуют.

Скольжение начинается в плоскости, наиболее благоприятно расположенной к действующему усилию, и продолжается до тех пор, пока величина сопротивления скольжению в данной плоскости окажется равной таковой в другой плоскости октаэдра. После этого скольжение происходит по второй плоскости (рис. 12). Новые плоскости, как правило, пересекают старые, что ведет к увеличению сопротивления деформации и снижению пластических свойств.

Для осуществления дальнейшей пластической деформации к данному элементу необходимо приложить несколько большее, чем в первом случае, усилие, поскольку металл находится уже в упрочненном (наклепанном) состоянии. Во втором этапе дефор-

мации скольжение также происходит по плоскостям, занимающим наиболее выгодное, с точки зрения возможностей сдвига, положение.

Двойникование. При двойниковании часть кристалла под действием деформирующего усилия поворачивается на угол, равный $180^\circ - 2\alpha$ (рис. 13), принимая зеркально отображенное положение относительно другой части. Плоскость $A-A$ называется плоскостью двойникования.

Двойникование при пластической деформации может идти как самостоятельный процесс или сопровождать процесс скольжения. При этом двойникование возникает в тех зернах, где скольжение по каким-либо причинам задерживается.

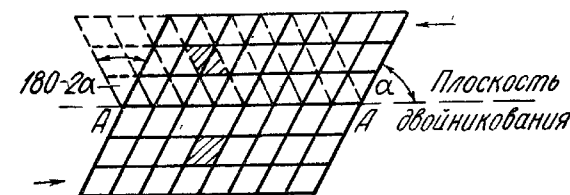


Рис. 13. Схема двойникования.

Процесс двойникования наблюдается при небольших пластических деформациях и чаще при больших скоростях деформирования, чем при малых.

Итак, необратимое изменение формы поликристалла может быть достигнуто скольжением и двойникованием, а также перемещением одних зерен относительно других. Первые два механизма носят название внутрикристаллитной деформации, а последний — межкристаллитной деформации. Межкристаллитная деформация характеризуется нарушением связей между зернами. Появившиеся микронарушения могут или залечиваться, или превращаться в макронарушения вследствие концентрации напряжений, возникающих вблизи микронарушений.

§ 4. Влияние температуры на прочностные характеристики стали

С повышением температуры нагрева пределы прочности и текучести стали понижаются, а характеристики пластичности увеличиваются. Это объясняется тем, что с повышением температуры металла амплитуда колебаний элементарных частиц возрастает, а материальные связи этих частиц ослабевают.

Горячая прокатка стали производится в интервале температур $800-1250^\circ\text{C}$. Исследованиями М. В. Врацкого и И. Н. Францевича [18] и других установлено, что с повышением температуры

сталь очень резко теряет свои упругие свойства, хотя пропорциональность между напряжением и деформацией до определенного предела сохраняется.

На рис. 14 приведены диаграммы растяжения образцов из стали марки Ст. 5 в диапазоне температур от 600 до 1200°C. Опыты растяжения образцов с температурой 600°C и выше пока-

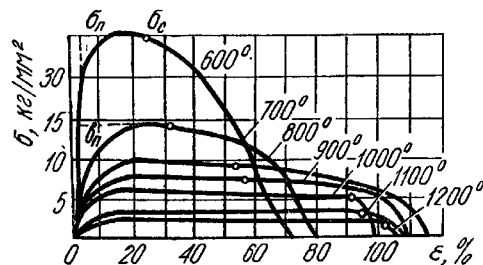


Рис. 14. Диаграммы растяжения образцов из стали Ст. 5 при температурах 600—1200°C.

зывают, что на диаграммах деформации отсутствует площадка текучести. Дальнейшее повышение температуры испытаний приводит к тому, что начиная с температуры 800°C практически исчезает различие между величинами пределов прочности, пропорциональности и текучести, т. е. $\sigma_s = \sigma_n = \sigma_b$. При высоких температурах деформация растяжения продолжается при постепенном падении нагрузки. Это дает основание считать, что истинные напряжения остаются постоянными вплоть до момента разрыва.

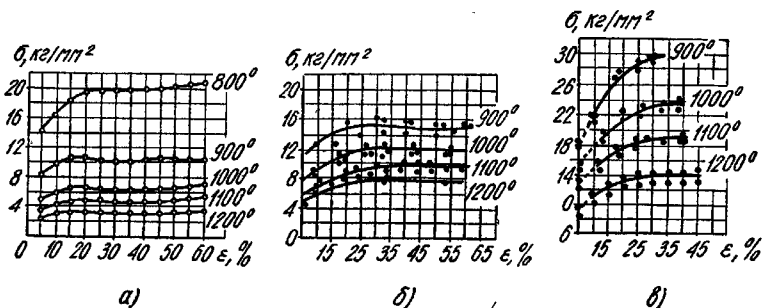


Рис. 15. Диаграммы растяжения образцов из стали марки У12 при скоростях деформации:
а — 0,05 сек⁻¹; б — 7,5 сек⁻¹; в — 150 сек⁻¹.

На рис. 15 приведены диаграммы растяжения стали марки У12 [102] при различных температурах и скоростях деформации. Из рассмотренных диаграмм следует, что реальные металлы при горячей обработке давлением можно условно уподобить идеально пластичным телам.

По мнению большинства исследователей, изменение предела прочности стали по мере повышения температуры происходит по экспоненциальной кривой вида

$$\sigma_s = ae^{-\epsilon T}, \quad (2)$$

где

σ_s — предел прочности, кг/мм²;

e — основание натуральных логарифмов;

T — температура по абсолютной шкале;

a, ϵ — константы, зависящие от рода материала и скорости деформации.

Впервые экспоненциальная зависимость сопротивления деформации от температуры металла была предложена Н. С. Курнаковым. Наибольшее распространение имела эмпирическая формула М. В. Врацкого и И. Н. Францевича [18] для определения предела прочности доэвтектоидных углеродистых сталей, полученная на основе результатов исследований, приведенных на рис. 16.

С повышением температуры понижаются все механические свойства, характеризующие сопротивление деформации: предел текучести, предел прочности, истинное напряжение (сопротивление деформации) при определенной степени деформации. При температурах, соответствующих полиморфным превращениям в стали, наблюдается скачкообразное повышение прочностных характеристик с последующим их падением. Дальнейшие исследования показали, что такая зависимость имеет место как для углеродистых, так и для различных легированных марок сталей при любой степени и скорости деформации.

Таким образом, увеличение температуры металла при обработке давлением приводит к резкому снижению напряжения (усилия), необходимого для начала пластической деформации, и к значительному повышению пластичности.

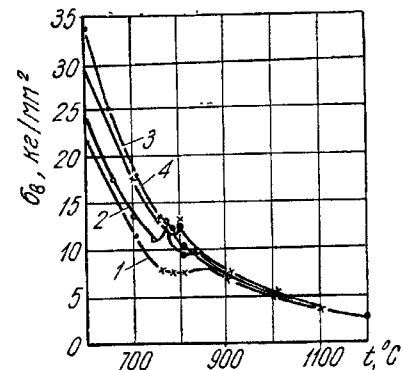


Рис. 16. Зависимость предела прочности при растяжении от температуры испытания для углеродистых сталей с содержанием углерода:

1 — 0,15%; 2 — 0,3%; 3 — 0,45%;
4 — 0,55%.

§ 5. Степень и скорость деформации

Степень деформации характеризует относительное изменение размеров изделия, полученное в результате или в процессе пластической обработки. Например, относительное изменение длины образца при растяжении можно выразить следующим образом:

$$\epsilon_y = \frac{l - L}{L} = \frac{\Delta l}{L}, \quad (3)$$

а при сжатии

$$\epsilon_y = \frac{H-h}{H} = \frac{\Delta h}{H},$$

где

L и l — длина образца до и после растяжения;
 Δl — абсолютное приращение длины;
 H и h — толщина образца до и после обжатия;
 Δh — абсолютное обжатие.

В данном случае ϵ_y характеризует величину конечной деформации и называется условной относительной деформацией.

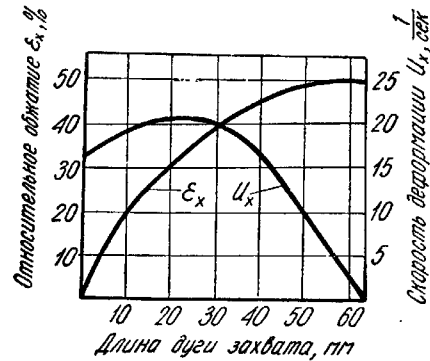


Рис. 17. Изменение относительного обжатия (ϵ_x) и скорости деформации (u_x) по дуге захвата.

личину $dl(dh)$, то мгновенное (уточнение) будет

$$d\epsilon = \frac{dl}{l_x}; \quad d\epsilon = \frac{dh}{h_x},$$

где

l_x и h_x — текущая длина и толщина деформируемых образцов.

Проинтегрировав эти выражения в известных пределах, найдем выражения для определения истинной относительной деформации при обработке давлением:

$$\epsilon_u = \int_L^l \frac{dl}{l_x} = \ln \frac{l}{L}, \quad (4)$$

$$\epsilon_u = \int_h^H \frac{dh}{h_x} = \ln \frac{H}{h}.$$

Относительные деформации, определенные по выражениям (4), более точны, чем (3), и называются истинными. Поскольку

$$l = L + \Delta l, \text{ то } \epsilon_u = \ln(1 + \epsilon_y).$$

При малых обжатиях (до 10%)

$$\epsilon_u = \ln(1 + \epsilon_y) \approx \epsilon_y.$$

При больших деформациях разница в величинах ϵ_u и ϵ_y значительна и при точных расчетах следует пользоваться выражением (4). Истинные деформации обычно обозначают буквой e .

Скоростью деформации при обработке давлением в общем случае называют производную относительной деформации по времени, т. е.

$$u = \frac{d\epsilon}{dt}, \text{ сек}^{-1}.$$

Скорость деформации может быть условной или истинной в зависимости от того, какую величину подставить в числитель.

Если

$$d\epsilon = \frac{dh}{h_x},$$

то

$$u_x = \frac{dh}{h_x} \cdot \frac{1}{dt} = \frac{v_y}{h_x} \text{ сек}^{-1},$$

где

u_x — скорость деформации в любой данный момент;

v_y — вертикальная скорость перемещения инструмента.

В условиях продольной прокатки скорость деформации в любом сечении деформируемого клина (рис. 18) определяется [99] из выражения

$$u_x = \frac{2v_y}{h_x}. \quad (5)$$

Скорость v_y находится из выражения

$$v_y = v_x \operatorname{tg} \varphi = v_h \frac{h}{h_x} \operatorname{tg} \varphi, \quad (6)$$

где

v_h — скорость полосы на выходе из валков;

v_x — текущая продольная скорость металла в данном сечении.

Согласно закону постоянства объема металла (см. главу 1, § 8)

$$v_x = v_h \frac{h}{h_x}.$$

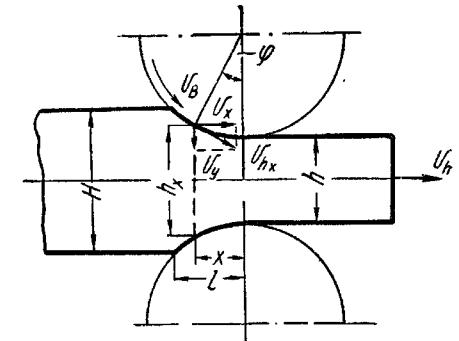


Рис. 18. Схема прокатки для вывода формулы средней скорости деформации.

После подстановки (6) в (5) получим

$$u_x = 2v_h h \frac{\operatorname{tg} \varphi}{h_x^2} . \quad (7)$$

Поскольку $\operatorname{tg} \varphi = \frac{dh}{2dx}$, то величина средней скорости деформации легко определяется интегрированием выражения (7):

$$u = \frac{2v_h h}{l} \int_0^l \frac{\operatorname{tg} \varphi}{h_x^2} dx = \frac{v_h h}{l} \int_h^H \frac{dh}{h_x^2} = \frac{v_h h}{l} \left(\frac{1}{h} - \frac{1}{H} \right) ,$$

где l — длина дуги захвата.

После преобразований окончательно имеем:

$$u = \frac{v_h \Delta h}{lH} . \quad (8)$$

Скорость деформации не постоянна по длине дуги захвата (см. рис. 17) и сравнительно интенсивно уменьшается к плоскости выхода. Средние величины скорости деформации в различных случаях обработки давлением приведены в табл. 2 [10, 102].

§ 6. Влияние скорости и степени деформации на сопротивление металла пластическому деформированию

Скорость деформации характеризует длительность протекания процесса обработки и оказывает заметное влияние на сопротивление металла, особенно при горячем деформировании.

Ранее указывалось, что обработка давлением сопровождается упрочнением металла в результате искажения кристаллической решетки, размельчения зерен, заклинивания плоскостей скольжения осколками зерен и т. п. Вместе с упрочнением происходит увеличение и сопротивления металла деформированию σ_u .

При горячей обработке одновременно с упрочнением идет процесс разупрочнения, называемый рекристаллизацией. Процесс рекристаллизации, как и процесс деформации, протекает во времени. Для того, чтобы деформируемый металл оказался разупрочненным, необходимо время, определяемое при данной степени обжатия температурой обработки. Понятно, что чем выше температура нагрева, тем больше будет скорость и степень рекристаллизации металла.

Степень рекристаллизации, характеризующая полноту разупрочнения деформированного металла и степень снижения сопротивления деформированию, во многом зависит от скорости относительной деформации. Действительно, при медленно протекающем процессе (осадка на гидравлическом прессе) время осадки может оказаться вполне достаточным для осуществления одновременно с деформацией полного разупрочнения. С другой стороны, при

Таблица 2

Средняя скорость деформации при обработке металлов давлением

Тип кузнечно-прессовых агрегатов и прокатных станов	Диаметр валков, мм	Скорость прокатки, м/сек	Скорость деформации, сек ⁻¹	
			в черновых клетях	в промежу- точных и чистовых клетях
Гидравлические прессы	—	—	—	0,03—0,06
Кривошипные »	—	—	—	1—5
Фрикционные »	—	—	—	2—10
Паровоздушные молоты	—	—	—	10—250
Блуминги и слэбинги	1000—1200	до 7	0,5—2	1—5
Малые блуминги	800—950	до 7	1—2	2—4
Универсальные и релсоболочные станы	950—1475	до 7	5—6	12—14
Заготовочные станы	700—800	1,7—2,5	2—4	6—10
»	450—550	3,5—5	5—6	20—25
Толстолистовые и среднелистовые реверсивные станы	850—1400	2,5—5	3,5—5	15—45
Среднелистовые трио и тонколистовые станы штучной прокатки	350—700	2,5—5	5—15	25—50
Тонколистовые станы рулонной прокатки	350—700	2,5—15	5—20	25—200
Крупносортные и полосовые станы	500—600	2,5—5	2—5	6—12
Среднесортные и мелкосортные станы	250—400	4—18	4—10	20—150
Провололочные линейные станы	250	8,5—9,5	5—25	40—260
» » непрерывные станы	250	20—30	0,5—15	150—800

быстро протекающем процессе (ковка на молотах), когда время осадки очень мало, а скорость деформации значительна, возможно лишь частичное разупрочнение металла. Разумеется, в этом случае и сопротивление пластическому деформированию будет больше, чем в первом.

Таким образом, *увеличение скорости деформации вызывает повышение сопротивления металла деформированию*. Однако это повышение не является беспредельным вследствие возникновения при значительном увеличении скорости деформации так называемого теплового эффекта, который выражается в увеличении температуры деформируемого металла. Тепловой эффект повышает степень рекристаллизации данного металла и снижает его сопротивление деформированию.

Тепловой эффект падает при увеличении температуры обработки, так как при этом уменьшается сопротивление деформации, а следовательно, и энергия, расходуемая на эту деформацию.

Влияние скорости деформации на сопротивление металла деформации в горячем состоянии хорошо иллюстрируется опытными данными А. А. Динника [54, 100] (рис. 19, а).

Из представленных зависимостей видно, что сопротивление деформации увеличивается с повышением скорости деформации.

При обработке металла в холодном состоянии, когда рекристаллизация не происходит, влияние скорости деформации на сопротивление деформированию невелико.

Некоторое влияние скорости деформации в этих условиях на прочностные свойства металла проявляется через эффект отставания скорости пластической деформации от упругой и через тепловой эффект. Первый фактор (с повышением скорости) способствует увеличению сопротивления деформации, а второй — уменьшению его.

Если тело нагрузить мгновенно, то упругая деформация, распространяющаяся со скоростью, близкой к скорости звука, успевает распространиться по всему телу; пластическая же деформация будет весьма незначительной [14]. Для того чтобы произошла пластическая деформация при данной нагрузке, необходимо определенное время. Упругое напряжение при быстром приложении нагрузки может быть значительно выше необходимого для начала пластической деформации при нормальных (статических) условиях нагружения. Затем через некоторое время, если не снята нагрузка, успевает произойти и пластическая деформация; напряжение в теле при этом падает, так как напряженное состояние тела определяется в основном величиной упругих деформаций.

Нетрудно представить, что в случае быстрого приложения нагрузки упругие напряжения могут достигнуть критической величины, при которой произойдет хрупкое разрушение без предварительной пластической деформации. Такое разрушение может возникнуть даже в пластичных металлах.

При значительных скоростях деформации температура металла повышается настолько (тепловой эффект), что в металле возможны явления возврата, приводящие к уменьшению сопротивления металла деформации по сравнению со значениями при более низких скоростях.

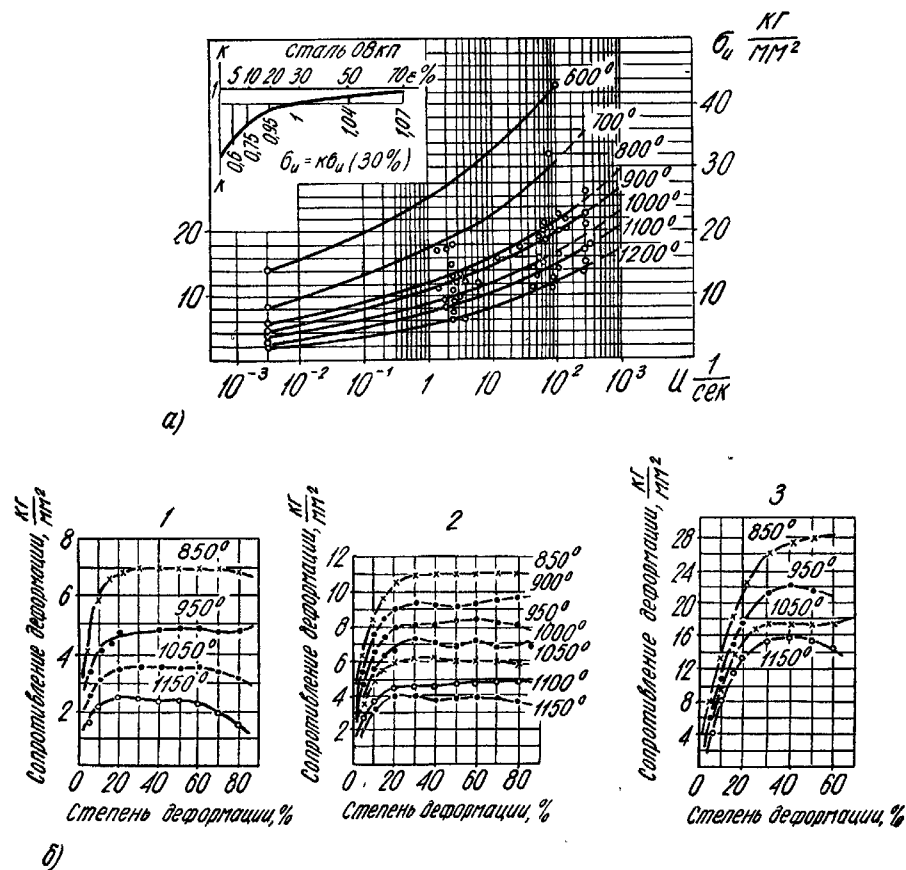


Рис. 19. Сопротивление деформации:

а — стали марки 08 к1 [100]; б — стали марки Ст. 2 [10] при: 1 $u = 3 \cdot 10^{-4} \text{ сек}^{-1}$; 2 $u = 3 \cdot 10^{-2} \text{ сек}^{-1}$; 3 $u = 100 \text{ сек}^{-1}$.

С уменьшением скорости деформации величина предела упругости, при которой начинается пластическая деформация, уменьшается; это приводит к снижению сопротивления металла деформированию.

Степень деформации является одним из основных факторов, определяющих величину сопротивления деформации как при холодной, так и при горячей обработке. Из рис. 19, б, на котором представлены опытные данные М. А. Зайкова [10], видно,

что наиболее велика интенсивность изменения сопротивления деформации при степенях обжатия до 20—30%. С дальнейшим увеличением обжатия сопротивление деформации остается почти постоянным.

Физический смысл влияния обжатия на величину σ_u заключается в следующем. В результате направленной пластической деформации происходит изменение формы и ориентировки зерен. Например, при прокатке металла зерна вытягиваются в продольном направлении, т. е. в направлении его длины (рис. 20). Размеры зерен по высоте после обжатия уменьшаются.

Таким образом, структура металла с исходными равноосными зернами превращается в структуру с вытянутыми зернами, которая носит название текстуры. Изменение формы зерен сопровождается искажением и повреждением кристаллической решетки в плоскостях, в которых происходят сдвиговые процессы. Кроме



Рис. 20. Текстура холоднодеформированного металла.

того, пластическая обработка вызывает дробление крупных зерен на более мелкие с одновременным повышением поверхностных сил, увеличением количества искаженных решеток по границам зерен и, следовательно, увеличением областей затрудненной деформации. Все

эти явления способствуют упрочнению металла и повышению его сопротивления деформированию. При малых степенях обжатия количество пластически деформируемых зерен невелико, и поэтому степень упрочнения также невелика.

Дальнейшее увеличение обжатия почти не сказывается на степени упрочнения и величине сопротивления деформации (при горячей деформации). Величины сопротивления деформации, соответствующие обжатию 20—30%, называются *пределом упрочнения*. При обработке в холодном состоянии металл остается упрочненным и после деформации. При горячей обработке вместе с упрочнением металла происходит его разупрочнение в результате рекристаллизации, что определенным образом сказывается на величине сопротивления деформации. Рекристаллизация в какой-то степени ликвидирует нарушения структуры металла при пластической обработке (увеличиваются размеры зерен, устраняются текстура и искажения решеток), способствуя тем самым снижению сопротивления деформации. С повышением температуры скорость рекристаллизации возрастает и это приводит к более эффективному разупрочнению обрабатываемого металла. Так, для стали Ст. 2 при степени деформации $\epsilon = 30\%$ и при температурах 1150 и 850°С сопротивление деформации соответственно равно 4 и 11 кг/мм².

§ 7. Влияние химического состава стали и величины зерна на сопротивление металла пластическому деформированию

Влияние химического состава материала на сопротивление пластическому деформированию очень сложно. Поэтому до сих пор не установлены теоретические закономерности, устанавливающие связь между составом и сопротивлением деформации. Однако в общем случае можно отметить, что сопротивление деформации увеличивается с повышением межатомных связей и с уменьшением количества вакантных мест кристаллографической решетки. Как первое, так и второе затрудняют перемещение атомов в процессе пластической деформации из одних мест устойчивого равновесия в другие.

Увеличение неоднородности структуры металла приводит к увеличению количества нарушений в кристаллических решетках, что в свою очередь затрудняет перемещение атомов и тем самым способствует повышению сопротивления деформации. Влияние химического состава на сопротивление деформации сказывается в большей степени при обработке с низкими температурами, чем с высокими.

Так, для мягкой низкоуглеродистой стали марки 08кп и нержавеющей стали марки 1Х18Н9Т [100] при температуре деформации 1200°С и $\dot{\epsilon} = 10 \text{ сек}^{-1}$ различие в значениях σ_u составляет около 4,5 кг/мм². При 800°С это различие увеличивается до 20 кг/мм².

Как показали исследования А. П. Чекмарева и З. А. Риднера [101] заэвтектоидные углеродистые стали при температурах 1000—1200°С при скоростях деформирования 5—300 сек⁻¹ имеют более низкое сопротивление пластическому деформированию, чем доэвтектоидные стали.

Величина зерна обрабатываемого материала оказывает заметное влияние на сопротивление деформации. Это влияние проявляется главным образом через силы поверхностного натяжения зерен и силы взаимодействия соседних зерен, наличие которых обуславливает возникновение искажений в граничных кристаллических решетках и затрудняет сдвиговые процессы по плоскостям скольжения. Уменьшение размера зерна и увеличение количества зерен в металле, повышая поверхностные силы и число искаженных элементарных решеток, приводит к увеличению сопротивления металла деформации.

§ 8. Закон постоянства объема

В некоторых случаях обработки давлением деформация вызывает изменение плотности и, следовательно, объема металла. Так, например, при холодной прокатке плотность уменьшается на 0,1—0,25% [15]. Это объясняется наличием искажений кристаллической решетки, размельчением структуры и образованием мель-

чайших пустот и микроскопических трещин. Плотность вещества может быть восстановлена, если наклепанный металл подвергнуть рекристаллизации. Поскольку за упрочнением всегда следует рекристаллизация, можно считать, что *объем металла в процессе холодной обработки не изменяется*.

При горячей деформации одновременно с упрочнением происходит рекристаллизация, которая устраняет искажения решетки и восстанавливает размеры зерен. Поэтому *плотность и объем металла в процессе горячей обработки не изменяются*. Однако из этого правила есть исключение, касающееся прокатки слитков, особенно кипящей стали. Как известно, слитки этой стали содержат большое количество мелких пузырей, которые в результате деформации завариваются. Такая технологическая особенность кипящей стали приводит к увеличению ее удельного веса с 6,9 до 7,85 т/м³. При этом объем прокатанной заготовки оказывается на 12% меньше объема слитка [15].

После такой предварительной обработки дальнейшая деформация металла не вызывает заметного изменения объема. Поэтому можно считать, что объем металла при пластической деформации остается неизменным. Поскольку это так, то можно следующим образом записать уравнение постоянства объема:

$$HBL = hbl,$$

или

$$\frac{b}{B} \frac{l}{L} = \frac{H}{h},$$

или

$$\beta\lambda = \frac{1}{\eta}, \quad (9)$$

где

B и b — ширина полосы до и после деформации;

β — коэффициент поперечной деформации;

λ — коэффициент продольной деформации;

$\frac{1}{\eta}$ — коэффициент высотной деформации.

Следовательно, при условии постоянства объема произведение коэффициентов деформации равно единице.

§ 9. Смещенный объем

При обработке давлением в результате смещения объема по высоте происходит смещение его по ширине и длине изделия. Смещенный объем является важной характеристикой процесса обработки, позволяющей определять работу и величину деформации в каком-либо направлении.

Определим смещенный объем металла при деформации параллелепипеда с начальными размерами H, B, L . В результате осадки на бесконечно малую величину $(-dh)$ (здесь знак минус,

поскольку высота изделия уменьшается) размеры параллелепипеда в других направлениях увеличиваются соответственно на db и dl : Смещенный объем в направлениях H_x, B_x, L_x будет равен (рис. 21).

$$dV_H = B_x L_x (-dh),$$

$$dV_B = H_x L_x (db),$$

$$dV_L = H_x B_x (dl),$$

где

H_x, B_x, L_x — размеры параллелепипеда в некоторый момент осадки.

Поскольку объем металла не изменяется при осадке, то

$$B_x L_x (-dh) = H_x L_x (db) + H_x B_x (dl), \quad (10)$$

но так как $H_x B_x L_x = V$, то выражение (10) после преобразования примет вид

$$V \left(-\frac{dh}{H_x} \right) = V \left(\frac{db}{B_x} \right) + V \left(\frac{dl}{L_x} \right). \quad (11)$$

Интегрирование уравнения (11) в пределах от H до h , от B до b и от L до l дает

$$V \ln \frac{H}{h} = V \ln \frac{b}{B} + V \ln \frac{l}{L},$$

или

$$V \ln \frac{1}{\eta} = V (\ln \beta + \ln \lambda). \quad (12)$$

Таким образом, *смещенный объем по высоте равен сумме смещенных объемов по ширине и длине параллелепипеда, а алгебраическая сумма всех трех смещенных объемов равна нулю*.

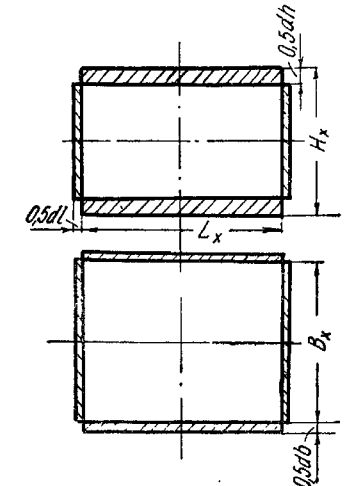


Рис. 21. Схема к выводу формулы для определения смещенного объема.

§ 10. Холодная пластическая деформация металла

Холодной обработкой давлением называют деформацию металла при температурах ниже температуры возврата, которая для чистых металлов равна или несколько выше $(0,25-0,30) \cdot T_{пл}$, где $T_{пл}$ — абсолютная температура плавления.

Деформация металла в холодном состоянии сопровождается его упрочнением (наклепом). В результате упрочнения происходит повышение пределов прочности и текучести и сопротивления металла деформированию. Одновременно с этим снижаются пластические свойства металла.

Степень упрочнения тесно связана со строением кристаллической решетки деформируемого металла. На рис. 22 представлены кривые упрочнения металлических монокристаллов [3], имеющих

различные типы кристаллических решеток. Ветвь кривых *A* соответствует металлам с гранецентрированной решеткой, а ветвь кривых *B* — металлам с гексагональной решеткой (см. табл. 1). Как

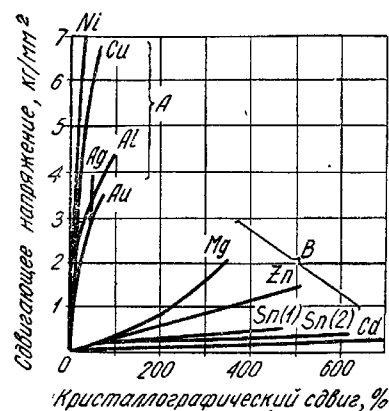


Рис. 22. Кривые упрочнения металлических кристаллов.

видно из рисунка, монокристаллы с гранецентрированной решеткой склонны к большему упрочнению, чем монокристаллы с гексагональной решеткой. Это обстоятельство объясняется наличием в монокристаллах с гранецентрированной решеткой нескольких групп октаэдрических плоскостей, вызывающих двойное скольжение, в результате чего возникают значительные искажения решетки и повреждения в плоскостях скольжения. С увеличением степени деформации количество дефектов резко увеличивается, что и приводит к значительному упрочнению.

В монокристаллах с гексагональной решеткой имеется всего лишь одна кристаллографическая плоскость скольжения, и пластическая деформация этих монокристаллов не сопровождается появлением такого большого числа дефектов, затрудняющих процесс течения металла. Однако и в этом случае с увеличением степени деформации происходит некоторое упрочнение монокристалла.

При пластической деформации поликристаллического тела происходит дробление зерен, упрочнение металла и образование текстуры (см. гл. I, § 6, 7). Наличие текстуры определяет различие механических свойств (анизотропию) вдоль и поперек волокон прокатанной полосы.

Влияние степени упрочнения на изменение предела текучести показано на рис. 23 [6]. Наиболее интенсивно развивается упрочнение при обжатиях до 30—40%. Вероятно, в этом интервале деформаций происходит самое значительное искажение кристаллических решеток, возникает наибольшее количество дефектов структуры, приводящих к резкому возрастанию предела текучести. При

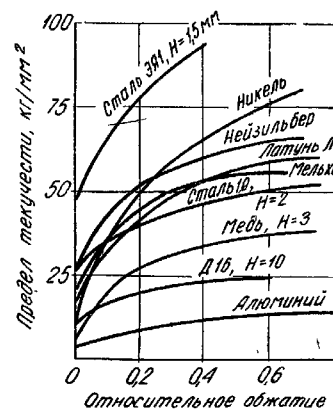


Рис. 23. Изменение предела текучести различных металлов в зависимости от степени обжатия.

деформациях выше 30—40%, когда в основном исчерпаны возможности образования искажений решеток и новых дефектов, развитие упрочнения незначительно.

С возрастанием суммарной деформации при холодной прокатке увеличивается также предел прочности и уменьшается относительное удлинение. После получения металлом определенного суммарного обжатия прочность его, при одновременном снижении пластичности, повышается настолько, что, исходя из прочностных характеристик оборудования, дальнейшая деформация металла оказывается невозможной.

Величина суммарного обжатия при холодной прокатке зависит от многих факторов, в том числе от химического состава прокатываемого металла. Для низкоуглеродистой стали величины суммарного обжатия при прокатке на трехклетевых станах составляют 60—70%, а на пятиклетевых — 85—90%. При этом чем больше прочность исходного металла, тем меньше величина суммарного обжатия.

Если необходима дальнейшая деформация, металл подвергают разупрочнению путем нагрева до определенных температур. Нагрев металла с целью разупрочнения называется рекристаллизационным отжигом.

§ 11. Рекристаллизация упрочненного металла

Структура деформированного металла с искаженными кристаллическими решетками, размельченными зернами, обладающими, вследствие большой поверхности, значительной внутренней энергией, является крайне неустойчивой. Достаточно небольшой температуры нагрева, чтобы в структуре металла начались разупрочняющие процессы. В первый период нагрева металла происходит упорядочение строения кристаллической решетки, которая принимает первоначальный вид при температуре (для железа) около 400°C. При нагреве в интервале температур 0—400°C (для железа) изменения в микроструктуре не наблюдается, однако в результате снятия искажений решетки прочностные характеристики несколько снижаются, а пластические — возрастают (рис. 24). Процесс, который сопровождается упорядочением строения кристаллографической решетки, называется возвратом или отдыхом.

При более высоких температурах нагрева начинается изменение микроструктуры металла, заключающееся в укрупнении зерен.

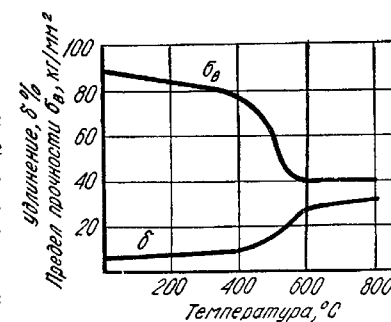


Рис. 24. Изменение механических свойств низкоуглеродистой стали при возврате и рекристаллизации.

Этот процесс носит название рекристаллизации. Рекристаллизация чистого металла, получившего максимальную степень деформации, начинается при температурах (по А. А. Бочвару)

$$T_p \approx 0,4T_{пл},$$

где

T_p — температура начала рекристаллизации.

Рекристаллизация олова, свинца, цинка происходит при комнатной температуре. В результате рекристаллизации предел прочности и предел текучести уменьшаются, а относительное удлинение увеличивается, достигая значений, соответствующих исходному (до деформации) состоянию металла.

С повышением температуры нагрева металла размеры зерен увеличиваются в результате стремления системы к уменьшению запаса внутренней энергии [8,9]. Зародышами новых зерен при рекристаллизации служат мельчайшие обломки деформированных зерен, обладающие наибольшей поверхностной энергией и, вследствие этого, являющиеся активными кристаллизаторами. При

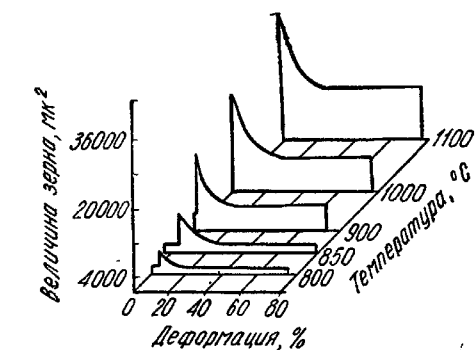


Рис. 25. Диаграмма рекристаллизации низкоуглеродистой стали.

неоднородной структуре металла, когда имеются и крупные, и мелкие зерна, происходит также рост термодинамически более устойчивых крупных зерен за счет поглощения ими мелких зерен. С увеличением неоднородности структуры скорость рекристаллизации возрастает.

Размеры конечного зерна при рекристаллизации в значительной степени зависят не только от температуры нагрева и времени выдержки, но и от степени пластического деформирования металла перед нагревом. Как видно из рис. 25, кривые, характеризующие величину зерна, имеют максимум при определенной степени деформации. Здесь зерна значительно превышают исходные и конечные размеры.

Это обстоятельство объясняется следующим образом. Исходная структура недеформированного металла, полученная путем высокотемпературного отжига, является сравнительно равномерной. При небольших степенях деформирования этого металла пластическое течение сопровождается измельчением зерен, причем измельчаются не все зерна, а только те, которые благоприятно ориентированы своими кристаллографическими плоскостями по отношению к направлению действующей силы. Зерна, не получившие деформации,

остаются крупными. В результате такой деформации в металле создается неоднородная структура, склонная к высокой скорости рекристаллизации и росту крупных зерен за счет поглощения мелких.

Размеры зерен в этой области значительно увеличиваются с возрастанием температуры рекристаллизации. Деформации, соответствующие области диаграммы с повышенными размерами зерен, называются критическими. Для большинства металлов критические деформации находятся в пределах 5—15%.

С увеличением предварительной степени деформации зерна измельчаются, структура становится все более и более однородной и нагрев металла при рекристаллизации не приводит к значительному увеличению размеров зерен.

§ 12. Пластическая деформация металла в горячем состоянии

Обработка металлов давлением в горячем состоянии (прокатка, ковка и т. п.) производится при температурах выше температуры начала рекристаллизации. Поэтому отличительной особенностью горячей деформации по сравнению с холодной является наличие двух одновременно идущих процессов: упрочнения и рекристаллизации.

Обработка стали давлением осуществляется, как правило, в интервале температур 800—1230°C. Температуру начала деформации устанавливают, исходя из пластических свойств прокатываемого металла. Дело в том, что при определенных высоких температурах нагрева происходит разрушение металла в результате пережога. Пережог металла обусловлен расплавлением межзеренных прослоек, температура плавления которых, вследствие наличия в них загрязняющих примесей, меньше, чем самих зерен. Расплавление прослоек нарушает межзеренные связи, что и приводит к разрушению металла еще до начала деформации. Исходя из условий сохранения целостности металла температура нагрева под прокатку доэвтектоидной стали не должна превышать 1240—1280°C, заэвтектоидной стали — 1180—1220°C, хромистых сталей 15X — 50X — 1200—1250°C, быстрорежущей стали с повышенным содержанием хрома и углерода и пониженным содержанием вольфрама Р9 (ЭИ 262) — 1100—1150°C [10].

В общем случае температура начала прокатки должна быть на 150—200°C ниже температуры плавления металла. Для углеродистых сталей интервал температур прокатки можно установить по диаграмме железо — углерод.

Температура конца прокатки устанавливается в зависимости от требуемых механических свойств готового проката, но во всяком случае не ниже точки A_3 диаграммы состояния железо — углерод.

При горячей деформации происходит полная рекристаллизация с образованием новых равноосных зерен, полностью отсутствует упрочнение. Но возможны такие случаи, когда в процессе обработки в горячем состоянии рекристаллизация протекает не полностью. Такую обработку называют неполной горячей деформацией. Структура частично рекристаллизованного металла состоит из двух типов зерен: равноосных и вытянутых. Металл, подвергнутый неполной горячей деформации, в готовом виде получается упрочненным и требует дополнительной термической обработки для повышения пластических свойств.

Неполная горячая деформация возможна, если скорость деформации оказывается выше скорости рекристаллизации. Это имеет место, например, при прокатке полос на непрерывных станах при высоких окружных скоростях валков и низкой (800—850°C) температуре полосы. Температура конца прокатки и конечная степень деформации оказывают значительное влияние на качество прокатываемой продукции и для каждой марки стали эти параметры должны определяться на основе диаграммы рекристаллизации.

Окончание процесса прокатки с обжатиями, находящимися для данной стали в области критических деформаций, делает металл крупнозернистым, что приводит к снижению величин ударной вязкости, удлинения, предела выносливости и т. п.

Кроме горячей и холодной обработки металла давлением различают неполную горячую и неполную холодную деформации.

При неполной горячей деформации в результате недостаточной рекристаллизации имеют место два типа микроструктур: рекристаллизованная (с равноосными зёрнами) и нерекристаллизованная (с вытянутыми зёрнами).

После такой деформации в металле остаются значительные остаточные напряжения, приводящие при недостаточной пластичности к разрушению его. Неполная горячая деформация наблюдается при температурах, мало превышающих температуру начала рекристаллизации, и тем в большей степени, чем больше скорость деформации.

Поскольку этот вид деформации приводит к ухудшению качества проката, его следует избегать.

Неполная холодная деформация осуществляется при таких температурах, когда рекристаллизация отсутствует, а процесс возврата успевает произойти. В результате такой деформации металл получает полосчатую структуру, а при значительных обжатиях — текстуру деформации. Вследствие снятия внутренних напряжений пластические свойства металла, получившего неполную холодную деформацию, выше, чем у металла, деформированного при отсутствии возврата.

Обработке давлением подвергается большое количество марок сталей и сплавов. Каждая марка имеет свои особенности и поэтому по-разному ведет себя при пластическом деформировании с точки зрения сохранения целостности металла. Способность металла деформироваться без разрушения называется пластичностью. Пластичность металлов и сплавов различна. Такие металлы как свинец, алюминий, медь обладают высокой пластичностью и не разрушаются при больших степенях деформации. Однако наличие в них примесей приводит к резкому снижению пластических свойств.

Разрушение металла происходит в результате внутрикристаллитных и межкристаллитных нарушений. С. И. Губкин [3] предложил такую схему развития внутрикристаллитных нарушений при деформации:

- 1) нарушение химических связей, заключающееся в образовании в кристаллической решетке вакансий и дислокаций, в искажении кристаллической решетки;
- 2) появление в результате нарушенных связей зародыша субмикронарушения (нарушения тонкой структуры металла), представляющего собой несколько вакантных, рядом расположенных узлов решетки, и превращение его в субмикротрещину;
- 3) превращение субмикронарушений в результате концентрации вокруг них напряжений в микронарушения;
- 4) превращение микронарушения в макронарушение, которое также происходит в результате концентрации напряжений;
- 5) развитие макронарушения, заканчивающееся разрушением тела.

С. И. Губкин также указал, что одновременно с развитием нарушения микроструктуры происходит его залечивание. В зависимости от условий обработки и от степени чистоты металла соотношение между скоростью развития нарушения и скоростью залечивания различно.

На пластические свойства металла большое влияние оказывают его химический состав и структура, а также температура деформации. Влияние химического состава на пластичность определяется главным образом наличием примесей в металле (сера, фосфор, сурьма, мышьяк, свинец и т. п.). Как правило, примеси располагаются по границам зерен, ослабляя межзеренные связи. Например, повышенное содержание серы в стали приводит к образованию по границам зерен легкоплавкой эвтектики FeS — Fe с температурой плавления около 950°. Совершенно очевидно, что горячая обработка при этой температуре сопровождается разрушением металла.

При добавлении 0,01 % S к никелю образуется сульфид никеля Ni_3S_2 ($T_{пл} \approx 630^\circ$), присутствие которого делает невозможной обра-

ботку никеля в горячем состоянии без разрушения. С другой стороны, добавка 0,5% Mg приводит к образованию сульфида магния MgS, который в виде глобулей располагается внутри зерен и не оказывает влияния на пластичность литого никеля [3,11].

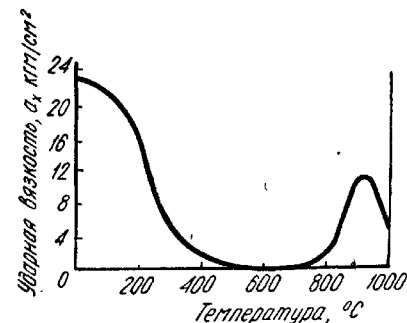


Рис. 26. Зависимость ударной вязкости меди М2 от температуры испытания.

Медь с повышенным содержанием сурьмы и мышьяка имеет резко выраженную зону хрупкости в области температур 400—800°С (рис. 26). В связи с этим горячая деформация такой меди значительно затруднена.

Наиболее полно влияние химического состава на пластичность сплавов рассматривается в работах [10, 11]. Здесь можно отметить только, что чем сложнее сплав по составу входящих в него элементов и чем больше в нем

примесей, тем меньше его пластичность [3].

Большое влияние на пластичность оказывает структурная неоднородность металла. При этом с уменьшением структурной неоднородности пластические свойства металла улучшаются. С. И. Губкин [11] приводит пример деформации образцов марганцовистого никеля с литой и деформированной структурой. Деформируемость предварительно обжатого металла значительно выше, чем металла с литой структурой. Улучшение деформируемости предварительно обработанного никеля связано с увеличением плотности металла.

Пластичность сплавов с увеличением температуры улучшается в связи с возрастанием подвижности атомов, а также в связи с более благоприятными условиями для заживления нарушений и дефектов. Однако зависимость пластических свойств от температуры не является монотонной.

При некоторых температурах обработки давлением наблюдается перегиб кривой и снижение пластичности с дальнейшим повышением температуры. Снижение пластических свойств при высоких температурах обусловлено ростом зерен, уменьшением прочности межзеренных прослоек и появлением жидкой фазы, т. е. расплав-

лением межзеренного вещества. Появление значительного количества жидкой фазы (явление пережога) ведет к разрушению металла.

Пластичность углеродистых сталей (рис. 27) [12] улучшается с повышением температуры, однако с увеличением содержания углерода в стали точка максимальной пластичности сдвигается в сторону низких температур вследствие склонности к пережогу. По вертикальной оси графика отложен критерий пластичности, представляющий отношение октаэдрического сдвига (по плоскости скольжения гранецентрированной кубической решетки) к коэффициенту напряженного состояния (см. § 5, гл. VII). Октаэдрический сдвиг определяется по уравнению

$$g = 1,63e_1 \sqrt{1 - \frac{e_3}{e_1} + \left(\frac{e_3}{e_1}\right)^2},$$

где e_1 и e_3 — максимальная и минимальная истинные деформации. Радикал в выражении изменяется в пределах от 1 до $\frac{1}{1,15}$. Согласно экспериментальным данным, чем больше значение критерия пластичности материала, тем выше его пластичность.

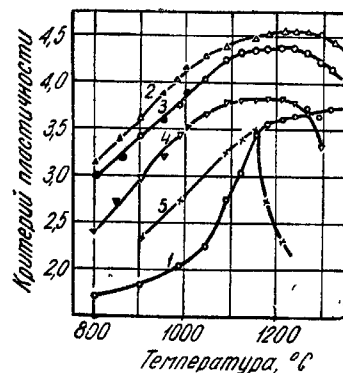


Рис. 27. Зависимость критерия пластичности от температуры для углеродистых марок сталей: 1 — Ст. 1; 2 — Ст. 3; 3 — сталь 50; 4 — сталь 40; 5 — сталь У15; $\Delta \nabla \circ \times$ — испытания на кручение; $\blacktriangle \bullet$ — испытания на растяжение.

Глава II. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ДЕФОРМИРУЕМОГО ТЕЛА

Для математического описания процессов, происходящих при нагружении тел, металл обычно рассматривают как сплошную среду с однородной структурой, что позволяет применить общие законы механики деформируемого тела.

Сплошное тело мысленно разделяют на бесконечно большое число частей бесконечно малых размеров, называемых элементами тела. Положение каждого элемента тела в пространстве определяют с помощью системы координат. При употреблении декартовых координат каждый бесконечно малый элемент имеет вид бесконечно малого параллелепипеда с бесконечно малыми ребрами dx , dy , dz . При деформации тела изменяется форма этих элементарных

кубиков (или квадратов при плоской системе координат), но взаимное расположение их не изменяется, т. е. любой кубик после деформации имеет тех же соседей, что и до деформации.

Такое разделение тела на элементы является только воображаемым, математическим вспомогательным средством при изучении деформации тел.

§ 1. Понятие о напряженном состоянии тела. Полное напряжение на площадке, в точке

Рис. 28. Положение площадки, проведенной через данную точку деформируемого тела.

Если к телу приложить систему внешних уравнивающих сил, то тело испытывает деформацию. При этом между частицами возникают внутренние силы. Такое состояние тела называется напряженным. Внутренняя сила, приходящаяся на единицу площади площадки, проведенной через какую-либо данную точку тела, называется напряжением на этой площадке. Положение площадки определяется направлением нормали к ней (рис. 28). На рисунке

$A(x, y, z)$ — некоторая точка тела; F — площадка, проведенная через точку A ; $\vec{n}$ — нормаль к площадке F в точке A .

Направление нормали $\vec{n}$ определяется с помощью направляющих косинусов, т. е. косинусов углов, образуемых нормалью с координатными осями:

$$\begin{aligned}\cos(\vec{n}, \widehat{ox}) &= \cos \alpha = \alpha_x; \\ \cos(\vec{n}, \widehat{oy}) &= \cos \beta = \alpha_y; \\ \cos(\vec{n}, \widehat{oz}) &= \cos \gamma = \alpha_z.\end{aligned}\quad (13)$$

Для определения напряжения, действующего на какую-либо площадку, проведенную через данную точку, применяется метод сечений. Вообразим, что тело рассечено плоскостью, которая проходит через данную точку (рис. 29). Отбросим одну часть тела I и рассмотрим только вторую часть II, заменяя действие первой внешними силами. Внешние силы, действующие на вторую часть, будут уравниваться внутренними силами, распределенными по сечению $MNKL$ и имеющими различные направления.

Возьмем какую-либо точку $A(x, y, z)$ в сечении $MNKL$ и выделим около нее площадку F . Пусть P — равнодействующая внутренних сил, действующих на площадку F . Тогда полное напряжение S , действующее на площадку F , положение которой определяется нормалью $\vec{n}$, есть предел, к которому стремится отношение P к F , т. е.:

$$S = \lim_{F \rightarrow 0} \left(\frac{P}{F} \right).$$

Полное напряжение S является вектором, направление которого совпадает с P . В общем случае S направлено наклонно к площадке.

Проведем плоскость через нормаль $\vec{n}$ и S . Эта плоскость пересекает плоскость площадки F по прямой MK . Полное напряжение можно разложить на

σ_n — нормальную составляющую полного напряжения S , или нормальное напряжение, действующее на площадку F , и

τ_n — касательную составляющую напряжения S , совпадающую по направлению с прямой MK .

Полное напряжение через свои составляющие выражается:

$$S = \sqrt{\sigma_n^2 + \tau_n^2}. \quad (14)$$

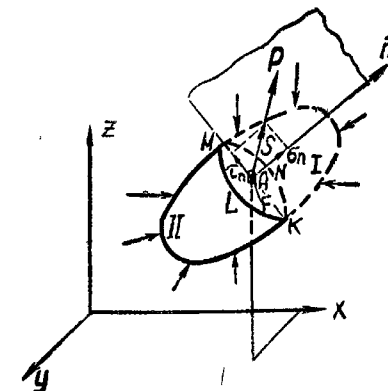


Рис. 29. Разложение полного напряжения на нормальное и касательное.

Полное напряжение может быть также разложено на три составляющие, параллельные координатным осям. Напряжения S_x , S_y , S_z (рис. 30) являются проекциями полного напряжения S на координатные оси ox , oy , oz и называются составляющими полного напряжения по координатным осям.

Между полным напряжением и его составляющими имеет место такое соотношение:

$$S = \sqrt{S_x^2 + S_y^2 + S_z^2}. \quad (15)$$

Так как внутренние силы в общем случае распределяются по сечению тела неравномерно, то полное напряжение будет в различных точках тела разное. Следовательно, оно явится функцией от координат точки. В одной и той же точке полное напряжение S будет различным для разных площадок, проведенных через эту точку. Совокупность всех векторов напряжений для всех площадок, заключающих в себе точку, характеризует напряженное состояние в точке.

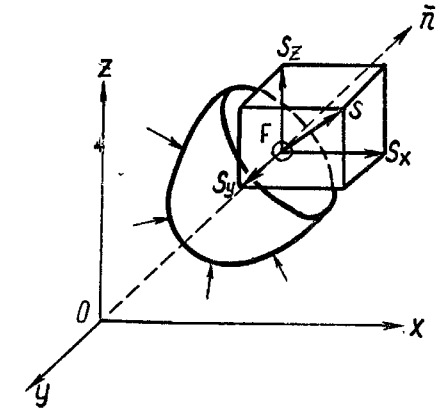


Рис. 30. Разложение полного напряжения по координатным осям.

Следовательно, полное напряжение S будет функцией еще и от направляющих косинусов нормали, определяющей положение площадки, т. е.

$$S = f(x, y, z, \alpha_x, \alpha_y, \alpha_z).$$

§ 2. Компоненты полного напряжения в точке

Площадки I , II , III , проведенные через точку тела перпендикулярно направлениям координатных осей, называются основными площадками (рис. 31).

Полные напряжения, действующие на основные площадки, обозначаются так:

на площадке I (нормаль к ней параллельна оси ox) $S^{(x)}$;
на площадке II (нормаль к ней параллельна оси oy) $S^{(y)}$;
на площадке III (нормаль к ней параллельна оси oz) $S^{(z)}$.

Полные напряжения, действующие на каждой из основных площадок, могут быть разложены на три компонента (составляющие), параллельные координатным осям. Эти компоненты обозначаются так: нормальные σ_x , σ_y , σ_z ; касательные τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yx} , τ_{yz} , τ_{zx} , τ_{zy} .

Порядок букв двойных индексов следующий: первая буква индекса обозначает наименование нормали к площадке, а вторая — наименование координатной оси, параллельно которой идет касательное напряжение.

Для разных точек тела величины компонентов будут различными. Следовательно, они будут являться функциями от координат точки, т. е.:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= f_1(x, y, z); \\ \tau_{xy} &= f_4(x, y, z); \\ \tau_{zy} &= f_9(x, y, z). \end{aligned} \quad (16)$$

Для описания напряженного состояния в точке нужно знать полное напряжение S , действующее по всем площадкам, проходящим через данную точку.

Оказывается, что если известны компоненты напряжения, т. е. известен вид функций (16), то можно для каждой площадки, проходящей через данную точку, положение которой дано, найти полное напряжение S , действующее на этой площадке, т. е. можно знать напряженное состояние в данной точке.

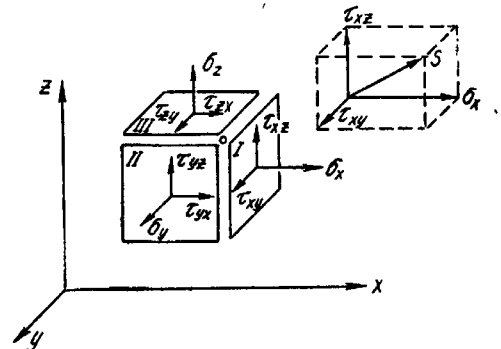


Рис. 31. Компоненты полного напряжения в точке.

На двух взаимно-перпендикулярных площадках, проведенных через данную точку тела, касательные напряжения, направленные либо к ребру пересечения этих площадок, либо от него будут равны по величине (см. рис. 31). Это свойство, называемое законом сопряженности (парности) касательных напряжений и вытекающее из условия отсутствия момента вращения элемента, дает следующие соотношения:

а) В случае объемного напряженного состояния

$$\tau_{xy} = \tau_{yx}; \tau_{xz} = \tau_{zx}; \tau_{yz} = \tau_{zy}.$$

Таким образом, касательных компонентов будет не шесть, а только три, а всех различных компонентов напряжения в точке будет не девять, а шесть: три нормальных σ_x , σ_y , σ_z и три касательных τ_{xy} (τ_{yx}), τ_{xz} (τ_{zx}), τ_{yz} (τ_{zy}).

б) В случае плоского напряженного состояния

$$\tau_{yx} = \tau_{xy}.$$

Следовательно, для плоского напряженного состояния различных компонентов напряжения будет не четыре, а три:

$$\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy} (\tau_{yx}).$$

§ 3. Определение полного напряжения, действующего на любую площадку в данной точке, через компоненты напряжения

Выделим в некотором объеме бесконечно малый, переходящий при уменьшении в точку, тетраэдр. Три грани тетраэдра совпадают с координатными плоскостями, а четвертая расположена как угодно по отношению к координатным осям.

Площадь наклонной грани равна ΔF , а остальных, соответственно, $boc = \Delta F_x$, $aoc = \Delta F_y$, $aob = \Delta F_z$ (рис. 32). На площадку

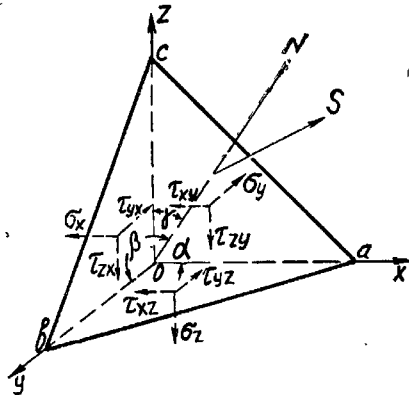


Рис. 32. Напряжения на наклонной площадке.

ΔF действует полное напряжение S , величину которого необходимо найти, исходя из известных напряжений, действующих на координатных площадках. Очевидно, что проще решать эту задачу относительно проекций полного напряжения. Проектируя полное напряжение на координатные оси, получим его составляющие S_x , S_y , S_z (рис. 30). Поскольку тетраэдр находится в равновесии, сумма напряжений на площадках по всем координатным направлениям будет равна нулю:

$$\begin{aligned} \sum x &= S_x \Delta F - (\sigma_x \Delta F_x + \tau_{yx} \Delta F_y + \tau_{zx} \Delta F_z) = 0; \\ \sum y &= S_y \Delta F - (\sigma_y \Delta F_y + \tau_{xy} \Delta F_x + \tau_{zy} \Delta F_z) = 0; \\ \sum z &= S_z \Delta F - (\sigma_z \Delta F_z + \tau_{yz} \Delta F_y + \tau_{xz} \Delta F_x) = 0; \end{aligned}$$

Заменим

$$\Delta F_x = \Delta F a_x; \quad \Delta F_y = \Delta F a_y; \quad \Delta F_z = \Delta F a_z.$$

Тогда получим

$$\left. \begin{aligned} S_x &= \sigma_x a_x + \tau_{yx} a_y + \tau_{zx} a_z; \\ S_y &= \tau_{xy} a_x + \sigma_y a_y + \tau_{zy} a_z; \\ S_z &= \tau_{xz} a_x + \tau_{yz} a_y + \sigma_z a_z. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Полное напряжение S по своим компонентам определяется из выражения

$$S^2 = S_x^2 + S_y^2 + S_z^2. \quad (18)$$

а нормальное к наклонной площадке напряжение определяется как сумма проекций S_x , S_y , S_z на нормаль к площадке acb (проекция равнодействующей на какое-либо направление равна сумме проекций составляющих на это же направление)

$$\sigma_n = S_x a_x + S_y a_y + S_z a_z. \quad (19)$$

После подстановки в это выражение значений уравнений (17), принимая во внимание, что $\tau_{yx} = \tau_{xy}$, $\tau_{zy} = \tau_{yz}$, $\tau_{zx} = \tau_{xz}$, получим

$$\sigma_n = \sigma_x a_x^2 + \sigma_y a_y^2 + \sigma_z a_z^2 + 2\tau_{xy} a_x a_y + 2\tau_{yz} a_y a_z + 2\tau_{zx} a_z a_x. \quad (20)$$

Полное касательное напряжение в наклонной площадке

$$\tau_n^2 = S^2 - \sigma_n^2. \quad (21)$$

Таким образом, все составляющие полного напряжения в точке найдены.

Изменяя ориентировку тетраэдра, можно найти такое положение площадок, перпендикулярных $S^{(x)}$, $S^{(y)}$, $S^{(z)}$, при котором касательные напряжения, действующие на площадках, окажутся равными нулю. Такие площадки называются главными, а нормальные напряжения, действующие в них, — главными нормальными напряжениями.

Уравнения (20) и (21) можно упростить, если нормальные напряжения выразить через главные σ_1 , σ_2 , σ_3 . В этом случае касательные напряжения обращаются в нуль, а направляющие косинусы a_x , a_y , a_z будут соответственно равны a_1 , a_2 , a_3 .

Отсюда имеем:

$$\begin{aligned} S_1 &= \sigma_1 a_1; \\ S_2 &= \sigma_2 a_2; \\ S_3 &= \sigma_3 a_3. \end{aligned} \quad (22)$$

Полное напряжение равно

$$S^2 = \sigma_1^2 a_1^2 + \sigma_2^2 a_2^2 + \sigma_3^2 a_3^2. \quad (23)$$

Нормальное напряжение

$$\sigma_n = \sigma_1 a_1^2 + \sigma_2 a_2^2 + \sigma_3 a_3^2. \quad (24)$$

Касательное напряжение из уравнения (21) определится следующим образом:

$$\tau_n = \sqrt{\sigma_1^2 a_1^2 + \sigma_2^2 a_2^2 + \sigma_3^2 a_3^2 - (\sigma_1 a_1^2 + \sigma_2 a_2^2 + \sigma_3 a_3^2)^2}. \quad (25)$$

Ранее отмечали, что в металлах, имеющих кубическую решетку, скольжение в процессе пластической деформации происходит по октаэдрическим плоскостям, которые одинаково наклонены к координатным осям. Поскольку нормаль к плоскости октаэдра совпадает с диагональю куба, то косинусы углов нормали с координатными осями равны между собой:

$$a_1 = a_2 = a_3 = \frac{1}{\sqrt{3}}.$$

Тогда из уравнений (24) и (25) имеем для нормального напряжения

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$$

и для касательного напряжения

$$\begin{aligned}\tau_0^2 &= \frac{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2)}{3} - \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}\right)^2 = \frac{1}{3}(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2) - \\ &- \frac{1}{9}(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + 2\sigma_1\sigma_2 + 2\sigma_2\sigma_3 + 2\sigma_3\sigma_1) = \\ &= \frac{1}{9}(2\sigma_1^2 + 2\sigma_2^2 + 2\sigma_3^2 - 2\sigma_1\sigma_2 - 2\sigma_2\sigma_3 - 2\sigma_3\sigma_1),\end{aligned}$$

отсюда

$$\tau_0 = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (26)$$

Таким образом, получено выражение для определения касательного напряжения в плоскости октаэдра для случая объемного напряженного состояния.

§ 4. Схемы напряженного состояния

В зависимости от условий нагружения различают девять схем напряженного состояния тела: четыре объемных, три плоских и две линейных (рис. 33).

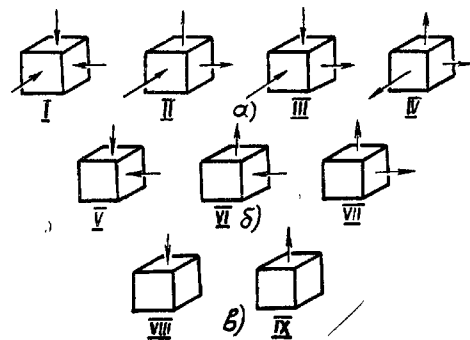


Рис. 33. Схемы напряженного состояния:
а — объемные (I—IV); б — плоские (V—VII);
в — линейные (VIII и IX).

Объемные схемы характеризуются действием на элемент напряжений в трех взаимно-перпендикулярных направлениях, причем по своему виду они могут быть одноименными (I, IV) и разноименными (II, III). Для того, чтобы различать главные напряжения по величине и знаку (т. е. сжатие или растяжение), их обозначают: σ_1 — наибольшее, σ_3 — наименьшее и σ_2 — среднее; напряжения растяжения обозначают знаком плюс, а сжатия — знаком минус. Если схема главных напряжений одноименна, то правила знаков придерживаться не обязательно. Наиболее часто в практике обработки металлов давлением встречается схема всестороннего сжатия (I). Например, при ковке между плоскими бойками одно напряжение возникает вследствие действия деформирующего усилия, а два других — за счет подпирającego действия сил трения, которые направлены против течения металла от периферии к центру заготовки (см. рис. 1).

Объемное напряженное состояние также соответствует деформации металла путем выдавливания, прошивки в закрытых матрицах, прокатки в гладких и калиброванных валках.

Если к переднему и заднему концам полосы приложить растягивающие усилия, что имеет место на непрерывных станах или на станах, снабженных моталками, напряженное состояние всестороннего сжатия отдельных элементов деформируемого объема металла может превратиться в разноименное напряженное состояние (III), в котором два напряжения будут сжимающими, а третье — растягивающим. Наличие растягивающих напряжений в объеме металла снижает нагрузку на валки прокатного стана. Схема напряженного состояния III соответствует также процессу волочения, поперечной и поперечно-винтовой прокатке. Путем изменения характера напряженного состояния можно влиять на режим обработки давлением и изменять его в сторону интенсификации.

Схема II встречается редко при обработке давлением (кузнечная открытая прошивка и деформация трубы под внутренним давлением), а при схеме IV (при близких значениях трех взаимно-перпендикулярных напряжений растяжения) появляется хрупкое разрушение.

Линейное напряженное состояние IX возникает при растяжении образца с большим отношением длины к толщине. При сжатии линейное состояние возможно лишь в том случае, если внешнее трение по контактным поверхностям отсутствует. В противном случае линейная схема VIII превращается в объемную I.

Плоскостное напряженное состояние встречается при некоторых видах листовой штамповки и кузнечной рубки.

§ 5. Теории предельного состояния

При нагружении какого-либо тела момент его перехода от упругих деформаций к пластическим называется предельным состоянием. В условиях сложного нагружения течение материала начинается при определенном соотношении между главными нормальными напряжениями и пределом текучести. Ответ на вопрос, при каком соотношении напряжений возникает пластическая деформация, дают теории предельного состояния.

Известны четыре теории предельного состояния, из которых практически используются третья и четвертая.

Первая теория предполагала, что пластическое течение при сложном напряженном состоянии начинается тогда, когда одно из главных напряжений достигнет предела текучести. На основании второй теории пластическое течение в аналогичных условиях должно начинаться, когда одна из главных относительных деформаций достигнет критической величины, соответствующей началу сдвига в плоскости скольжения. Эти теории не нашли подтверждения в практике.

Согласно третьей теории, пластическое течение начинается тогда, когда разность между наибольшим и наименьшим главными напряжениями, действующими на гранях элемента, будет равна

пределу текучести. Ее недостатком является то, что она не учитывает третьего главного напряжения.

Переход от упругого к пластическому состоянию более полно описывает четвертая теория.

Согласно положению, выдвинутому Г. Генки, *пластическое течение вещества наступает в том случае, если в процессе упругой деформации в его объеме будет накоплено определенное количество потенциальной энергии, необходимой для осуществления формоизменения тела.* Таким образом, пластическая деформация начинается после окончания упругой.

В основу вывода уравнения пластичности по четвертой теории положена экспериментально подтвержденная С. И. Губкиным закономерность — *удельная потенциальная энергия изменения формы не зависит от схемы напряженного состояния.*

Полная потенциальная энергия упруго деформированного тела состоит из двух частей: потенциальной энергии, необходимой для изменения объема, и потенциальной энергии, необходимой для изменения формы:

$$U = U_0 + U_\phi,$$

откуда

$$U_\phi = U - U_0, \quad (27)$$

где

U_0 — потенциальная энергия, необходимая для изменения объема тела;

U_ϕ — потенциальная энергия, накапливаемая в упруго деформируемом теле и необходимая для изменения формы тела.

Полная потенциальная энергия может быть определена из уравнения

$$U = \frac{1}{2} (\sigma_1 \epsilon_1 + \sigma_2 \epsilon_2 + \sigma_3 \epsilon_3), \quad (28)$$

а упругие деформации в направлении главных осей по закону Гука:

$$\begin{aligned} \epsilon_1 &= \frac{1}{E} [\sigma_1 - \mu (\sigma_2 + \sigma_3)]; \\ \epsilon_2 &= \frac{1}{E} [\sigma_2 - \mu (\sigma_3 + \sigma_1)]; \\ \epsilon_3 &= \frac{1}{E} [\sigma_3 - \mu (\sigma_1 + \sigma_2)], \end{aligned} \quad (29)$$

где

E — модуль упругости материала, кг/мм²;

μ — коэффициент Пуассона, определяющий соотношение между поперечной и продольной упругими деформациями;

$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ — относительные деформации тела в трех направлениях.

Подставляя значения для $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ в уравнение (28), получим

$$U = \frac{1}{2E} [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\mu (\sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_3 \sigma_1)]. \quad (30)$$

Потенциальная энергия изменения объема равна половине произведения приращения объема при упругой деформации на среднее напряжение

$$U_0 = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta V}{V} \cdot \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3},$$

но, так как

$$\frac{\Delta V}{V} = \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = \frac{1-2\mu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3),$$

то окончательно получим

$$U_0 = \frac{1-2\mu}{6E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2. \quad (31)$$

Потенциальная энергия изменения формы находится из уравнения (27):

$$\begin{aligned} U_\phi = U - U_0 &= \frac{1}{2E} [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\mu (\sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_3 \sigma_1)] - \\ &- \frac{1}{6E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2 + \frac{2\mu}{6E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2. \end{aligned} \quad (32)$$

После преобразования и упрощений уравнения (32) имеем

$$U_\phi = \frac{1+\mu}{6E} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]. \quad (33)$$

При линейном напряженном состоянии, когда $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, пластическое состояние наступает при $\sigma_1 = \sigma_s$, а удельная потенциальная энергия изменения формы равна

$$U_{\phi l} = \frac{1+\mu}{6E} \cdot 2\sigma_s^2 = \frac{1+\mu}{3E} \sigma_s^2. \quad (34)$$

Поскольку удельная потенциальная энергия формоизменения при пластической деформации не зависит от схемы напряженного состояния и является величиной постоянной при одних и тех же условиях обработки (температура, скорость и степень деформации), то

$$U_\phi = U_{\phi l}$$

и

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_s^2. \quad (35)$$

Таким образом, сумма квадратов разностей главных напряжений при пластической деформации равна удвоенному квадрату предела текучести. Полученное выражение носит название уравнения пластичности.

В таком виде уравнение (35) довольно сложно и для практических целей применяется в упрощенном виде. Упрощение уравнения сводится к исключению из него среднего по величине напряжения σ_2 . Допустим, что $\sigma_2 = \sigma_3$ (или $\sigma_2 = \sigma_1$), тогда уравнение (35) будет иметь вид

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_s. \quad (36)$$

Если предположить, что $\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$, то получим

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s = 1,155 \sigma_s. \quad (37)$$

Следовательно, при изменении среднего напряжения σ_s в широких пределах, коэффициент правой части уравнений (36) и (37) изменяется в пределах 1—1,155. Этот коэффициент обозначают через β . Тогда

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta \sigma_s, \quad (38)$$

где

β — коэффициент, учитывающий влияние σ_2 на напряженное состояние металла (коэффициент Лоде).

Указанные пределы изменения коэффициента β подтверждены экспериментально.

Таким образом, течение металла при сложном напряженном состоянии начинается тогда, когда разность между наибольшим и наименьшим главными напряжениями будет равна $\beta \sigma_s$.

Если допустить, что σ_1 равно вертикальному удельному давлению p , и заменить $\beta \sigma_s$ на k , то уравнение (38) примет вид

$$p - \sigma_3 = k. \quad (38a)$$

§ 6. Условие пластичности при плоском напряженном состоянии

В общем случае возможны две схемы напряженного состояния: одноименная и разноименная (рис. 34). При плоском напряженном

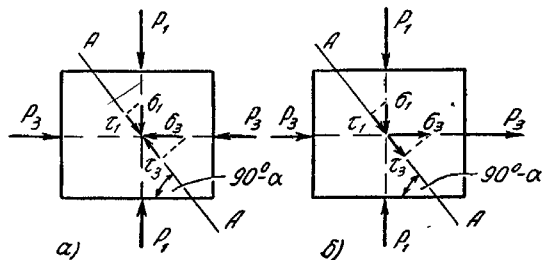


Рис. 34. Схемы плоского напряженного состояния:
а — одноименная; б — разноименная.

состоянии на деформируемое тело действуют усилия в вертикальной (P_1) и в горизонтальной (P_3) плоскостях. Эти усилия в наклонной площадке вызывают появление нормальных и касательных напряжений. Для установления возможности пластической деформации достаточно знать результирующую величину касательных напряжений.

Из рис. 34,б следует, что

$$\tau_1 = \frac{P_1 \sin \alpha}{F_1 / \cos \alpha} = \sigma_1 \sin \alpha \cos \alpha = \frac{\sigma_1}{2} \sin 2\alpha; \quad (39)$$

$$\tau_3 = \frac{P_3 \sin \alpha}{F_3 / \cos \alpha} = \sigma_3 \sin \alpha \cos \alpha = \frac{\sigma_3}{2} \sin 2\alpha, \quad (40)$$

где

F_1 и F_3 — площади поперечного сечения образца в направлениях действия сил P_1 и P_3 ;

σ_1 и σ_3 — главные нормальные напряжения от сил P_1 и P_3 .

При разноименной схеме касательные напряжения в наклонной площадке $A-A$ от силы P_3 дополняют напряжения от силы P_1 и тем самым облегчают процесс пластической деформации. В этом случае результирующее касательное напряжение равно

$$\tau = \tau_1 + \tau_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin 2\alpha. \quad (41)$$

В кристаллографических плоскостях, расположенных под углом $\alpha = 45^\circ$, касательные напряжения будут максимальными:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}.$$

Поскольку начало пластической деформации определяется условием $\tau_{\max} = \frac{\sigma_s}{2}$ (независимо от схемы напряженного состояния), то, очевидно, для рассматриваемого случая пластическая деформация начнется при

$$\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} = \frac{\sigma_s}{2},$$

или

$$\sigma_1 + \sigma_3 = \sigma_s. \quad (42)$$

При одноименной схеме (рис. 34,а) касательные напряжения от силы P_3 препятствуют сдвигу, и результирующие напряжения будут равны

$$\tau = \tau_1 - \tau_3 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\alpha. \quad (43)$$

Пластическая деформация начнется при

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{\sigma_s}{2},$$

или

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_s. \quad (44)$$

Так как для одного и того же металла $\sigma_s = \text{const}$, то из уравнений (42) и (44) следует, что процесс деформации при разноименной схеме напряженного состояния начнется при меньших напряжениях σ_1 , чем при одноименной. Следовательно, в первом

случае усилия, действующие на рабочий инструмент, будут меньшими по сравнению со вторым случаем.

Представив уравнения (42) и (44) алгебраическим выражением

$$[\pm\sigma_1] - [\pm\sigma_3] = [\pm\sigma_s], \quad (45)$$

можно заключить, что начало пластической деформации при плоском напряженном состоянии определяется разностью главных напряжений (третья теория предельного состояния). При этом в уравнении (45) знак плюс соответствует растяжению, а знак минус — сжатию образца.

При анализе уравнения (45) следует учитывать, что знак перед σ_s соответствует знаку перед σ_1 , так как $\sigma_s = \sigma_1$ при $\sigma_3 = 0$. Например, если σ_1 — сжимающее напряжение, а σ_3 — растягивающее, то предел текучести σ_s принимается со знаком минус. В результате такого действия напряжений получим из (45)

$$[-\sigma_1] - [+ \sigma_3] = [-\sigma_s],$$

или

$$\sigma_1 + \sigma_3 = \sigma_s,$$

т. е. уравнение (42).

Из сравнения уравнений (36) и (44) следует, что при $\sigma_2 = \sigma_3$ или $\sigma_2 = \sigma_1$ третья и четвертая теории предельного состояния имеют одинаковое математическое выражение.

§ 7. Условие пластичности при линейном напряженном состоянии

Выше отмечалось, что пластическая деформация происходит путем сдвигов вдоль кристаллографических плоскостей скольжения. Эти плоскости скольжения на поверхности растягиваемых образцов образуют следы, которые называются линиями скольжения (линии Д. К. Чернова).

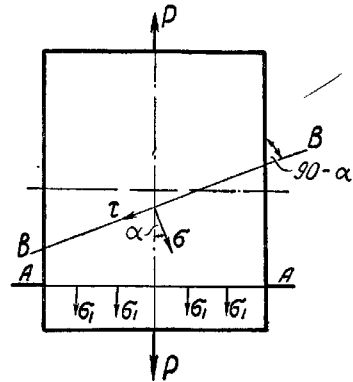


Рис. 35. Напряжения при деформации монокристалла.

Пластическое течение возможно только в том случае, если внешними силами в металле будет создано определенное напряженное состояние, при котором касательные напряжения в благоприятно расположенных плоскостях скольжения достигнут необходимой величины, определяемой свойствами деформируемого металла и условиями нагружения.

Условие начала пластической деформации найдем следующим образом. На рис. 35 представлен образец (монокристалл), растягиваемый усилием P . В результате действия силы P в попереч-

ном сечении $A-A$ образца возникнут главные нормальные напряжения σ_1 , величина которых определится из выражения

$$\sigma_1 = \frac{P}{F_1}, \quad (46)$$

где

F_1 — площадь поперечного сечения образца.

Представим, что кристаллографическая плоскость $B-B$ монокристалла расположена под углом $(90^\circ - \alpha)$ относительно силы P . Приложенная к телу нагрузка вызовет в этой площадке появление нормальных и касательных (тангенциальных или сдвигающих) напряжений. Последние стремятся сдвинуть одну часть образца относительно другой. Значения этих напряжений найдем из рис. 35:

$$\sigma = \frac{P \cos \alpha}{F_2} = \frac{P \cos \alpha}{F_1 / \cos \alpha} = \sigma_1 \cos^2 \alpha; \quad (47)$$

$$\tau = \frac{P \sin \alpha}{F_2} = \frac{P \sin \alpha}{F_1 / \cos \alpha} = \sigma_1 \sin \alpha \cos \alpha, \quad (48)$$

где

F_2 — площадь образца в сечении $B-B$.

Но так как $2 \sin \alpha \cos \alpha = \sin 2\alpha$, то,

$$\tau = \frac{\sigma_1}{2} \sin 2\alpha. \quad (49)$$

Анализ этого выражения показывает, что максимальное значение τ имеет место в плоскостях скольжения, расположенных под углом $\alpha = 45^\circ$ к действующей силе. В этом случае $\sin 2\alpha = 1$

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1}{2}. \quad (50)$$

Поскольку при линейной схеме напряженного состояния (например, при растяжении) течение металла начинается при равенстве нормального напряжения пределу текучести ($\sigma_1 = \sigma_s$), то максимальное значение сдвигающего напряжения запишется

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_s}{2}, \quad (51)$$

где

σ_s — предел текучести (с учетом скорости и степени деформации — сопротивление деформации σ_n).

При растяжении (или сжатии) поликристалла в его объеме всегда найдутся кристаллографические плоскости, расположенные под углом 45° , по ним в первую очередь и начнется пластическая деформация.

§ 8. Влияние напряженного состояния на пластичность материала

Вид схемы напряженного состояния в процессе обработки давлением оказывает очень большое влияние на пластичность материала, и на этом основаны определенные способы, позволяю-

Пластичность закаленной стали при осадке в обойме

Марка стали	Содержание углерода, %	Температура закалки, °C	Степень пластической деформации (с обоймой), %
45	0,41	845	38,50
У8А	0,80	770	13,63
У10А	0,98	770	9,10
У12А	1,13	770	9,41
ЭХГ	1,34	830	7,00

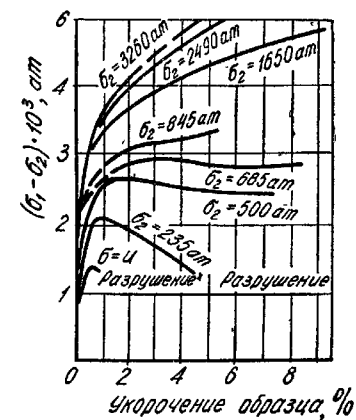


Рис. 36. Кривые всестороннего сжатия мрамора

σ_1 — осевое давление, σ_2 — поверхностное давление.

ляется межкристаллитная деформация, при которой отсутствуют заживающие процессы. При наличии поверхностного давления развитие межкристаллитной деформации затрудняется и вступает в действие внутрикристаллитная деформация

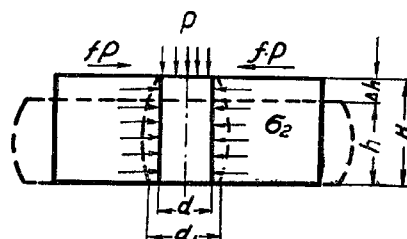


Рис. 37. Схема испытания на сжатие образцов, заключенных в обойму.

в виде сдвигов и двойникования, которая не нарушает сплошности вещества. Чем выше поверхностное давление, тем больше возможности деформировать мрамор пластически (рис. 36). Таким образом, увеличивая жесткость объемной схемы состояния путем увеличения напряжений сжатия можно значительно улучшить пластические свойства материала.

В других опытах [21] деформации подвергались помещенные в обоймы из пластичного металла образцы закаленной стали (рис. 37). Если при открытой осадке стальные образцы разрушались в процессе упругой деформации, то при осадке в обойме, создававшей радиальное давление, образцы выдерживали сравнительно высокие пластические деформации (табл. 3).

С. И. Губкин [3] указывает, что при деформации изделий на периферии, как правило, возникает плоское разноименное напряженное состояние, при котором в одном из направлений действуют растягивающие напряжения, снижающие пластичность металла. Наличие растягивающих напряжений в периферийных слоях металла в условиях неравномерной деформации при про-

долной прокатке вызывает образование поверхностных трещин, особенно в случае деформации слитков легированных сталей.

Поэтому при прокатке малопластичных металлов применяют уже сточенную схему напряженного состояния. В этом случае для создания больших напряжений сжатия на боковых поверхностях слитки прокатывают в ящичных калибрах со значительным ограничением поперечного перемещения металла. Ограничение уширения создается стенками калибра (рис. 38), которые здесь выполняют роль обоймы в опытах [21].

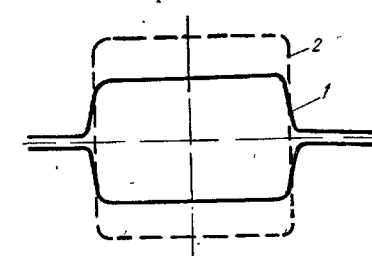


Рис. 38. Схема прокатки в ящичном калибре:

1 — калибр; 2 — полоса.

Изменяя схему напряженного состояния, малопластичные материалы можно сделать пластичными и, наоборот, пластичные материалы — сделать малопластичными. При схеме напряженного состояния всестороннего сжатия происходит развитие внутрикристаллитной деформации и торможение межкристаллитной. При наличии в схеме напряженного состояния хотя бы одного растягивающего напряжения, наоборот, происходит развитие межкристаллитной деформации и торможение внутрикристаллитной. В общем случае границы зерен обладают меньшей прочностью, чем зерна. Поэтому под воздействием разноименной схемы напряженного состояния разрушение, как правило, происходит по границам зерен и носит хрупкий характер.

Примером влияния схемы напряженного состояния на пластичность литого металла может служить образование внутренних разрывов при прокатке высоких сечений (прокатка слитков на блюмингах и заготовочных станах). В первых проходах пластическая деформация не проникает в центральную зону, вследствие чего в

ней создается разноименная схема напряженного состояния (рис. 39), приводящая к образованию осевых разрывов (рис. 40). По мере дальнейшей прокатки и уменьшения сечения пластическая деформация проникает в центральные слои, создавая напряженное состояние всестороннего сжатия. Это, как правило, приводит к сварке ранее образовавшихся разрывов.

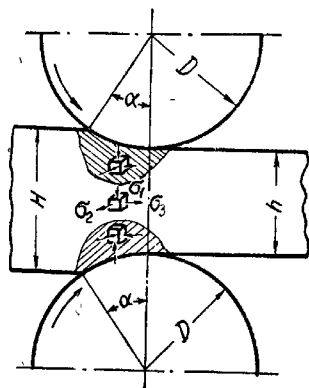


Рис. 39. Напряженное состояние металла при прокатке высоких раскатов, когда пластическая деформация не проникает на всю толщину сечения.

Контактные силы трения препятствуют течению металла в радиальном направлении, причем это влияние максимально в при-

§ 9. Общие закономерности формоизменения

При обработке металлов давлением на поверхности контакта металла и инструмента возникают силы трения, которые определенным образом влияют на характер пластического течения в деформируемом объеме. Рассмотрим влияние сил трения на примере осадки цилиндра.

Если цилиндр имеет достаточную высоту, то в средней части будет иметь место линейное напряженное состояние, начало пластического течения при котором определяется выражением $\sigma_1 = \sigma_3$. Сравнивая приведенные выражения и принимая во внимание постоянство предела текучести по высоте цилиндра, мы видим, что для начала пластической деформации в средней зоне необходимо меньшее вертикальное напряжение. Следовательно, при приложении нагрузки течение металла в первую очередь начнется в зоне действия линейного напряженного состояния. Как только начнется течение металла в радиальном направлении, в периферийных слоях средней части цилиндра возникнет сложное напряженное состояние (см. рис. 1, зона III) с одним растягивающим (по окружности) и двумя сжимающими напряжениями. Уравнение пластичности в этом случае имеет вид $\sigma_1 + \sigma_3 = \beta \sigma_s$. Из него следует, что и в этих слоях пластическое течение начнется раньше, чем в зоне I. Поэтому зоны влияния контактных сил трения (зоны I), где течение металла происходит в последнюю очередь, называют зонами затрудненной деформации.

С возрастанием контактных сил трения объем зон затрудненной деформации увеличивается, что приводит к повышению усилия деформации. Уменьшение контактных сил трения способствует уменьшению объема зон затрудненной деформации и необходимого усилия. С уменьшением высоты осаживаемого тела влияние зон затрудненной деформации на процесс возрастает и при осадке тел малой высоты эти зоны могут занимать весь объем очага деформации. Рассмотренные особенности деформации характерны также и для продольной прокатки.

В результате высотного обжатия происходит смещение металла деформируемого изделия в поперечном и продольном направлениях. Степень этого смещения в общем случае определяется величиной сопротивления течению металла со стороны инструмента. При обработке давлением это сопротивление зависит от внешнего трения на контактных поверхностях, формы инструмента и размеров очага деформации. Очевидно, что чем меньше сопротивление в каком-либо направлении, тем интенсивнее в этом направлении течение металла. Это условие определяет закон наименьшего сопротивления. Согласно этому закону, как считают А. Ф. Головин [27], С. И. Губкин [14] и др., течение металла при обжатии

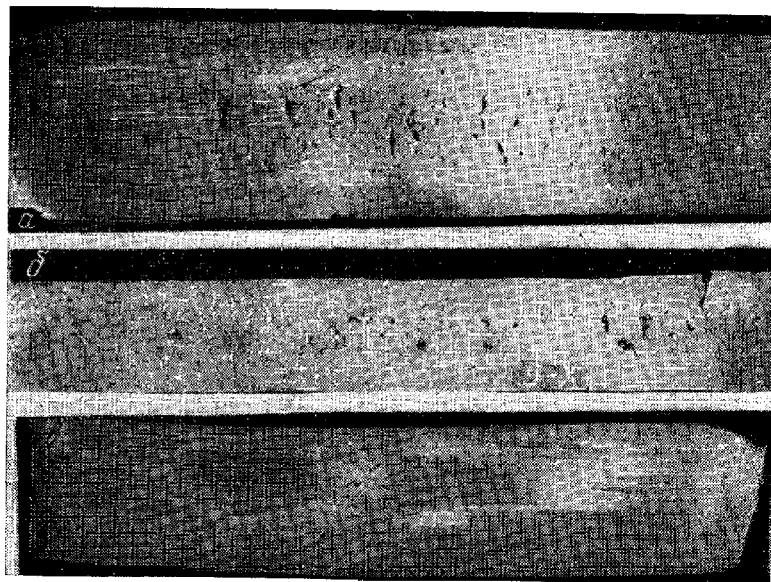


Рис. 40. Продольные разрезы раскатов
а—VII проход, $h=450$ мм; б—X проход, $h=365$ мм; в—XV проход, $h=205$ мм
(слиток кипящей стали Б-Ст. 3, весом 3,5 т).

происходит по нормальям (в горизонтальной проекции) от центральных слоев к периферии изделия (рис. 41). При этом точки, лежащие на биссектрисах углов, и на линии раздела, имеют одинаковые условия для перемещения. На поверхностях контакта, вблизи линий раздела течения расположены области, в которых перемещение металла в продольном и поперечном направлениях затруднено. Каждая сторона образца в результате такой деформации получается выпуклой.

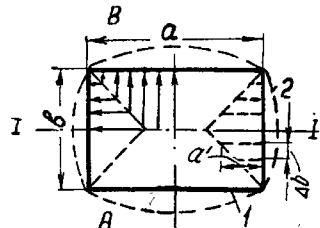


Рис. 41. Схема течения металла в горизонтальной плоскости при осадке в случае наличия внешнего трения:
1 — контур образца до осадки.
2 — контур после осадки

Этот факт объясняют [28], исходя из тех условий, что средние элементарные призмы шириной b_x имеют (при $h = \text{const}$) больший объем, чем крайние элементарные призмы такой же ширины. В результате одинакового для всех призм обжатия Δh приращение размера a' будет тем больше, чем больше объем призмы, т. е. увеличение размера a будет большим в средней части образца. На основании закона наименьшего сопротивления, размеры прямоугольника по стороне b увеличиваются в большей степени, чем по стороне a , и уже при малых обжатиях прямоугольник превращается в эллипс (см. рис. 41). При дальнейшем увеличении высотной деформации отношение осей увеличивается, и эллиптическое сечение будет стремиться к круговому, как имеющему наименьший периметр при данной площади. Однако получение конечного сечения в форме круга возможно только в том случае, если трение по контактным поверхностям будет одинаковым в различных направлениях (изотропным). При анизотропии трения сечение изделия получается в форме эллипса, а не круга.

Применительно к условиям прокатки в гладких валках течение металла по поверхностям контакта представлено на рис. 42. В случае узкого и длинного очага деформации значительная часть металла при обжатии перемещается в поперечном направлении. Такие условия деформации являются невыгодными, так как характеризуются малой вытяжкой полосы. При широком и сравнительно коротком очаге деформации сопротивление течению металла в поперечном направлении велико и перемещение металла в этом направлении незначительно.

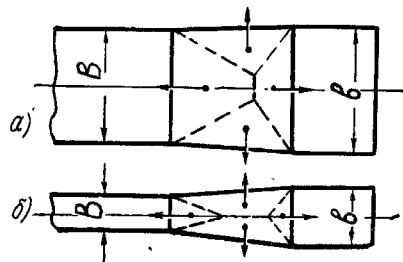


Рис. 42. Схемы продольно-поперечного течения металла при: а — широком; б — узком очаге деформации.

Предположим теперь, что на поверхности соприкосновения инструмента с металлом трение вовсе отсутствует или оно так мало, что влиянием его можно пренебречь. В этом случае при деформации отсутствует какое бы то ни было сопротивление движению контактных частиц металла и истечение должно быть одинаковым по всем направлениям. Такую схему И. Я. Тарновский [24] называет схемой радиального истечения (рис. 43).

Как первая, так и вторая схемы являются крайними случаями и рассматриваются лишь с целью анализа условий истечения металла. В реальных процессах деформации имеют место, как правило, схемы, занимающие некоторое промежуточное положение между указанными.

При прокатке металла в калибрах на истечение металла в поперечном и продольном направлениях, кроме контактного трения, оказывает влияние форма инструмента. Так, например, при деформации полосы квадратного сечения в ромбическом калибре его стенки в какой-то степени ограничивают течение металла в ширину, способствуя продольному перемещению и увеличивая тем самым вытяжку металла.

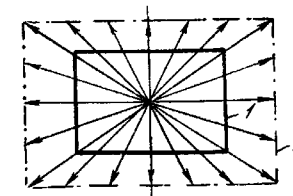


Рис. 43. Схема течения металла в горизонтальной плоскости при осадке в условиях отсутствия внешнего трения:
1 — контур образца до осадки
2 — контур после осадки.

§ 10. Неравномерность деформации и дополнительные напряжения

Процесс пластической обработки, как правило, сопровождается неравномерной деформацией изделия по всем трем измерениям. Эта неравномерность вызывается действием ряда факторов, к числу которых относятся трение по контактным поверхностям, неоднородность физико-химических и механических свойств материала, форма деформируемого металла и инструмента, размеры изделия, степень деформации и наличие внешних недеформируемых частей полосы.

Выше был приведен пример неравномерной деформации при ковке (см. рис. 1). Действие подпирающих напряжений от трения к середине высоты изделия уменьшается, и степень перемещения металла в горизонтальной плоскости здесь несколько больше, чем по контакту. Вследствие этого боковые поверхности деформируемого изделия получают выпуклость, которая увеличивается с возрастанием внешнего трения.

Неравномерность деформации при прокатке возрастает с увеличением высоты полос. Например, в первых проходах на блюминге при обжатии сляба по ширине деформация не проникает

на всю глубину, а сосредоточивается в объемах, прилегающих к валкам. При таком виде деформации поперечное течение металла по высоте крайне неравномерно, и сечение полосы принимает форму, представленную на рис. 44, а. По контактным поверхностям уширение небольшое. По мере уменьшения влияния трения уширение увеличивается, достигая на какой-то высоте максимума.

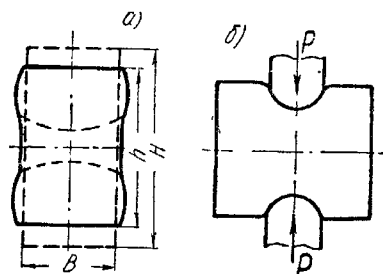


Рис. 44. Схемы неравномерной деформации:
а — при прокатке высоких тел; б — при прокатке узкими бойками и наличии внешних концов полосы.

Затем в результате затухания деформации интенсивность поперечного течения уменьшается к середине высоты полосы. При прокатке высокой полосы иногда наблюдается утяжка в средней части ее высоты.

Большое влияние на процесс пластической деформации оказывают внешние, недеформируемые части полосы, находящиеся во взаимодействии с частями объема металла, подвергаемого непосредственному сжатию (рис. 44, б). В результате этого взаимодействия при деформации какого-либо тела бойками (длина бойков меньше длины изделия) зона пластического течения распространяется на участки, не находящиеся под непосредственным действием бойков. В этом случае приконтактные слои металла, деформируясь, затягиваются бойками. Наличие внешних частей затрудняет пластическую деформацию и увеличивает давление на инструмент.

Прокатка в калибрах всегда сопровождается неравномерной деформацией по ширине полосы. Например, при прокатке квадратной заготовки в ромбическом калибре (рис. 45) обжатие максимально по середине и минимально по краям полосы. В связи с большим обжатием средние части полосы стремятся к большей вытяжке и тянут за собой менее обжимаемые крайние слои металла, увеличивая их вытяжку. В свою очередь, крайние части полосы сдерживают течение средних слоев, уменьшая их вытяжку. В результате такого взаимодействия вытяжка по ширине усредняется, но в сечениях полосы возникают дополнительные напряжения: растягивающие по краям и сжимающие по середине полосы.

Растягивающие напряжения при прокатке малопластичного металла могут привести к возникновению трещин (разрывов) на углах полосы. Если прокатка производится при недостаточно высокой температуре, то напряжения полностью не снимаются

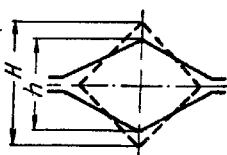


Рис. 45. Прокатка квадратной полосы в ромбическом калибре.

и остаются в теле в уравновешенном состоянии как остаточные напряжения первого рода.

Неравномерность деформации наблюдается также и при прокатке полос и листов. В этом случае неравномерность обусловлена наличием прогиба валков, вследствие чего обжатие по краям листа оказывается большим, чем посередине. Это приводит к большей вытяжке крайних по ширине слоев металла и получению листа с вытянутыми концами (рис. 46). Образование трещин на ребрах полосы при прокатке в калибрах и «язычков» на листах увеличивает расход металла на тонну годной продукции и способствует неравномерному износу по ширине калибров и бочки валков.

Кроме остаточных напряжений первого рода, в результате пластической деформации в теле материала могут возникать остаточные напряжения второго и третьего рода.

Остаточные напряжения второго рода возможны при взаимодействии двух кристаллитов (зерен) поликристаллического тела, имеющих разные пределы текучести. Это определяет степень их пластической деформации и возникновение взаимно уравнивающих остаточных напряжений (при отсутствии процесса отжига).

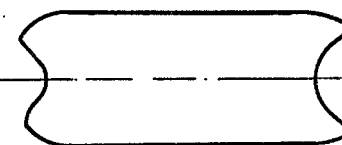


Рис. 46. Форма концов листового раската при неравномерном обжатии.

К остаточным напряжениям третьего рода относят напряжения, возникающие при деформации отдельного кристаллита вследствие повреждения плоскостей скольжения, искажения кристаллографической решетки и т. п.

Наличие остаточных напряжений в изделиях является нежелательным, поскольку они приводят к снижению пластических свойств материала. Для снятия остаточных напряжений следует подвергать изделие низкотемпературному отжигу.

§ 11. Работа при пластической деформации

Знание величины работы пластической деформации необходимо для расчета конструктивных параметров и мощности приводов кузнечно-прессового, волочильного и прокатного оборудования.

При осадке работу деформации определяют, исходя из следующих допущений:

1) вертикальное напряжение на поверхности контакта распределяется равномерно и не меняется в процессе деформации;

2) силы трения на поверхности контакта отсутствуют.

Указанные условия предполагают равномерную деформацию. Элементарная работа пластической деформации может быть выра-

жена следующим образом:

$$dA = \sigma_s F_x dh, \quad (52)$$

где

A — работа пластической деформации;
 F_x — площадь контакта;
 dh — бесконечно малая величина осадки.
 Площадь контакта равна

$$F_x = \frac{V}{h_x}, \quad (53)$$

где

V — объем деформируемого тела;
 h_x — текущая высота тела.

Подставив (53) в (52), получим

$$dA = \sigma_s \frac{V}{h_x} dh, \quad (54)$$

или

$$dA = \sigma_s V \frac{dh}{h_x}.$$

После интегрирования в пределах от начальной высоты H до конечной высоты h будем иметь:

$$A = V \sigma_s \int_h^H \frac{dh}{h_x} = \sigma_s V \ln h_x \Big|_h^H = \sigma_s V (\ln H - \ln h) \quad (55)$$

или

$$A = \sigma_s V \ln \frac{H}{h}.$$

Эта формула впервые была получена Финком.

М. В. Сторожев [17] при выводе формулы работы деформации подставил в формулу (52) вместо предела текучести σ_s среднее удельное давление p_c в виде выражения

$$p_c = \sigma_s \left(1 + \frac{1}{3} f \frac{d}{h} \right),$$

которое учитывает влияние контактных сил трения.

После интегрирования он получил формулы работы деформации при осадке с учетом контактных сил трения:

для цилиндрических тел

$$A = \sigma_s V \left[\ln \frac{H}{h} + \frac{2}{9} f \left(\frac{d}{h} - \frac{D}{H} \right) \right]; \quad (56)$$

для параллелепипедов

$$A = \sigma_s V \left[\ln \frac{H}{h} + \frac{2}{9} f \left(\sqrt{\left(\frac{H}{h} \right)^2 - 1} \right) \right], \quad (56a)$$

где

f — коэффициент внешнего трения;

D и d — диаметр тела до и после осадки.

Выражения (56 и 56a) представляют собой работу деформации в виде двух частей: работу, затрачиваемую на собственно пластическую деформацию, и работу, необходимую на преодоление контактных сил трения.

Глава III. УСЛОВИЯ ЗАХВАТА РАСКАТА ВАЛКАМИ

§ 1. Параметры и характеристики очага деформации

Пластическая деформация металла при продольной прокатке осуществляется при прохождении металла через зев валков, вращающихся во взаимно противоположных направлениях. Участок металла в валках, ограниченный линиями входа ag и выхода bg , называется геометрическим очагом деформации (рис. 47). Во время обработки происходит уменьшение толщины и увеличение ширины и длины полосы.

Обозначим

$\Delta h = H - h$ — абсолютное обжатие;

$\Delta b = b - B$ — абсолютное уширение,

где

H и B — толщина и ширина полосы до прокатки;

h и b — толщина и ширина полосы после прокатки.

Величина абсолютного обжатия металла за единственный проход в валках не является одинаковой для различных станов и определяется прочностью деталей стана, мощностью электропривода валков, условиями внешнего трения между поверхностями валков и полосы и пластичностью прокатываемого металла. При прокатке слитков на блумингах обжатие изменяется в пределах 60–140 мм за проход, на толстолистовых станах — в пределах от 1 до 35 мм, на тонко-

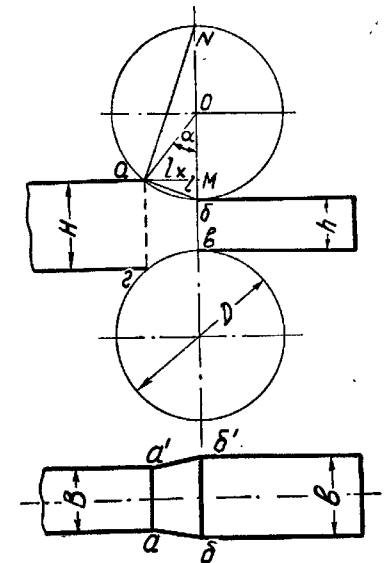


Рис. 47. Схема геометрического очага деформации (аbgг) при продольной прокатке.

листовых станах горячей прокатки — в пределах $0,5 \div 20$ мм, на тонколистовых станах холодной прокатки — в пределах $0,05 \div 0,5$ мм.

Зачастую для характеристики интенсивности деформации пользуются относительным обжатием:

$$\varepsilon = \frac{H-h}{H} \quad \text{и} \quad \varepsilon = \frac{H-h}{h}. \quad (57)$$

При горячей прокатке величина относительного обжатия в среднем изменяется в интервале $25 \div 35\%$, достигая в некоторых случаях 50% и более за проход.

Не менее важным показателем интенсивности деформации является коэффициент вытяжки

$$\mu = \frac{HB}{hb}, \quad (58)$$

характеризующий степень уменьшения площади поперечного сечения полосы в результате прокатки. В практических условиях величина коэффициента вытяжки за проход в среднем $1,3—1,6$. В некоторых случаях процесс деформации проходит с меньшими и большими значениями μ .

При прокатке широких полос и листов, где уширением можно пренебречь ($b \approx B$), коэффициент вытяжки определяется по выражению

$$\mu = \frac{H}{h}. \quad (59)$$

Изменение линейных размеров полосы в процессе деформации характеризуется коэффициентами деформации:

$$\text{коэффициентом обжатия } \frac{1}{\eta} = \frac{H}{h};$$

$$\text{коэффициентом уширения } \beta = \frac{b}{B};$$

$$\text{коэффициентом удлинения } \lambda = \frac{l}{L},$$

где L и l — длина полосы до и после прохода.

Очень важной характеристикой очага деформации, и вообще процесса прокатки, является угол захвата α — центральный угол, соответствующий дуге касания раската с валками. Связь между величиной обжатия и углом захвата можно получить из рис. 47:

$$\phi M = ob - oM; \quad \phi M = \frac{\Delta h}{2}; \quad ob = R,$$

откуда

$$\begin{aligned} \frac{\Delta h}{2} &= R(1 - \cos \alpha), \\ \Delta h &= D(1 - \cos \alpha). \end{aligned} \quad (60)$$

Из полученного уравнения следует, что обжатие за проход возрастает с увеличением диаметра валков и угла захвата. Из (60) получим выражение для определения угла захвата:

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{D} \right). \quad (61)$$

Величина угла захвата на станах горячей прокатки не превышает $26—33^\circ$ при прокатке на стальных валках и $15—22^\circ$ — на чугунных отбеленных валках.

Длина дуги захвата (рис. 47) равна $l = R\alpha$. Хорда дуги захвата определяется:

$$\frac{\phi N}{ab} = \frac{a\phi}{\phi M},$$

откуда

$$a\phi^2 = \phi N \phi M,$$

или

$$l' = \sqrt{R\Delta h}, \quad (62)$$

или, иначе,

$$l' = D \sin \frac{\alpha}{2}. \quad (63)$$

Из выражений (62) и (63), а также (60) получается другой вид формулы для определения абсолютного обжатия:

$$\Delta h = 2D \sin^2 \frac{\alpha}{2}, \quad (64)$$

или, достаточно точно,

$$\Delta h \approx R\alpha^2. \quad (65)$$

Для определения поверхности соприкосновения полосы с валком (площади контакта) пользуются выражением площади трапеции:

$$F = \frac{B+b}{2} l' = \frac{B+b}{2} \sqrt{R\Delta h}. \quad (66)$$

Размеры очага деформации характеризуются также коэффициентом формы

$$\frac{l}{H_c},$$

где H_c — средняя толщина полосы в очаге деформации, определенная как

$$H_c = \frac{H+h}{2} \quad \text{или} \quad H_c = \sqrt{Hh}.$$

§ 2. Условия захвата и установившегося процесса прокатки в гладких валках

Процесс прокатки имеет три стадии. В первой стадии металл заполняет очаг деформации. Эта стадия начинается с момента соприкосновения раската с валками в точках a и z (см. рис. 47)

и заканчивается в момент, когда передний конец достигнет линии центров валков $бв$. В процессе заполнения металлом щели между валками все параметры очага деформации меняются, поэтому первый период называют неустойчивым.

Вторая стадия начинается с момента выхода переднего торца раската за линию центров и заканчивается при достижении задним торцом линии входа в очаг деформации. В течение этого периода параметры очага деформации остаются неизменными, поэтому второй период называют установившимся.

Третья стадия процесса прокатки начинается с момента достижения задним торцом раската линии входа и заканчивается выходом его из валков. Здесь, как и в первой стадии, все параметры очага деформации непрерывно меняются.

Приведенные границы трех стадий процесса прокатки являются условными, так как в действительности пластическое течение наблюдается в объемах полосы, граничащих с геометрическим очагом деформации, т. е. до линии входа и после линии выхода.

Для начала процесса прокатки необходим захват металла валками, который, как правило, осуществляется при наличии некоторой заталкивающей силы Q . Под действием этого усилия происходит смятие и истирание передних кромок полосы. На образовавшейся контактной поверхности возникают силы трения T , стремящиеся

втянуть металл в межвалковое пространство, и силы нормального давления P (рис. 48).

Усилие прижатия полосы к валкам возникает от действия ролягангов, предыдущей клетки, различных задающих устройств, силы вальцовщика, сил инерции движущейся полосы и т. п.

Образование площадок смятия облегчает условия захвата, так как положение точки приложения равнодействующих сил нормального давления и трения смещается к линии центров. Это приводит к уменьшению горизонтальной проекции сил P , препятствующих захвату, и увеличению горизонтальной проекции сил T , способствующих захвату.

Для осуществления захвата необходимо, чтобы сумма горизонтальных проекций сил, способствующих захвату, была равна или превышала сумму проекций сил, препятствующих захвату, т. е. граничным условием является

$$0,5Q + T_x = P_x. \quad (67)$$

Так как

$$T = f_3 P, \text{ а } T_x = f_3 P \cos \varphi \text{ и } P_x = P \sin \varphi,$$

то получаем

$$0,5Q + f_3 P \cos \varphi = P \sin \varphi,$$

где

f_3 — коэффициент трения металла и валков при захвате;
 φ — переменный угол, характеризующий положение сил P и T .
 Разделив выражение на $P \cos \varphi$ и заменив $\varphi = \alpha - 0,5\theta$ и $f_3 = \tan \beta_3$, будем иметь

$$\tan(\alpha - 0,5\theta) = \tan \beta_3 + \frac{Q}{2P \cos(\alpha - 0,5\theta)}, \quad (68)$$

где

α — угол захвата;
 θ — угол смятия передних кромок полосы;
 β_3 — угол трения при захвате.

Полученное А. П. Чекмаревым [5, 82] уравнение (68) является общим для любых случаев захвата.

С увеличением углов смятия и трения, а также силы прижатия максимальное значение угла захвата возрастает. Это позволяет использовать заталкивающую силу для увеличения максимального угла захвата и осуществлять прокатку при $\alpha > \beta_3$.

Величина заталкивающего усилия определяется по формуле [38]

$$Q = \frac{p B_c R (\alpha - \beta_3)^2}{\cos \beta_3}, \quad (69)$$

где

p — удельное давление;
 R — радиус валка;
 B_c — средняя ширина раската.

По данным исследования [38], величина угла захвата при наличии заталкивающего усилия может возрасти в 1,5—2 раза.

Если сила прижатия равна нулю (свободный захват), то из уравнения (68) следует, что

$$\tan \alpha = \tan \beta_3, \quad (70)$$

или

$$\alpha = \beta_3.$$

Полученное уравнение характеризует условие равновесия сил P и T . Равнодействующая их R_0 направлена параллельно вертикальной оси, и ее проекция на горизонталь равна нулю (рис. 49, а).

В этом случае захват металла валками может осуществиться или не осуществиться в зависимости от того, куда сдвинут равновесие сил различные случайные факторы (изменение состояния поверхности полосы и валков, скорости прокатки и другие).

Для осуществления захвата необходимо, чтобы равнодействующая R_0 была отклонена от вертикали по ходу прокатки, т. е. $\alpha < \beta_3$.

Если $\alpha > \beta_3$, то равнодействующая отклоняется от вертикали против хода прокатки, и захват полосы валками невозможен.

Рис. 48. Схема действия сил при захвате полосы валками.

Максимально возможный угол захвата при прокатке в гладких валках определяется величиной угла трения при захвате:

$$\alpha_{\text{з макс}} = \beta_{\text{з}}. \quad (71)$$

В период установившегося процесса (при постоянстве коэффициента трения и толщины задаваемой полосы) остаются постоянными обжатие, давление и другие характеристики прокатки. Если в момент захвата полосы валками равнодействующая сил приложена в точках плоскости входа, то в установившемся процессе точка приложения равнодействующей смещена внутрь очага деформации, и местоположение ее на дуге захвата определяется углом φ . Если горизонтальные проекции сил P и T , приложенные в точке, расположенной в очаге деформации под углом φ , будут равны, то прокатка теоретически возможна.

Составляя уравнение равновесия, получим

$$2T \cos \varphi = 2P \sin \varphi, \quad (72)$$

откуда

$$\frac{T}{P} = \operatorname{tg} \varphi.$$

Но так как

$$\operatorname{tg} \varphi = \operatorname{tg} \beta_y,$$

то

$$\varphi = \beta_y, \quad (73)$$

где β_y — угол трения в установившемся процессе.

Выразим угол φ через угол α :

$$\varphi = \psi \alpha = \frac{1}{n_R} \alpha, \quad (74)$$

где ψ — коэффициент положения равнодействующей;

n_R — показатель смещения равнодействующей.

Подставляя (74) в (73), получим выражение для максимального угла захвата в установившемся процессе:

$$\alpha_{y \text{ макс}} = n_R \beta_y. \quad (75)$$

Как будет показано ниже, коэффициент ψ изменяется при горячей прокатке в пределах $0,3 \div 0,7$. Если допустить, что $\psi = 0,5$, что возможно при равномерном распределении элементарных давлений по дуге захвата, то

$$\alpha_{y \text{ макс}} = 2\beta_y. \quad (76)$$

Отсюда следует, что в установившемся процессе прокатка продолжается до тех пор, пока угол захвата не превысит двух углов трения. При нарушении равенства (76), или в общем случае (75), процесс прокатки приостанавливается, и валки бук-

суют по полосе. В качестве примера может служить прокатка клинового или ступенчатого образца при постоянном растворе валков (рис. 49, б, в). В момент захвата, когда толщина полосы невелика, угол захвата α мал. По мере продвижения полосы вместе с увеличением обжатия увеличивается и угол захвата. Наконец, при каком-то обжатии угол захвата превзойдет $n_R \beta_y$, и процесс прокатки прекращается, поскольку превышен максимальный угол захвата.

Разделив уравнение (75) на (71), получим

$$\frac{\alpha_{y \text{ макс}}}{\alpha_{\text{з макс}}} = n_R \frac{\beta_y}{\beta_{\text{з}}}, \quad (77)$$

т. е. отношение максимальных углов захвата при прокатке определяется показателем смещения равнодействующей и отношением величины углов трения. Если $\psi = 0,5$, $n_R = 2$ и $\beta_y = \beta_{\text{з}}$, то максимальный угол захвата в установившемся процессе будет в два раза больше, чем при свободном (естественном) захвате:

$$\alpha_{y \text{ макс}} = 2\alpha_{\text{з макс}}. \quad (78)$$

Исследования показывают, что в зависимости от условий прокатки отношение $\frac{\alpha_{y \text{ макс}}}{\alpha_{\text{з макс}}}$ изменяется в пределах от 1 до 2 [29, 31—33, 70, 72].

§ 3. Условия захвата в простых калибрах

В литературе имеются данные, указывающие на улучшение условий захвата в калибрах по сравнению с прокаткой в гладких валках [34, 35, 36, 37, 98].

При прокатке в прямоугольном калибре полосы, ширина которой B меньше ширины дна калибра b_k , условия захвата соответствуют прокатке в гладких валках, и величина максимального угла захвата определяется углом трения при захвате ($\beta_{\text{з}}$).

При прокатке полосы, ширина которой больше ширины дна калибра, на условия захвата оказывают также влияние силы, возникающие на боковых стенках калибра. Поэтому величина максимального угла захвата в прямоугольном калибре определяется не только углом трения (или коэффициентом трения), но и углом наклона стенок калибра и степенью стеснения металла в нем ($\delta = \frac{B}{b_k}$). Очевидно, что максимальный угол захвата воз-

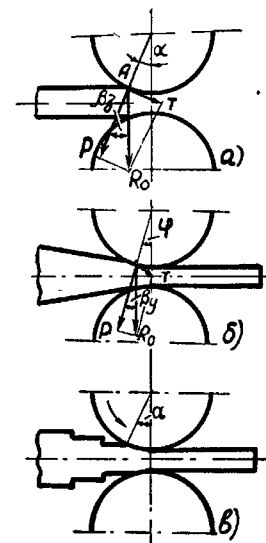


Рис. 49. К определению максимального угла:

а — при захвате, б — в установившемся процессе при прокатке клина, в — в установившемся процессе при прокатке образца переменной толщины.

растает с увеличением степени стеснения полосы и с уменьшением угла наклона боковых стенок калибра к вертикали.

Полоса, захваченная валками в точках $A—A$ (рис. 50), имеет вначале небольшую контактную поверхность со стенками калибра. По мере продвижения полосы в очаге деформации поверхность соприкосновения увеличивается. Когда передняя грань полосы достигнет дна калибра, боковая контактная поверхность будет

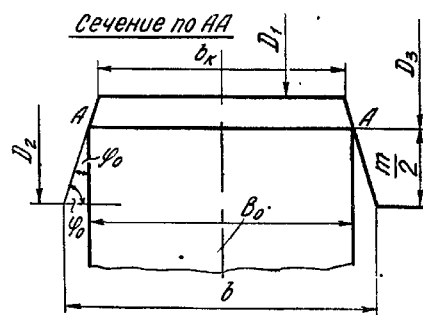
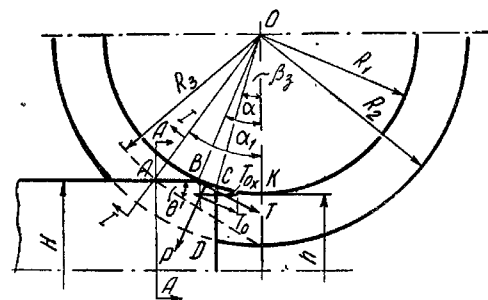


Рис. 50. Схема действия сил при захвате полосы в прямоугольном калибре.

равна некоторой величине. Если угол захвата α по дну калибра окажется меньше угла трения β_3 , то захват полосы валками произойдет беспрепятственно.

При $\alpha > \beta_3$ условия захвата полосы в калибре зависят от величины усилия $T_{ок}$, действующего по контакту полосы со стенками калибра. Под действием усилия $T_{ок}$ на контактных поверхностях полосы с дном калибра возникают силы трения T , направленные по ходу прокатки, и радиальные усилия P , которые производят смятие переднего конца полосы. Для обеспечения захвата полосы дном калибра необходимо, чтобы суммарные силы трения, втягивающие металл в валки, были равны или превы-

шали силы выталкивающие, т. е. для двух валков

$$4T_{ок} = 2P_x - 2T_x, \quad (79)$$

где

P_x и T_x — горизонтальные составляющие радиального усилия P и силы трения T .

Используя обычно применяемые физические зависимости между P и T , а также геометрические соотношения элементов калибра, можно получить выражение для определения силы трения $T_{ок}$. Действие этих сил аналогично действию заталкивающей силы Q (69), способствующей улучшению захвата.

На основе уравнения равновесия сил в момент захвата получены формулы для расчета максимального угла захвата при про-

катке в прямоугольных (ящичных) калибрах [35, 36, 37], которые хорошо согласуются с опытными данными.

Рассмотрим условия захвата полосы при прокатке в ромбическом, квадратном и овальном калибрах. В момент соприкосновения металла с валками в точках $A—A$ (рис. 51) при незначительной поверхности контакта происходит истирание и смятие углов полосы DBD , вследствие чего передний конец ее проникает вглубь калибра; первоначальный угол захвата несколько уменьшается и увеличивается площадь соприкосновения полосы с валками.

В результате контакта полосы с валками и некоторого защемления в калибре возникают силы трения T и давления на валки P (на рис. 51 показана реакция давления). Так же, как и в прямоугольных калибрах, захват металла валками произойдет тогда, когда равнодействующая сил трения и радиальной составляющей давления P' будет направлена в сторону прокатки. Поскольку условия захвата определяются отношением $\frac{T}{P}$, то чем меньше ради-

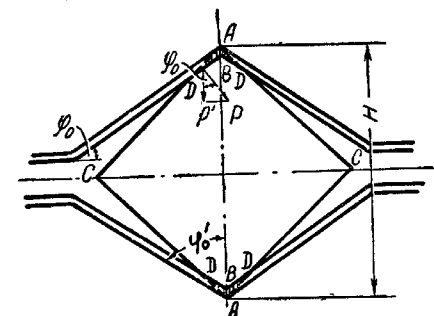


Рис. 51. Захват валками полосы квадратного сечения в ромбическом калибре.

альная составляющая (при других постоянных факторах), тем лучше будет захват. Следовательно, условия захвата улучшаются при увеличении угла φ_0 , т. е. с уменьшением угла при вершине калибра.

Учитывая изложенное, можно записать:

$$\alpha_{з макс} = \frac{T}{P'} = \frac{T}{P \cos \varphi_0},$$

но так как $\frac{T}{P} = \operatorname{tg} \beta_3 \approx \beta_3$, то

$$\alpha_{з макс} = \frac{\beta_3}{\cos \varphi_0}. \quad (80)$$

Максимальное обжатие в квадратном калибре будет по месту максимального вреза ручья в валки. В этом месте угол захвата равен

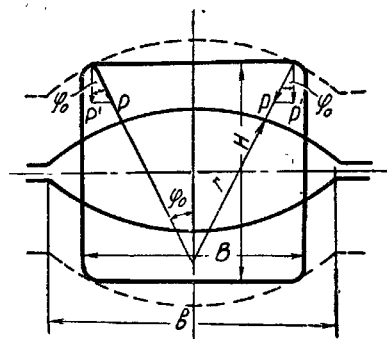
$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{D_k} \right),$$

где

D_k — минимальный диаметр валков в калибре.

Для обеспечения нормальных условий захвата необходимо, чтобы $\alpha < \alpha_{з макс}$.

Аналогично рассмотренному, максимальный угол захвата при прокатке квадратной полосы в овальном калибре (рис. 52) определяется следующим образом:



$$\alpha_{3 \text{ макс}} = \frac{T}{P \cos \varphi_0} = \frac{\beta_3}{\cos \varphi_0}.$$

Угол φ_0 равен

$$\varphi_0 \approx \arcsin \frac{B}{2r},$$

где

B — ширина заготовки;

r — радиус овала.

Рис. 52. Захват полосы квадратного сечения в овальном калибре.

Захват раската в овальном калибре в первую очередь будет ограничиваться углом захвата в месте максимального обжатия,

который определяется по выражению:

$$\alpha \approx \arcsin \cos \left[1 - \frac{H - (h_k - 0,5B \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2})}{D_k + B \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}} \right],$$

где

h_k — высота овального калибра.

Условия захвата соблюдаются, если

$$\alpha < \alpha_{3 \text{ макс}}.$$

Глава IV. ВНЕШНЕЕ ТРЕНИЕ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДАВЛЕНИЕМ

§ 1. Сущность внешнего трения

Результатами многочисленных исследований [1, 39, 40, 69 и др.] установлено, что трение между металлами возникает благодаря зацеплению неровностей контактных поверхностей и схватыванию чистых (не окисленных и не загрязненных) металлов.

Схватывание металлов происходит при пластической деформации в результате такого сближения двух чистых контактирующих поверхностей, когда оказывается возможным действие между ними вандерваальсовых сил. Значительное схватывание металлов возможно лишь при трении поверхностей в вакууме, когда на этих поверхностях не имеется пленок окислов, смазки и загрязнений. В обычных же условиях трения все поверхности имеют слой окиси или смазки, который препятствует соединению чистых металлов. Однако и при наличии окисных пленок схватывание возможно. Условия схватывания при этом определяются прочностью и твердостью окислов по отношению к основному металлу, а также величиной пластической деформации, которая является достаточной для максимального сближения контактирующих поверхностей [42, 43, 44, 69].

Поскольку твердость окислов выше твердости основного металла, то при пластической деформации происходит разрушение окисла и выход на поверхность чистого металла. Разрушение окисла наступает тем раньше, чем больше отношение твердости окисла к твердости самого металла (табл. 4) [44].

Таблица 4

Степень деформации различных металлов при схватывании		
Металл	Деформация при схватывании, %	Отношение твердости окисла к твердости металла
Алюминий	60	4,50
Кадмий	84	1,50
Свинец	84	1,33
Медь	86	1,30

Как следует из таблицы, при пластической деформации наиболее склонен к схватыванию алюминий, имеющий на своей поверхности твердую пленку окисла.

А. П. Семенов [43] отмечает, что при исследовании схватывания путем сжатия двух алюминиевых пластинок наблюдается разрушение окисных пленок и выход чистого металла на поверхность уже при деформации 20%. С увеличением степени деформации выход наружу чистого металла становится еще большим. При деформации 60% схватывание наступает по всей контактной поверхности.

Схватывание происходит не только при трении металлов в холодном состоянии, но в еще большей степени при трении нагретого металла. По данным Ф. П. Бодена и Ж. В. Роу [45], с увеличением температуры нагрева металла с очищенной поверхностью от комнатной до 1200°С возможность схватывания увеличивается, и коэффициент трения становится очень большим.

Примером схватывания металлов в нагретом состоянии является слипание листов, прокатываемых пакетами на тонколистовых станах.

Схватывание может происходить не только между двумя металлами в одинаковом температурном состоянии, но также и между металлами, один из которых нагрет до температуры пластической обработки, а другой имеет температуру, близкую к комнатной. По этому вопросу В. Д. Кузнецов [46] пишет, что при высоких температурах пластической обработки происходит настолько плотное соприкосновение поверхностей инструмента и металла, что воздух туда не попадает. Значит, отсутствует причина для образования новой пленки на поверхности контакта металла и инструмента. Старая же пленка окисла как на инструменте, так и на металле разрушается, обнажая чистые участки; в этих местах и происходит схватывание.

При пластической деформации различают трение с гидродинамической смазкой, с адсорбционной смазкой и сухое трение. При трении с гидродинамической смазкой подразумевают наличие слоя смазывающей жидкости такой толщины, которая обеспечивает полное отсутствие контакта между трущимися поверхностями. Трение происходит внутри слоя смазки и характеризуется незначительными величинами коэффициента трения.

Сухое трение предполагает отсутствие на контактирующих поверхностях различного рода окисных и других адсорбционных пленок и возможность трения между чистыми металлами. При таком трении наступает схватывание трущихся тел, приводящее к значительному повышению коэффициента трения и образованию задиров на поверхности инструмента и изделия. В практических условиях сухое трение не существует, так как во всех случаях на поверхностях трения имеются загрязнения, создающие условия трения с адсорбционной смазкой. Чем эффективнее дей-

ствие адсорбционной смазки, тем меньше величина коэффициента трения. Разрушение адсорбционной пленки при пластической деформации приводит к выходу на поверхность контакта чистых металлов и к появлению узлов схватывания.

При сухом трении изменение величины силы трения в зависимости от условий нагружения и свойств вещества описывается законом Кулона (1781 г.):

$$T = fP + F_0, \quad (81)$$

где

f — коэффициент внешнего трения;

P — нормальное давление;

F_0 — составляющая, учитывающая силы молекулярного сцепления (схватывания).

Согласно Б. В. Дерягину, закон сухого трения выражается следующим образом:

$$T = f(P - p_0 S_0), \quad (82)$$

где

p_0 — удельная сила прилипания;

S_0 — истинная площадь контакта (с учетом микрогеометрии контактирующих тел).

Поскольку параметры p_0 и S_0 определить трудно, для описания закономерностей изменения силы трения при пластической деформации пользуются законом Амонтона (1699 г.), имеющим вид

$$T = fP \quad (83)$$

и пригодным для условий полного относительного скольжения контактирующих поверхностей.

§ 2. Значение внешнего трения

Внешнее трение оказывает большое влияние на процесс пластической деформации. Проявлением влияния трения является переход деформируемого металла из линейного напряженного состояния (сжатие при $f \rightarrow 0$) к объемному (сжатие при $f > 0$) с одновременным увеличением усилия, потребного для деформирования, и появлением неравномерности течения металла по высоте. Эта неравномерность заключается в том, что течение слоев металла, ближайших к контактными поверхностям, сдерживается подпирающими силами трения (см. рис. 1), в результате чего эти слои отстают от слоев, расположенных посередине высоты заготовки, где влияние трения меньше.

Увеличение сил трения в процессе деформации требует дополнительной затраты работы и повышает расход энергии.

Силы, возникающие при трении, оказывают заметное влияние на уширение, опережение и удельное давление. С увеличением

коэффициента трения указанные характеристики процесса прокатки увеличиваются, и это обстоятельство необходимо учитывать при разработке режимов деформации металла.

Особенно отрицательно сказывается наличие больших величин сил трения при холодной прокатке листов, когда в результате возникновения значительных давлений на детали прокатного стана, а следовательно, и значительных упругих деформаций, оказывается невозможным получение достаточно тонкого листа с точным профилем. Поэтому в условиях холодной деформации металла стремятся снизить коэффициент трения до минимума путем применения смазочных веществ.

Однако, несмотря на указанные отрицательные стороны влияния внешнего трения, в целях интенсификации процесса прокатки металла в горячем состоянии зачастую приходится добиваться увеличения коэффициента трения для получения больших углов захвата и величин обжатия.

§ 3. Методы экспериментального определения коэффициента трения

Для исследования условий трения в установившемся процессе прокатки в настоящее время известно примерно 15 методов [47], часть из которых здесь рассматривается. Все методы определения усредненного по дуге захвата коэффициента трения можно разделить на две группы: 1) определение коэффициента трения из силовых условий прокатки путем замера сил трения по контакту металла с валками и давления на валки (метод торможения полосы в валках [15, 52], метод крутящего момента [48, 49, 50]) и 2) определение коэффициента трения по предельному обжатию или по опытным величинам опережения.

Более точные данные по коэффициенту трения получаются при определении его методами первой группы.

Определение коэффициента трения в начальный момент захвата. Перед подачей полосы в валки зазор между ними устанавливается таким, чтобы захват заведомо был невозможен. В этом случае угол захвата α больше угла трения β . Слегка прижимая полосу к вращающимся валкам, постепенно поднимают верхний валок (уменьшая предполагаемое обжатие Δh и угол α) до тех пор, пока начнется легкое подергивание полосы. Это подергивание свидетельствует о том, что угол захвата α по своей величине близок к углу трения. При дальнейшем незначительном увеличении межвалкового зазора происходит захват металла. Угол, соответствующий моменту захвата, является максимальным. Значение его определяется по формуле (61). Коэффициент трения при захвате равен

$$f_z = \operatorname{tg} \alpha_{z, \max}.$$

Рассмотренный метод исследования коэффициента трения при захвате широко распространен не только в лабораторных, но и в производственных условиях.

Метод торможения полосы в валках. Этот метод определения среднего коэффициента трения установившегося процесса, предложенный И. М. Павловым, заключается в экспериментальном определении горизонтальной силы, с которой полоса вытягивается в очаг деформации, и давления металла на валки при торможении (рис. 53). Затем из условия равновесия сил вычисляют коэффициент трения.

Замер силы тяги производят с помощью силоизмерительного прибора, встроенного в клещевое приспособление для удержания полосы в валках. Давление металла на валки замеряют силоизмерительными приборами (мессдозами). При расчете коэффициента трения принимаются во внимание показания приборов, соответствующие первоначальному моменту буксования, когда условия трения в очаге деформации близки к граничным при установившемся процессе прокатки, т. е. при $\alpha \approx 2\beta_y$.

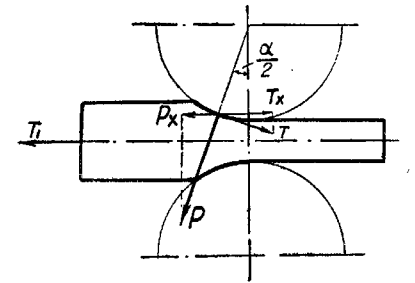


Рис. 53. Схема действия сил при торможении полосы в валках.

Формула для подсчета коэффициента трения выводится из схемы сил, действующих в очаге деформации. Допуская, что точка приложения сил находится под углом $\frac{\alpha}{2}$, и составив уравнение равновесия сил, имеем для двух валков

$$2T_x - 2P_x - T_1 = 0,$$

или

$$2T \cos \frac{\alpha}{2} - 2P \sin \frac{\alpha}{2} - T_1 = 0.$$

Принимая во внимание закон Амонтона (83), получим

$$2f_y P \cos \frac{\alpha}{2} - 2P \sin \frac{\alpha}{2} - T_1 = 0.$$

После преобразований относительно f_y , имеем

$$f_y = \frac{T_1}{2P \cos \frac{\alpha}{2}} + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2},$$

или

$$f_y = \frac{T_1}{2P_2} + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}, \quad (84)$$

где P_2 — вертикальная составляющая нормального давления.

При определении коэффициента трения по изложенному методу в формулу (84) подставляют давление, замеренное месдозой. Однако оно представляет собой не вертикальную составляющую нормального давления P_z , а вертикальную составляющую полного давления в условиях заднего натяжения, т. е. $P_z + T_z$, где T_z — вертикальная составляющая сил трения. Поэтому подсчет по этой формуле дает несколько заниженные результаты. Впоследствии

формула (84) была уточнена А. П. Грудевым [51].

Наиболее точные значения коэффициента трения, полученные указанным методом, соответствуют условиям прокатки, когда точка приложения сил находится на дуге захвата под углом $\frac{\alpha}{2}$. В действительности распределение элементарных давлений по дуге захвата (как будет показано ниже) зачастую неравномерно, и сила P оказывается направленной под углом $\varphi > \frac{\alpha}{2}$, что вносит погрешность в расчеты.

Метод крутящего момента. Если полосу затормозить в валках, например, гидравлическим упором (рис. 54), то силы трения окажутся направленными в одну сторону, и крутящий момент может быть определен по формуле

$$M_{кр} = TR = f_y P_n R, \quad (85)$$

откуда коэффициент трения равен

$$f_y = \frac{M_{кр}}{P_n R}, \quad (86)$$

Рис. 54. К определению коэффициента трения установившегося процесса по крутящему моменту:

а — схема к выводу формулы; б — гидравлический упор; 1 — корпус; 2 — поршень; 3 — упор, 4 — штуцер; 5 — манжет; 6 — воронка.

где P_n — нормальное давление.

Крутящий момент определяется экспериментально. Нормальное давление опытным путем замерить нельзя, так как оно является только частью равнодействующей всех сил, вертикальную составляющую которой $P_n = P_z + T_z$ замеряют с помощью месдоз.

Поэтому, заменив в уравнении (86) силу P_n вертикальной силой P_b , имеем

$$P_n = \frac{P_z}{\cos \varphi};$$

$$P_z = P_b - T_z;$$

$$T_z = \frac{M_{кр}}{R} \sin \varphi$$

и

$$P_z = P_b - \frac{M_{кр}}{R} \sin \varphi.$$

Отсюда нормальное давление равно

$$P_n = \frac{P_b}{\cos \varphi} - \frac{M_{кр}}{R} \operatorname{tg} \varphi.$$

Подставляя это выражение в уравнение (86), получим

$$f_y = \frac{M_{кр}}{P_b R \left(\frac{1}{\cos \varphi} - \frac{M_{кр}}{P_b R} \operatorname{tg} \varphi \right)},$$

где

P_z — вертикальная составляющая полного давления металла на валки;

T_z — вертикальная составляющая сил трения;

P_b — замеряемое давление металла на валки.

В практических условиях выражение $\left(\frac{1}{\cos \varphi} - \frac{M_{кр}}{P_b R} \operatorname{tg} \varphi \right) \approx 1$, поэтому

$$f_y = \frac{M_{кр}}{P_b R}. \quad (87)$$

Метод предельного обжатия. В этом случае производится прокатка клиновых или прямоугольных ступенчатых образцов (см. рис. 49, б, в) до наступления буксования. Определив по известным данным предельный угол захвата из соотношения (76), находят коэффициент трения:

$$f_y = \frac{\operatorname{tg} \alpha_{y \max}}{2}. \quad (88)$$

Точность определения f_y по этому методу зависит от того, насколько равномерно распределены элементарные давления по дуге захвата.

При холодной прокатке стали коэффициент трения можно определять по методу А. П. Грудева (83). Этот метод заключается в прокатке стальных образцов постоянной толщины и переменной ширины. По длине образцов имеет два участка: передний — постоянной ширины, и задний — симметрично убывающей ширины. При задаче образца в валки широким концом давление вызывает определенную упругую деформацию деталей рабочей клетки. По мере прокатки второго участка ширина полосы уменьшается, что приводит к снижению давления на валки и соответственно упругих деформаций. В результате частичной разгрузки клетки рабо-

чие валки сближаются, производя дополнительное обжатие, сопровождающееся увеличением угла захвата. При $\alpha = 2\beta$, начинается буксование. Измерив толщину полосы до и после прокатки, определяют угол захвата и коэффициент трения установившегося процесса по формуле (88).

Рассмотренные способы определения средней величины коэффициента трения в установившемся процессе имеют один общий недостаток, заключающийся в том, что в них не учитывается различие условий скольжения по поверхности контакта полосы с валками при прокатке и в момент буксования, когда силы трения в очаге деформации действуют в одном направлении.

§ 4. Основные закономерности изменения коэффициента трения

Влияние состояния поверхности материала валков и деформируемого металла. Поверхность прокатных валков, как и всякого другого изделия, покрыта слоем окисных пленок, механические свойства и толщина которых определяются химическим составом материала. Например, поверхность более твердых металлов покрыта тонкими и прочными окисными пленками. Чем меньше твердость поверхности металла, тем менее прочны пленки. Поверхностные пленки окислов оказывают значительное влияние на условия внешнего трения при пластической деформации претерпевает меньшие разрушения, тем самым предохраняя контактирующие металлы от схватывания [55, 56, 57]. Именно это предохраняющее от схватывания действие прочных пленок и обеспечивает снижение величин коэффициента трения при скольжении по поверхностям твердых металлов по сравнению со скольжением по более мягким металлам. Сказанное в какой-то степени объясняет различие в условиях захвата при горячей прокатке в валках, имеющих мягкую и твердую поверхность.

Из практики работы прокатных станов известно, что стальные мягкие валки захватывают металл лучше, чем отбеленные (твердые) чугунные. Ухудшение захвата при прокатке на твердых валках С. Экедунд [53] предложил учитывать в расчетах коэффициента трения специальным поправочным коэффициентом 0,8, который он ввел в свою формулу для определения коэффициента трения (90).

В работе [50] приведены результаты исследований внешнего трения при прокатке на стальных и чугунных валках с различной твердостью поверхности. Как видно из рис. 55, коэффициент трения при прокатке стали марки Ст. 3, определенный в установившемся процессе, заметно уменьшается при повышении твердости валков. Так, например, при изменении твердости валков с 30 до 65 единиц по Шору коэффициент трения (при $t = 1200^\circ\text{C}$) уменьшается с 0,245 до 0,213.

Значительное влияние на величину коэффициента трения при прокатке оказывает состояние поверхности валков, которое определяется чистотой обработки, степенью износа, способами искусственного закругления и т. п. В каждом из этих случаев на поверхности валков имеются выступы и впадины с высотой, измеряемой от тысячных долей миллиметра до нескольких миллиметров. При горячей пластической обработке выступы поверхности валков внедряются в металл, а во впадины запрессовывается деформируемый металл. Скольжение одной поверхности по другой приводит к разрушению этого сцепления, так как отрываются частицы менее прочного горячего металла.

Для относительного смещения поверхностей необходимо определенное сдвигающее усилие, роль которого выполняют контактные силы трения, возрастающие с увеличением степени шероховатости валков. Таким образом, в условиях горячей деформации коэффициент внешнего трения увеличивается по мере закругления поверхности валков, поскольку наличие неровностей предотвращает проскальзывание металла. Так, например, в опытах Тафеля и Шнайдера [58] при прокатке на насеченных валках углы захвата в 1,4 раза превышали таковые на валках без насечки (см. рис. 62, а).

В результате исследований максимальных углов захвата И. М. Павловым и Н. Н. Гетом установлено, что коэффициент трения при прокатке на валках, поверхность которых имела налипший металл и сетку разгара, значительно больше, чем при прокатке на грубошлифованных валках (табл. 5).

Таблица 5

Коэффициент трения при горячей прокатке			
Обрабатываемый металл и температура прокатки, $^\circ\text{C}$	Коэффициент трения на валках		
	грубошлифованных	с развитой сеткой	с налипшим металлом
Красная медь, 750—850 $^\circ$	0,269—0,329	0,416—0,420	0,545—0,560
Алюминий, 400—500 $^\circ$	0,227—0,272	0,423—0,466	0,535—0,558

Молотков Л. Ф. [59] отмечает, что при установившемся процессе прокатки коэффициент внешнего трения на валках с насеч-

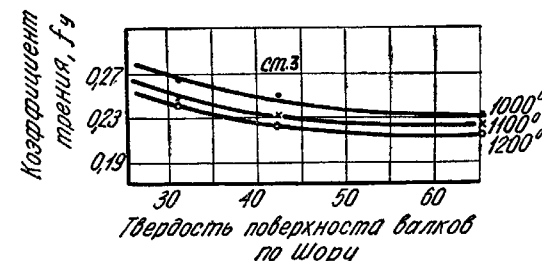


Рис. 55. Изменение коэффициента трения при установившемся процессе прокатки в зависимости от твердости поверхности валков и температуры металла.

кой примерно в 1,5 раза больше, чем на грубошлифованных валках.

Влияние состояния поверхности валков на условия трения при захвате и в установившемся процессе рассматривается в работе А. П. Чекмарева и В. А. Николаева [50]. В этом исследовании образцы Ст. 6 прокатывали при температуре 1000, 1100 и 1200° на грубошлифованных валках, на валках с налипшими на поверхность частицами металла и на валках с накаткой. Данные, представленные на рис. 56, иллюстрируют изменение коэффициента трения в зависимости от шероховатости поверхности валков.

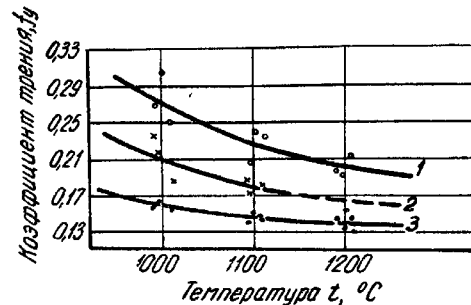


Рис. 56. Изменение коэффициента трения при установившемся процессе прокатки в зависимости от температуры металла: 1 — валки с насечкой; 2 — валки с налипшим металлом; 3 — грубошлифованные.

были исследованы И. М. Павловым и П. С. Костычевым [15].

Большое влияние на коэффициент трения оказывает вид и состояние слоя окалины на поверхности металла. Например, по данным А. К. Чертавских [69], только одно утолщение слоя окисла приводит к снижению коэффициента трения.

В условиях прокатки окалина, образовавшаяся при нагреве в печи (печная) или в процессе прокатки (воздушная), препятствует схватыванию и тем самым снижает значение коэффициента трения по сравнению с трением чистых металлов. Эксперименты по исследованию влияния вида окалины на условия трения освещены в работах [31, 60, 79], из которых следует, что коэффициент трения при прокатке образцов с тонкой воздушной окалиной оказывается в 1,3—2 раза большим, нежели при прокатке с печной окалиной. Буксование полосы в валках, наблюдаемое в первых проходах на блюмингах, слэбингах и других станах, зачастую происходит от наличия на поверхности металла печной окалины, которая снижает коэффициент трения при прокатке.

Влияние температуры деформируемого металла. Температура обработки металла является важным и сложным фактором, влияющим на условия трения. Сложность этого влияния заключается в том, что при нагреве металла до

различных температур нельзя сохранить другие характеристики металла постоянными. Так, в результате нагрева уменьшается сопротивление деформации, изменяются механические и физико-химические свойства поверхностного слоя окалины и т. п. Все это вместе взятое обуславливает характер зависимости и абсолютные величины коэффициента трения при обработке давлением. И. М. Павловым [15] предложена обобщенная качественная кривая изменения трения в функции температуры с максимумом при 500—800°С (рис. 57).

Остановимся на причинах изменения коэффициента трения в условиях горячей обработки (700—1200°С). Известно, что повышение температуры приводит к улучшению пластических свойств металла и, следовательно, к уменьшению сопротивления срезу неровностей поверхности металла, заполнивших микрорельеф поверхности валков. Поэтому при движении одной поверхности относительно другой касательные силы, необходимые для среза неровностей, оказываются меньшими при больших температурах. Кроме того, с увеличением температуры прокатки отношение твердости слоя окалины к твердости металла уменьшается [60, 61, 62], что понижает возможность схватывания чистых металлов полосы и валков. В результате действия указанных факторов коэффициент трения с повышением температуры деформации уменьшается.

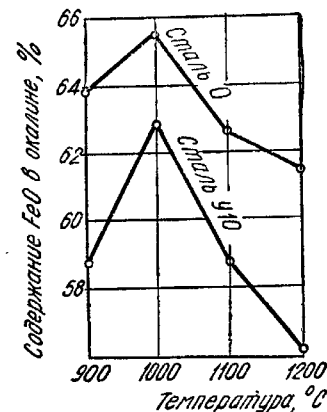


Рис. 58. Содержание закиси железа в окалине углеродистой стали в зависимости от температуры.

Уменьшение коэффициента трения с повышением температуры необходимо связывать также с уменьшением содержания в окалине закиси железа FeO (рис. 58) и увеличением содержания магнитной окиси железа Fe_3O_4 .

Содержание FeO и Fe_3O_4 определяет прочность и, следовательно, стойкость окалины против разрушения в процессе деформации металла в валках. Исследуя механические свойства этих составляющих окалины, В. Н. Гуляев [63] нашел, что прочность Fe_3O_4 примерно в 100 раз больше прочности FeO . Таким образом, с увеличением содержания Fe_3O_4 в окалине ее прочность возрастает, разрушение ее становится затруднительным, а возможность схватывания чистых металлов уменьшается.

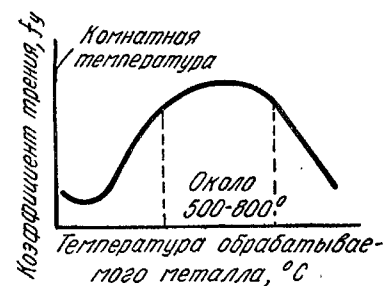


Рис. 57. Зависимость коэффициента трения от температуры обрабатываемого металла.

Первые опыты по изучению коэффициента трения в зависимости от температуры были выполнены С. Экелундом [53], который определял коэффициент трения при захвате в интервале температур 700—1200°С. Опыты проводились в стрельчатом калибре на стальных полосах размером 10 × 40 × 225 мм с содержанием 0,15% углерода. Поверхность стальных валков была грубой, что, наряду с облегченными условиями захвата в стрельчатом калибре, определило получение высоких значений коэффициента трения (рис. 59, а).

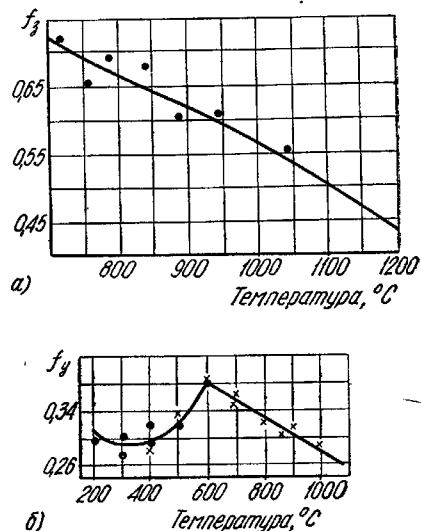


Рис. 59. Изменение коэффициента трения в зависимости от температуры металла:

а — данные С. Экелунда; б — данные И. М. Павлова и Н. Н. Гета.

В дальнейшем опытами Л. Ф. Молоткова [64], Т. М. Голубева и М. А. Зайкова [65], И. М. Павлова и М. И. Куприна [66] и [50, 60, 67, 68, 71] установлены аналогичные температурные зависимости коэффициента внешнего трения в области температур 800—1200°С.

Влияние удельного давления. В специальной литературе по прокатке в настоящее время имеется всего лишь одна работа [15], посвященная исследованию внешнего трения в зависимости от удельного давления. В этих опытах коэффициент трения определяли при прокатке трехслойных пакетов с медными, алюминиевыми, железными и латунными покрытиями. Для получения различных удельных давлений при одинаковых покрышках меняли материал среднего слоя. В результате экспериментов получено отчетливое снижение коэффициента трения с ростом удельного давления при прокатке на смазанных и сухих валках

(рис. 60). Однако С. И. Губкин [3] отмечает, что закономерность изменения коэффициента трения, установленная в работе [15], не является общей.

Влияние химического состава металла. Изучая внешнее трение при прокатке, ряд исследователей [64, 65, 66, 50] установил, что с увеличением содержания углерода в стали в пределах от 0,15 до 1,2% коэффициент трения уменьшается (рис. 61).

По мнению ряда исследователей [64, 66], уменьшение коэффициента трения происходит в результате увеличения удельного давления и изменения состояния окислы на поверхности металла.

И. М. Павлов и М. И. Куприн [66] исследовали внешнее трение при прокатке различных марок сталей (автоматные А12,

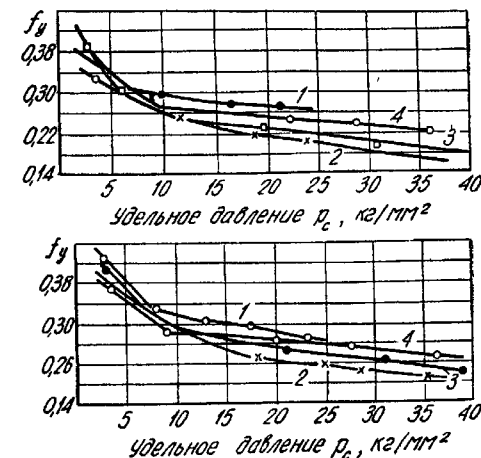


Рис. 60. Зависимость коэффициента трения при прокатке от удельного давления для различных поверхностей:

вверху смазанные валки; внизу сухие валки, 1 — алюминиевая покрывка; 2 — медная; 3 — железная; 4 — латунная.

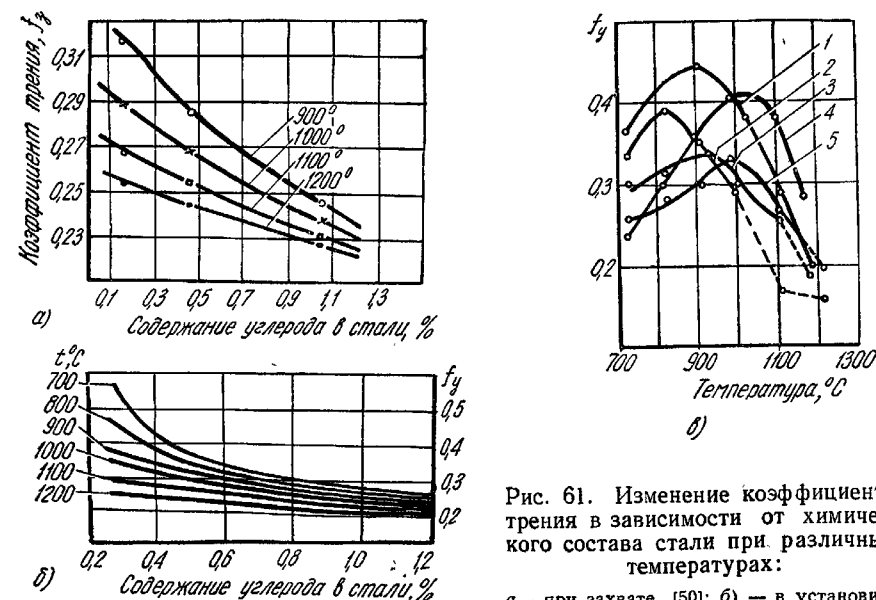


Рис. 61. Изменение коэффициента трения в зависимости от химического состава стали при различных температурах:

а — при захвате [50]; б) — в установившемся процессе для углеродистых сталей [64]; в — в установившемся процессе для качественных и легированных марок сталей [66]: 1—20; 2—А20; 3—30ХГСА; 4—Х18Н9; 5—ЭИ 94.

A20, A40, легированные 30ХГСА, Х18Н9, ЭИ94). Каждой марке стали (рис. 61, в) отвечает свое определенное положение максимума коэффициента трения. Например, для стали марки А20 максимум соответствует температуре $\sim 820^\circ$, а для Х18Н9 — температуре $\sim 1000^\circ\text{C}$.

В связи с влиянием химического состава стали на коэффициент трения авторы [66] отмечают, что при $700\text{—}1000^\circ\text{C}$ твердые стали имеют коэффициент трения меньший, чем мягкие. Это уменьшение f_y объясняется увеличением удельного давления. При температурах $1000\text{—}1200^\circ\text{C}$ фактор твердости материала перестает сказываться на трении, и изменение коэффициента трения происходит в результате влияния окалины, которая имеет различную степень размягчения и оплавления для различных марок сталей. Например, автоматные стали, образующие в этой области температур легкоплавкую окалину, характеризуются более низкими величинами коэффициента трения, нежели такие стали, как Х18Н9 и ЭИ94, которые имеют тугоплавкую окалину. В данном случае легкоплавкая окалина на металле выполняет роль смазки, снижающей коэффициент трения.

Влияние окружной скорости валков. Первые опыты по исследованию коэффициента трения при захвате методом максимального угла захвата в зависимости от одного из важных факторов — окружной скорости валков — провели Тафель и Шнайдер [58]. Опыты проводились на гладких и насеченных валках при окружных скоростях, изменявшихся от минимальных величин до $5,2\text{ м/сек}$ (рис. 62, а). Этим исследованием было установлено, что с увеличением скорости валков условия захвата ухудшаются в результате падения коэффициента трения. Из рисунка видно, что наиболее резкое уменьшение коэффициента трения при захвате наблюдается в интервале скоростей от 2 до $2,5\text{ м/сек}$.

Ухудшение условий захвата при увеличении окружной скорости валков имело место также и в других опытах [50, 31, 73], которые подтверждают зависимость, найденную Тафелем и Шнайдером.

Влияние окружной скорости валков на коэффициент трения при прокатке на блуминге было изучено С. В. Макаевым [72] (рис. 62, б). Уменьшение коэффициента трения (угла захвата) с увеличением скорости объясняют сокращением времени контакта трущихся тел, вследствие чего уменьшается полнота зацепления неровностей поверхностей, определяющая величину силы трения.

Из рассмотренных зависимостей следует, что для получения больших обжатий окружная скорость валков при захвате не должна быть высокой. Так, на блумингах скорость валков в момент захвата находится в большинстве случаев в пределах $0,5\text{—}1,5\text{ м/сек}$.

Влияние окружной скорости валков на коэффициент трения установившегося процесса прокатки рассматривается в работах

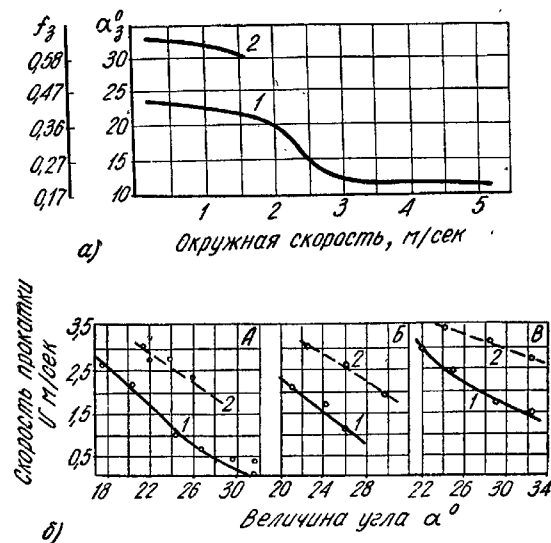


Рис. 62. Зависимость предельных углов захвата от окружной скорости валков:

а — данные Тафеля и Шнайдера: 1 — в гладких валках; 2 — в насеченных валках; б — данные С. В. Макаева: 1 — при захвате; 2 — в установившемся процессе. При прокатке: А — на гладкой бочке; Б — в калибре шириной 440 мм; В — в калибре шириной 330 мм:

советских и зарубежных исследователей [50, 52, 65, 66, 72, 74, 75 и др.]. Во всех этих исследованиях отмечается значительное снижение коэффициента трения установившегося процесса с увеличением скорости. Так, по данным М. Стоуна с возрастанием скорости валков до 6 м/сек коэффициент трения при холодной прокатке снижается от $0,1\text{—}0,12$ до $0,023\text{—}0,05$, т.е. в $2,5\text{—}4$ раза. С дальнейшим увеличением скорости до 17 м/сек коэффициент трения почти не изменяется.

На рис. 63 представлено уменьшение коэффициента трения в зависимости от окружной скорости валков. Эти данные получены при экспериментировании в лабораторных (до $v_B \approx 1,6\text{ м/сек}$) и в производственных условиях (до $v_B \approx 8\text{ м/сек}$),



Рис. 63. Изменение коэффициента трения установившегося процесса в зависимости от окружной скорости валков.

(валки чугунные шлифованные с твердостью поверхности 60—65 единиц по Шору; материал образцов — свинец)

Т. М. Голубев и М. А. Зайков [65] впервые в условиях прокатки установили влияние на коэффициент трения средней скорости относительного скольжения металла в очаге деформации. Средняя скорость скольжения, которая показывает интенсивность перемещения поверхностных частиц полосы относительно поверхности валков, приближенно может быть определена по формуле:

$$v_c = \frac{v_B \Delta h}{3h} \quad (89)$$

Для различных случаев прокатки величины скорости скольжения представлены в табл. 6.

Таблица 6

Скорость скольжения для различных случаев прокатки

Наименование станов	Окружная скорость валков, м/сек	Скорость скольжения, м/сек	
		В черновых клетях (проходах)	В чистовых клетях (проходах)
Блуминги и слябинги	1—7	0,05—0,15	0,4—0,5
Малые блуминги	1—7	0,05—0,20	0,5—0,6
Универсальные и рельсобалочные . .	1—7	0,1—0,2	0,8—1,2
Заготовочные	1,7—2,5	0,10—0,16	1—1,3
То же	3,5—6	0,2—0,3	1—1,5
Толстолистовые и среднелистовые реверсивные	2,5—5	0,1—0,2	0,3—0,5
Среднелистовые трио и тонколистовые штучной прокатки	1,0—2,5	0,06—0,1	0,8—1
Тонколистовые рулонной прокатки . .	1,5—15	0,10—0,15	1,5—2
Крупносортные и полосовые	2,5—5	0,12—0,20	1—1,5
Среднесортные и мелкосортные . . .	4—18	0,3—0,5	1,2—12
Проволочные линейные	2,5—9	0,15—0,25	1—1,3
Проволочные непрерывные	0,5—30	0,1—0,2	1,5—2,5

Авторы [65] считают, что функциональная зависимость $f_y = f(v_c)$ достаточно хорошо учитывает изменение условий трения в процессе прокатки за счет изменения окружной скорости валков и величины относительного обжатия $\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$. По их данным (рис. 64, а), с увеличением скорости скольжения коэффициент трения уменьшается. Изменение скорости скольжения в опытах осуществляли путем изменения скорости валков от 0,09 до 6 м/сек и относительного обжатия $\frac{\Delta h}{H}$ в пределах 10—40%. Зависимость, представленную на рис. 64, а, следует расценивать как результат изменения главным образом окружной скорости валков.

Закономерности изменения коэффициента трения в функции скорости скольжения исследовали также И. М. Павлов и М. И. Куприн [66]. Исследование проводили на двухвалковом стане с диаметром валков 122 мм и окружной скоростью 4,2 м/сек. Коэффициент трения определяли при помощи клещевого устройства. Скорость скольжения в опыте меняли путем отключения двигателя стана в процессе буксования валков по полосе с одновременным фиксированием на пленку пути и времени скольжения. На рис. 64, б показано изменение коэффициента трения для стали 20 при изменении скорости скольжения от ≈ 4 м/сек до 0. Кривые зависимостей носят сложный характер. В начальный период скольжения (от 4 до 0,3—0,5 м/сек) коэффициент трения увеличивается с уменьшением скорости скольжения. При скоростях 0,3—0,5 м/сек происходит перелом кривых и уменьшение коэффициента трения с уменьшением скорости скольжения.

Уменьшение значений коэффициента трения в установившемся процессе при повышении окружной скорости валков, так же как и при захвате, связано с уменьшением полноты зацепления микровыступов поверхностей контакта. Кроме того, увеличение скорости приводит к повышению удельного давления, что само по себе также вызывает снижение коэффициента трения.

Влияние фактора формы $\frac{l}{H_c}$. Фактор формы представляет отношение длины дуги захвата к средней толщине полосы в очаге деформации и при данных значениях сил трения выражает интенсивность продольных напряжений в деформированном объеме. Коэффициент трения — физическая величина, и поэтому нет основания полагать, что геометрический фактор формы оказывает на него непосредственное влияние. Однако при изменении в процессе прокатки фактора $\frac{l}{H_c}$ в очаге деформации проис-

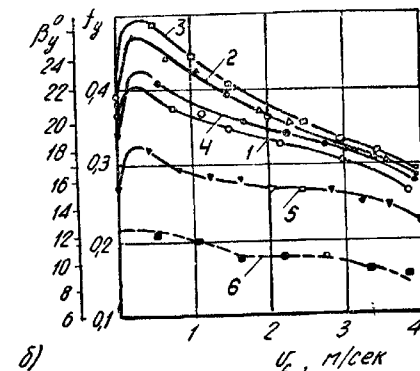
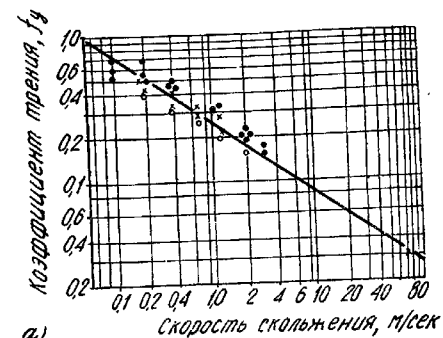


Рис. 64. Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения: а — данные Т. М. Голубева и М. А. Зайкова для стали МСТ 2; б — данные И. М. Павлова и М. И. Куприна для стали 20 при температурах: 1—734; 2—820; 3—902; 4—1027; 5—1113; 6—1180° С.

ходят явления, приводящие к изменению соотношения между силами трения и давления. Например, увеличение $\frac{l}{H_c}$ вызывает повышение значений удельного давления и, следовательно, уменьшение коэффициента трения. С другой стороны, увеличение $\frac{l}{H_c}$ способствует повышению вытяжки металла, величина которой в

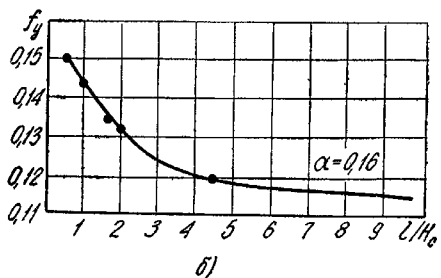
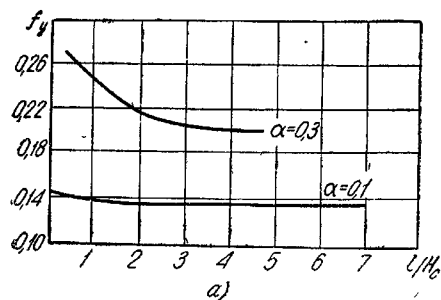


Рис. 65. Изменение коэффициента трения установившегося процесса в зависимости от коэффициента формы $\frac{l}{H_c}$ при различных углах захвата α :
а — прокатка стали Ст 3, $t=1200^\circ\text{C}$ [50]; б — прокатка свинца [76]

стоянным, поскольку увеличение его за счет повышения схватывания компенсируется снижением в результате увеличения удельного давления.

Опытные данные показывают также увеличение коэффициента трения с ростом угла захвата или обжатия [50, 68, 125]. Влияние угла захвата на условия трения представляется в следующем виде. Так как $\frac{l}{H_c} = \frac{R\alpha}{H_c}$, то увеличение угла захвата при $\frac{l}{H_c} = \text{const}$

происходит при одновременном уменьшении $\frac{R}{H_c}$.

Увеличение угла захвата или обжатия способствует выходу на поверхность контакта чистого металла и повышению степени

значительной степени определяет степень разрушения слоя окислов на поверхности металла и возможность схватывания чистых металлов. Последнее способствует повышению значений коэффициента трения.

Зависимость изменения коэффициента трения f_y от фактора формы очага деформации показана на рис. 65.

В области значений $\frac{l}{H_c}$, равных 0,5—4, происходит заметное снижение коэффициента трения, вследствие, вероятно, преобладающего влияния удельного давления. С дальнейшим увеличением $\frac{l}{H_c}$ возрастает вытяжка ме-

талла, приводящая к значительному разрушению слоя окислов и к увеличению степени схватывания. В этих условиях коэффициент трения остается примерно по-

схватывания, а уменьшение $\frac{R}{H_c}$ вызывает снижение удельного давления. Оба эти фактора при совместном влиянии приводят к увеличению значений коэффициента трения.

Влияние смазки. Трение оказывает большое влияние на процесс холодной прокатки. Так, увеличение трения значительно повышает давление металла на валки и упругие деформации деталей прокатной клетки, снижает величину обжатия за проход. При наличии высоких значений коэффициента трения очень трудно, а иногда и невозможно, получить в условиях холодной прокатки достаточно тонкие листы, поскольку упругие деформации стана (пружина) оказываются соизмеримыми с толщиной полосы. Прокатка при значительном трении сопровождается повышенным износом валков и расходом электроэнергии, что крайне невыгодно. Снизить влияние трения на процесс можно путем применения поверхностноактивных смазок. К ним относятся касторовое и пальмовое масло, солидол, костяной жир, мазут и т. п. Пленка смазки на металле изолирует его поверхность от непосредственного соприкосновения с поверхностью валков и исключает возможность сцепления (схватывания). При разрушении смазочного слоя в местах локализации напряжений возникают металлические соединения, для разрыва которых требуются дополнительные силы. Появление этих сил и обуславливает повышение коэффициента трения. Образование некоторого количества металлических соединений происходит при применении малоактивных непрочных смазок, таких, как трансформаторное масло, керосин, вода и т. п.

В общем случае эффективность действия смазок на процесс деформации и, в частности, на внешнее трение определяется наличием в них жирных кислот. С увеличением содержания жирных кислот в смазке коэффициент трения уменьшается, а вытяжка увеличивается. Это видно из табл. 7, в которой представлено изменение вытяжки металлов при различных смазках по сравнению с вытяжкой на сухих валках [15].

Влияние различных смазок на процесс деформации рассматривается в работах А. К. Чертавских [69], С. Я. Вейлера и В. И. Лихтмана [77], А. П. Грудева [75], Ф. П. Боудена и Д. Тейбора [78], И. М. Павлова и Я. С. Галлая [79], М. А. Лейченко [80] и др.

А. П. Грудев исследовал коэффициент трения при прокатке полос толщиной 4 мм в хромистых валках с твердостью 90 единиц по Шору. Исследованные смазки и полученные в опытах величины коэффициента трения представлены в табл. 8.

Наиболее эффективной смазкой в данных условиях экспериментирования явилось пальмовое масло, применение которого в 1,8 раза уменьшило трение по сравнению с трением на сухих валках.

Таблица 7
Влияние смазки на вытяжку при прокатке

Вид смазки	Содержание свободных жирных кислот, %	Увеличение вытяжки, %			
		железа	меди	латуни	алюминия
Касторовое масло	0,674	125,1	39,5	36,6	18,5
Солидол	0,594	124,8	31,8	35,8	14,0
Костяной жир	0,530	109,0	30,1	35,5	16,2
Мазут смазочный	0,295	93,4	30,2	30,0	11,6
Машинное масло № 2	0,154	70,0	25,8	29,1	13,1
Веретенное масло № 3	0,123	72,8	25,3	28,6	9,5
Машинное масло + керосин (2:1)	0,102	63,2	13,4	—	10,7
Глицерин	0,089	52,5	15,3	16,6	3,1
Керосин	0,059	40,9	11,7	29,3	5,1
Вода	0,000	21,3	14,9	14,7	4,2

Таблица 8
Влияние смазки на коэффициент трения

Вид смазки	Средняя величина коэффициента трения f_y	Коэффициент K_m
Сухие валки (чистые)	0,086	1,55
Машинное масло	0,075	1,35
Веретенное »	0,070	1,25
Вода	0,058	1,0
Эмульсия (10-процентная)	0,056	1,0
Керосин	0,053	1,0
Хлопковое масло	0,051	0,9
Касторовое »	0,050	0,9
Пальмовое »	0,048	0,9

В таблице приведены также значения поправочного коэффициента K_m , который представляет отношение коэффициента трения при прокатке с данной смазкой к коэффициенту трения при прокатке со смазкой валков керосином. Зная K_m и коэффициент трения со смазкой керосином, можно определить коэффициент трения при прокатке с другими видами смазки, указанными в таблице.

Снижая внешнее трение, смазка уменьшает давление на валки и увеличивает вытяжку металла. По данным А. К. Чертавских, лучшими в этом смысле смазками являются растительные и животные жиры, обладающие хорошей смачивающей способностью.

При уменьшении толщины деформируемого изделия влияние на процесс прокатки внешнего трения и, следовательно, смазки увеличивается. Как видно из рис. 66, наибольшее увеличение вытяжки алюминия наблюдается при толщине 0,2 мм. При толщине 1,2 мм и большей наличие смазки (касторовое масло) фактически уже не влияет на вытяжку. Однако, несмотря на это, при холодной прокатке сравнительно толстых полос из стали или из цветных металлов смазка необходима для уменьшения нагрузки на валки, предотвращения налипания металла и порчи поверхности валков и полосы.

Влияние формы калибра. Улучшение условий захвата и установившегося процесса при прокатке в калибрах по сравнению с прокаткой на гладкой бочке связано с их формой. Н. М. Санько [81] опытным путем установил, что предельные углы захвата установившегося процесса прокатки в калибрах значительно больше, чем при прокатке в гладких валках. Так, в гладких валках первые мгновенные пробуксовки появляются при угле захвата $\sim 13^\circ$ ($t = 950-1000^\circ\text{C}$), тогда как в прямоугольном калибре начало пробуксовок относится к углам захвата $\sim 28^\circ$. При прокатке полос в квадратном и ромбическом калибрах резерв сил трения возрастает по сравнению с гладкой бочкой соответственно в 1,4 и 1,15 раза.

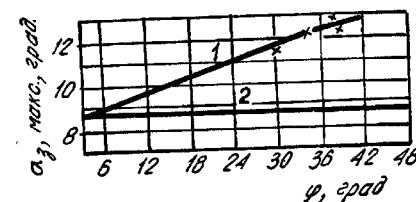


Рис. 67. Углы захвата при прокатке в ромбических калибрах и на гладкой бочке:
1 — в калибрах; 2 — на гладкой бочке.

Условия захвата металла в прямоугольных калибрах исследовал В. М. Клименко [35]. Опыты, проведенные на стане 330 в прямоугольных калибрах с наклоном стенок от 0 до 20%, показали, что прокатка в прямоугольных калибрах с защемлением, когда $\delta = \frac{B}{b_k} = 1,12-1,13$ обеспечивает повышение углов захвата по сравнению с таковыми в гладких валках на $5-6^\circ$ (с 25 до 31°).

А. П. Чекмарев и В. А. Николаев [37] исследовали условия захвата в прямоугольных, квадратных, ромбических, овальных и круглых калибрах. Например, при прокатке в ромбических калибрах (рис. 67) уменьшение угла при вершине со

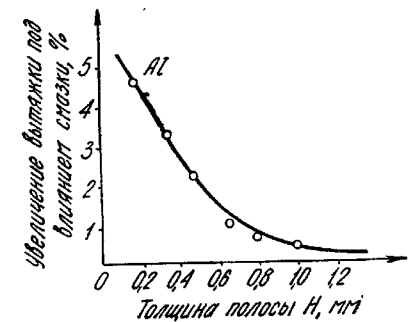


Рис. 66. Влияние толщины полосы на эффективность действия смазки (И. М. Павлов и Я. С. Галлай).

120° до 105° увеличивает максимальный угол захвата примерно на 9%, а по сравнению с прокаткой в гладких валках — на 40%.

§ 5. Соотношение между коэффициентами трения в установившемся процессе и при захвате

Условия трения при захвате отличаются от условий трения в установившемся процессе прокатки, что приводит к различию в величинах коэффициентов трения (обычно $f_3 > f_y$).

Бóльшие значения коэффициента трения при захвате объясняют [83] меньшим удельным давлением и увеличением пути скольжения по сравнению с установившимся процессом прокатки. Известно, что среднее удельное давление в очаге деформации при установившейся прокатке выше, чем на контактных площадках в начальный момент захвата. Это вызывает уменьшение коэффициента трения.

Еще большее значение имеет другое обстоятельство — чрезвычайно малая протяженность пути относительного скольжения контактных точек полосы и валков в поясе деформации. Согласно экспериментальным данным, коэффициент трения зависит от длины пути скольжения, причем в самом начале относительного смещения трущихся тел коэффициент трения наиболее низок. В очаге деформации длина пути скольжения контактных точек полосы и валков обычно невелика, и это может обуславливать небольшую величину коэффициента трения при установившемся процессе прокатки [83].

На соотношение f_y и f_3 оказывает также влияние ряд технологических факторов. При горячей прокатке присутствие окалины на поверхности металла способствует изменению коэффициента трения после захвата. Действительно, в момент первоначального соприкосновения металла с валками создаются благоприятные условия для взламывания окалины на передних ребрах полосы. В результате этого при захвате происходит трение между сравнительно чистыми поверхностями, что обеспечивает относительно высокое значение коэффициента трения. При заполненном очаге деформации слой окалины, вкатанный в металл, препятствует соединению чистых металлов, вследствие чего коэффициент трения уменьшается. Наличие окислов, по-видимому, является одной из главных причин, обуславливающих различие коэффициентов трения при захвате и установившемся процессе горячей прокатки.

На увеличение коэффициента трения f_3 влияет также и то, что в момент соприкосновения полосы с холодными валками температура ее передних кромок в месте контакта с валками оказывается ниже температуры в установившемся процессе.

Получены некоторые опытные данные, касающиеся рассматриваемого вопроса. При горячей прокатке никеля и меди на стане

800 [29] установлены следующие соотношения между коэффициентами трения при установившемся процессе и захвате:

$$\text{для никеля } t = 1220^\circ \text{C} - \frac{f_y}{f_3} = 0,58;$$

$$\text{для меди } t = 950^\circ \text{C} - \frac{f_y}{f_3} = 0,61.$$

При прокатке стали ($t = 1150\text{—}1200^\circ \text{C}$) коэффициент трения в установившемся процессе (при наличии печной окалины) в 1,5—2,4 раза меньше коэффициента трения при захвате [84]. В условиях отсутствия печной окалины коэффициент трения установившегося процесса всего в 1,2—1,4 раза меньше коэффициента трения при захвате. В этом случае $\frac{f_y}{f_3} = 0,72\text{—}0,83$. При холодной прокатке стали на сухих и смазанных валках [83] отношение $\frac{f_y}{f_3}$ равно:

$$\text{для сухих и чистых валков } \frac{0,086}{0,143} = 0,60;$$

$$\text{для смазанных эмульсией } \frac{0,056}{0,129} = 0,43;$$

$$\text{для смазанных керосином } \frac{0,053}{0,151} = 0,35.$$

В опытах И. М. Павлова и Р. Фишгольда [33] при горячей прокатке различных металлов отношение коэффициентов трения $\frac{f_y}{f_3}$ равно:

$$\text{для стали марки 40 и ШХ15 } 0,7\text{—}0,91;$$

$$\text{для алюминия } 0,7\text{—}0,85;$$

$$\text{для красной меди } 0,6\text{—}0,75.$$

При прокатке свинца отношение этих коэффициентов мало отличается от единицы ($\frac{f_y}{f_3} = 0,86\text{—}0,96$).

При прокатке на блумингах (30, 31) отношение $\frac{f_y}{f_3} = 0,54\text{—}0,67$.

Как мы видим, отношение $\frac{f_y}{f_3}$ довольно разнообразно, и пока трудно установить какую-то определенную закономерность зависимости $\frac{f_3}{f_y}$ от условий деформации.

§ 6. Определение коэффициента трения при прокатке расчетным путем

В настоящее время имеется несколько формул для определения коэффициента трения при прокатке. Первая из них — формула Эжелунда, получена путем обработки экспериментальных данных по определению захватывающей способности валков

в стрелчатых калибрах методом максимального угла захвата. Формула имеет следующий вид:

$$f_z = a(1,05 - 0,0005t), \quad (90)$$

где t — температура металла;

a — коэффициент, учитывающий материал валков.

Для стальных валков $a = 1$, а для отбеленных чугунных — $a = 0,8$. Эта формула пригодна для расчета коэффициента трения при захвате низкоуглеродистой стали с небольшой окружной скоростью валков, равной 0,2—0,3 м/сек.

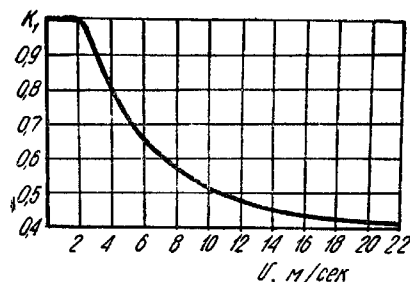
Для расширения области применения формулы (90) Б. П. Бахтинов и М. М. Штернов [34] ввели в нее поправочные коэффициенты K_1 и K_2 , учитывающие соответственно изменение окружной скорости валков и химического состава прокатываемого металла.

С учетом этих коэффициентов формула имеет вид:

$$f_z = aK_1K_2(1,05 - 0,0005t). \quad (91)$$

Коэффициент K_1 определяется из рис. 68.

Рис. 68. Зависимость коэффициента K_1 от окружной скорости валков.



Качественные и легированные стали характеризуются более высокими значениями сопротивления деформации по сравнению с углеродистыми сталями.

Расчеты показывают, что у большинства легированных сталей коэффициент трения должен быть меньше, чем, скажем, у Ст. 3.

В табл. 9 приведены поправочные коэффициенты для определения коэффициента трения при горячей прокатке некоторых сталей, полученные в результате обработки опытных данных [33, 50, 66, 67].

Таблица 9

Значение коэффициента K_2 при прокатке различных сталей

Марка стали	Ст. 3	20	40	У10	А12	А20	А40	30ХГСА	Х18Н9	ЭИ94	ШХ15
Величина коэффициента K_2	1	0,95	0,88	0,82	0,85	0,80	0,70	0,80	1,05	0,85	1,10

Коэффициент трения для данной марки стали определяется произведением поправочного коэффициента K_2 на коэффициент трения для Ст. 3 в известных условиях прокатки.

Т. М. Голубевым и М. А. Зайковым [65] предложена следующая формула для определения коэффициента трения при установившемся процессе горячей прокатки:

$$f_y = f_0Z, \quad (92)$$

где

f_0 — условный коэффициент трения, равный $(0,33 - 0,1C) \times (1 - 0,16v_c)$.

Величина Z определяется из выражения:

$$\lg Z = \frac{T_{пл} - t}{Cv_c} 10^{-5}, \quad (93)$$

где

$T_{пл}$ — температура плавления металла, равная 1800—225°С;

t — температура прокатываемого металла;

C — содержание углерода в стали, %;

v_c — скорость скольжения, определяемая по выражению (89).

В табл. 10 представлены вычисленные по формуле (92) величины коэффициента трения f_y для различных условий прокатки полос из Ст. 3. Влияние материала валков, на которых производится прокатка, и химического состава прокатываемого металла учитывается поправочными коэффициентами K'_1 и K'_2 [54]. Тогда коэффициент внешнего трения равен

$$f_y = f'_y K'_1 K'_2, \quad (94)$$

где

f'_y — коэффициент трения из табл. 10.

Таблица 10

Зависимость коэффициента трения f'_y для Ст. 3 от температуры и скорости относительного скольжения

Температура, °С	Коэффициент трения f'_y при скоростях v_c относительного скольжения, м/сек							
	0,1	0,2	0,3	0,5	0,7	1,0	1,5	3,0
700	0,46	0,43	0,41	0,37	0,34	0,31	0,29	0,26
800	0,49	0,46	0,43	0,39	0,36	0,33	0,29	0,26
900	0,49	0,46	0,43	0,39	0,36	0,33	0,29	0,26
950	0,46	0,43	0,41	0,37	0,34	0,31	0,28	0,25
1000	0,43	0,40	0,38	0,35	0,33	0,30	0,27	0,24
1050	0,39	0,37	0,36	0,33	0,31	0,29	0,26	0,24
1100	0,36	0,34	0,33	0,31	0,29	0,27	0,25	0,23
1150	0,33	0,32	0,31	0,29	0,28	0,26	0,24	0,22
1200	0,30	0,29	0,28	0,27	0,26	0,24	0,23	0,21

K'_2 — коэффициент, учитывающий влияние состава стали, равный: для низкоуглеродистых сталей 1,0;

для высокоуглеродистых сталей 0,9—1,0;

для нержавеющей стали 1,1—1,2;

K'_1 — коэффициент, учитывающий материал и состояние поверхности валков, определяемый по табл. 11.

Таблица 11

Значения коэффициента K'_1	
Материал валков и их состояние	Коэффициент K'_1
Новые стальные	1,1
Стальные с сеткой разгара	1,1—1,2
Новые чугунные полутвердые	0,8—0,9
Чугунные с сеткой разгара	1,0—1,1
Чугунные сортовые чисто обточенные с отбеленной поверхностью	0,8
Чугунные листовые шлифованные	0,65—0,75
Стальные термически обработанные и шлифованные (для лабораторных станов)	0,7—0,9

Как показывают расчеты, формула (94) применима для определения коэффициента трения установившегося процесса при прокатке со скоростью скольжения более 0,2—0,3 м/сек. При небольших величинах скорости скольжения (0,07—0,15 м/сек), характерных для блумингов, обжимных и толстолистовых станов, формула (94) может давать величины коэффициента трения равные или большие единицы.

При холодной прокатке коэффициент трения может быть определен по формуле А. П. Грудева [75], учитывающей влияние на трение окружной скорости валков и смазки:

$$f_y = K_m \left[0,07 - \frac{0,1v_B^2}{2(1+v_B) + 3v_B^2} \right], \quad (95)$$

где

v_B — окружная скорость валков;

K_m — коэффициент, учитывающий влияние смазки (выбирается по табл. 8).

Проведенные А. П. Чекмаревым и В. А. Николаевым исследования внешнего трения позволили установить основные закономерности изменения коэффициента трения в условиях продольной прокатки. На основании полученных экспериментальных данных разработана методика расчета величины коэффициента трения, применимая в широком диапазоне изменения характеристик и параметров процесса прокатки.

Коэффициент трения в установившемся процессе при наличии воздушной окалины определяется по выражению

$$f_u = f_u K_t K_{\text{ш}} K_c K_v K_{\text{п}}, \quad (96)$$

где

f_u — коэффициент трения установившегося процесса прокатки в функции угла захвата α и параметра $\frac{l}{H_c}$ при $K_t = K_{t^{180^\circ}} = K_c = K_v = K_{\text{п}} = 1$ (рис. 69, а).

Поправочные коэффициенты, определенные из опытных данных (рис. 69, б), учитывают влияние на условия трения:

K_t — температуры нагрева металла;

$K_{t^{180^\circ}}$ — материала и твердости поверхности валков;

K_c — содержания углерода в прокатываемом материале;

K_v — окружной скорости валков;

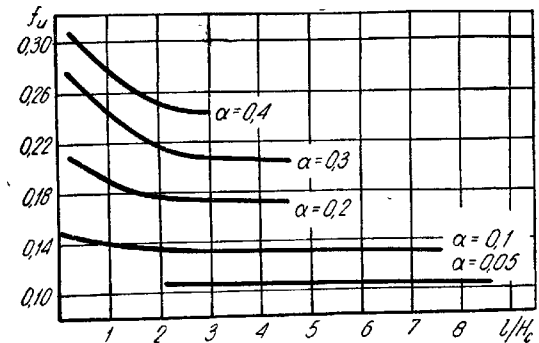
$K_{\text{п}}$ — состояния поверхности валков (табл. 12).

Таблица 12

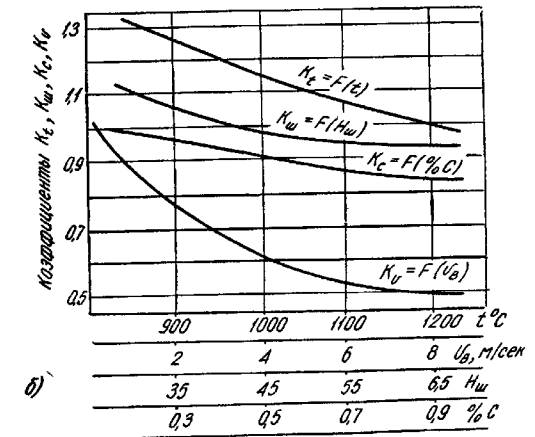
Значения коэффициента, учитывающего состояние поверхности валков

Состояние поверхности валков	Коэффициент $K_{\text{п}}$
Валки грубошлифованные	1,0
Валки грубообработанные с налипшим металлом	1,3
Валки с насечкой или накаткой	1,5

Следует отметить, что представленный метод расчета величины коэффициента трения, правильно отображая закономерности изменения условий трения в зависимости от указанных факторов, в то же время не учитывает влияния ряда чисто технологических особенностей: температуры валков, наличия охлаждающей воды и т. п. Однако и при этом совпадение расчетных и опытных значений коэффициента трения достаточно удовлетворительное (табл. 13).



а)



б)

Рис. 69. Графики для расчетов коэффициента трения установившегося процесса прокатки:

а — изменение исходного коэффициента трения в зависимости от параметров $\frac{l}{H_c}$ и α ; б — изменение поправочных коэффициентов K_t , $K_{t^{180^\circ}}$, K_c , K_v , $K_{\text{п}}$ в зависимости от соответствующих факторов.

Однако и при этом совпадение расчетных и опытных значений коэффициента трения достаточно удовлетворительное (табл. 13).

Таблица 13
Расчетные и опытные [85, 115] значения коэффициента трения при прокатке
стали марки Ст. 3

Наименование сортопрокатного стана	Темпера- тура по- лос, °С	Окруж- ная ско- рость валков, м/сек	Твер- дость валков по Шору	Коэффициент трения, f_y		Погреш- ность, %
				опытный	расчет- ный	
Стан 300	930	4,2	60	0,200	0,167	—16,5
»	900	4,7	60	0,180	0,210	+16,5
»	920	4,7	60	0,269	0,220	—18,2
»	940	3,8	60	0,275	0,265	—3,6
Стан 250	975	5,9	60	0,225	0,170	—24,6
»	900	5,9	60	0,180	0,162	—10,0
»	910	5,9	60	0,159	0,148	—5,6
»	880	5,9	60	0,109	0,115	+5,5
»	950	5,9	60	0,164	0,133	—18,2

§ 7. Мероприятия, улучшающие захват раската валками

Зачастую при прокатке в обжимных и заготовочных станах, а также в черновых клетях листовых и сортовых станов первые проходы сопровождаются плохим захватом металла валками или наличием пробуксовок в процессе прокатки. Подобные явления означают, что в начальный момент угол захвата больше угла трения ($\alpha > \beta_3$), а в установившемся процессе, вследствие изменения условий прокатки по сравнению с начальным, угол трения уменьшается настолько, что оказывается равным половине угла захвата или меньшим, т. е. $\beta_y \leq \frac{\alpha}{2}$. Такие случаи возможны, например, на реверсивных станах, где для получения максимальных обжатий захват раската валками производят при небольшой окружной скорости, а затем скорость увеличивают, чтобы сократить время прокатки. Это и приводит к уменьшению коэффициента трения и появлению пробуксовок.

Наличие печной окалины на поверхности полосы также снижает коэффициент трения установившегося процесса и может вызвать буксование валков по прокатываемому металлу. За время буксовки окалина разрушается и охлаждается водой, поступающей на валки. Это увеличивает коэффициент трения и способствует возобновлению процесса прокатки.

Улучшения условий захвата в начальный момент прокатки, если это необходимо, достигают, подсыпая на передний конец полосы песок или окалину.

Устранить пробуксовки в момент захвата можно также путем увеличения диаметра валков, что приводит к уменьшению угла захвата, путем принудительного заталкивания полосы в валки, или путем насечки или накатки поверхностей валков,

что способствует увеличению коэффициента трения. Последнее мероприятие применяется в обжимных и черновых клетях только при прокатке мягких сталей. При прокатке высокоуглеродистых и легированных сталей применение насечки и накатки недопустимо, так как это является причиной образования на поверхности проката дефектов.

В прямоугольных калибрах улучшение захвата обеспечивается увеличением угла наклона боковых стенок, приводящим к увеличению сил трения, втягивающих металл в валки.

Глава V. ПРОДОЛЬНОЕ ТЕЧЕНИЕ МЕТАЛЛА В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

§ 1. Продольное течение металла при осадке

При пластической деформации, согласно закону наименьшего сопротивления, металл течет в противоположные стороны относительно плоскостей раздела (см. рис. 41). В случае осадки

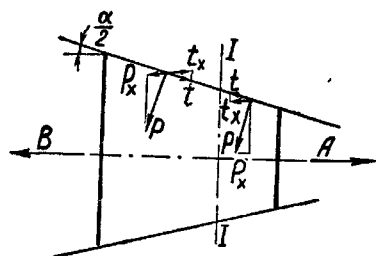


Рис. 70. Схема деформации металла между наклонными бойками.

параллелепипеда между параллельными бойками перемещение деформируемого металла в горизонтальной плоскости происходит от центра изделия к периферии. Поскольку сопротивление движению со стороны контактных сил трения как в направлении *A*, так и в направлении *B* одинаково, то металл имеет равные возможности течения к периферии относительно плоскости *I—I*, которую называют

критическим (или нейтральным) сечением (разделом истечения).

При осадке скорость инструмента направлена перпендикулярно сечению (в плане) деформируемого образца. Что касается последнего, то скорость течения металла от центра к периферии увеличивается от нуля до какого-то значения. При наличии «прилипания» металла на контакте, перемещение металла развивается во внутренних слоях образца.

Рассмотрим теперь условия течения металла при осадке между наклонными бойками (рис. 70). Условно назовем движение металла вправо от критического сечения опережением, а влево — отставанием. Здесь будет иметь место и опережение, и отставание металла, но вследствие изменения силовой схемы деформации по сравнению со схемой при осадке параллельными бойками критическое сечение смещается вправо. Это смещение обусловлено уменьшением со стороны инструмента сопротивления отставанию и, наоборот, увеличением сопротивления опережению.

Уменьшение сопротивления отставанию происходит за счет наклона инструмента и возникновения вследствие этого выталкивающей силы p_x . Таким образом, удельное сопротивление отставанию численно будет выражаться горизонтальной составляющей равнодействующей удельных сил трения и давления (принимая для упрощения равномерным их распределение)

$$r'_x = t_x - p_x. \quad (97)$$

Для правой части клина получим

$$r''_x = t_x + p_x, \quad (98)$$

где r'_x и r''_x — сопротивления течению металла в горизонтальной плоскости.

Из сравнения уравнений (97) и (98) видно, что

$$r''_x > r'_x.$$

Положение критического сечения определяют, исходя из условия равновесия сил, действующих в левой и правой частях клина, т. е. при ширине клина $B = 1$ и длине его l

$$r'_x l_{от} = r''_x l_{оп}, \quad (99)$$

где $l_{от}$ и $l_{оп}$ — длина областей отставания и опережения, или

$$\frac{l_{от}}{l_{оп}} = \frac{r''_x}{r'_x}.$$

Так как $r''_x > r'_x$, то длина участка отставания больше длины участка опережения $l_{от} > l_{оп}$.

Имея в виду уравнения (97), (98) и (99), запишем:

$$\frac{l_{от}}{l_{оп}} = \frac{t_x + p_x}{t_x - p_x} = \frac{t \cos \frac{\alpha}{2} + p \sin \frac{\alpha}{2}}{t \cos \frac{\alpha}{2} - p \sin \frac{\alpha}{2}},$$

или

$$\frac{l_{от}}{l_{оп}} = \frac{f_y + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{f_y - \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}. \quad (100)$$

Преобразуя это выражение, получим уравнение для определения длины области $l_{оп}$:

$$\frac{l_{оп}}{l} = \frac{f_y - \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{2f_y}$$

Поскольку $\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha}{2}$ и $f_y \approx \beta_y$, уравнение можно записать следующим образом:

$$\frac{l_{\text{оп}}}{l} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right). \quad (101)$$

Из анализа условий деформации металла между наклонными поверхностями следует также, что с увеличением длины очага деформации размеры областей опережения и отставания увеличиваются. Увеличение угла наклона поверхностей $\frac{\alpha}{2}$ сопровождается повышением сопротивления опережению. При достижении определенного значения угла $\frac{\alpha}{2}$ это сопротивление увеличивается настолько, что опережение металла полностью прекращается и металл выталкивается из бойков. При коэффициенте трения $f_y \approx \beta_y = 0,1$, согласно уравнению (101), течение металла отсутствует при $\alpha = 0,2$ (т. е. при $\alpha = 2\beta_y$).

Уравнение (101) действительно при наличии скольжения по всей длине контакта, при котором условия трения подчиняются закону Амонтона ($t = fp$). Однако экспериментальные данные Е. П. Унксова [16], И. Я. Тарновского [27] и других исследователей показывают, что в определенных условиях осадки скольжения на некоторой части длины контакта отсутствует и металл как бы прилипает к поверхности инструмента, а следовательно, при этом действует иной закон трения. Отсутствие аналитических формул для определения размеров области прилипания затрудняет расчеты формоизменения при пластической деформации.

Приблизненно влияние зоны прилипания на процесс прокатки может быть учтено через коэффициент внешнего трения, соответствующий данным условиям деформации. Тогда окажется возможным определять параметры и характеристики процесса с учетом прилипания по формулам, полученным из условия полного скольжения металла по дуге захвата.

§ 2. Продольное течение металла при прокатке

При прокатке объем металла, подвергаемый деформации, может быть уподоблен деформированию между наклонными плитами с той лишь разницей, что в каждый данный момент поверхности контакта обновляются и полоса продвигается вперед за счет транспортирующего действия валков. Кроме того, на условия деформации металла в валках определенное влияние оказывают внешние части полосы, находящиеся перед и за валками. Но очевидно, что общие закономерности продольного течения металла в валках остаются подобными условиям деформации между наклонными бойками.

Таким образом, в общем случае очаг деформации по длине имеет три зоны (рис. 71, а): две зоны скольжения (зоны I и II) и зону прилипания (зона III). При прокатке тонких полос скольжение наблюдается по всей длине дуги и очаг деформации имеет только две зоны скольжения. Для этого более простого случая прокатки и рассмотрим закономерности продольного течения металла.

Согласно закону наименьшего сопротивления металл перемещается в обе стороны от плоскости раздела А—А (рис. 71, б). В плоскости раздела течение металла относительно поверхности валков отсутствует, поэтому в данном сечении металл будет иметь поступательную скорость, равную горизонтальной составляющей окружной скорости валков, т. е.

$$v_{\gamma} = v_B \cos \gamma,$$

где

v_B — окружная скорость валков;

v_{γ} — скорость частиц металла в критическом сечении;

γ — угол критического сечения.

От критического сечения в направлении плоскости выхода скорость перемещения металла в результате деформации увеличивается, поскольку добавляется к основной скорости скорость скольжения раската относительно валков. Конечная скорость металла на выходе определяется скоростью транспортировки полосы валками и величиной приращения скорости вследствие пластического течения. Значит,

$$v_h = v_B + \Delta v_h, \quad (101, a)$$

где

v_h — скорость выходящего из валков конца полосы;

Δv_h — приращение скорости за счет пластического течения металла.

Таким образом, в зоне II очага деформации скорость полосы, начиная от критического сечения, оказывается больше горизон-

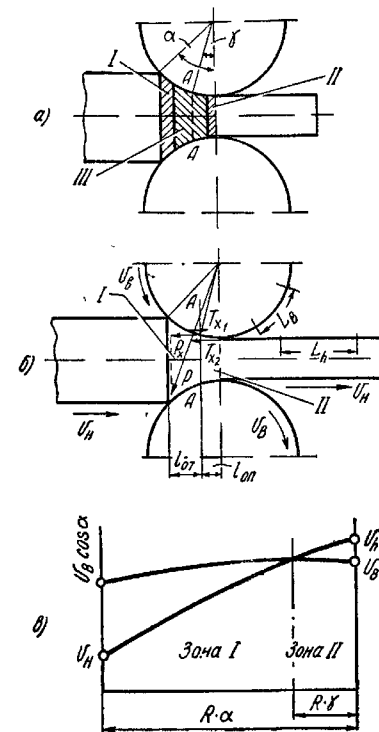


Рис. 71. К пояснению кинематики очага деформации:

а — строение очага деформации; б — схема действующих сил; v — изменение горизонтальной проекции окружной скорости валков и скорости полосы по длине дуги захвата; I — зона отставания; II — зона опережения; III — зона прилипания.

тальной составляющей окружной скорости валков. Здесь металл опережает валки, и поэтому зону II принято называть зоной опережения, а само это явление — опережением. Поскольку в зоне опережения металл перемещается относительно валков в направлении прокатки, силы трения по контактными поверхностям действуют на полосу против направления вращения валков.

Влево от критического сечения в результате пластической деформации течение металла происходит против направления вращения валков. Поэтому скорость входящего конца полосы будет представлять собой алгебраическую сумму скорости, сообщаемой полосе транспортирующим действием валков, и скорости пластического течения:

$$v_H = v_B \cos \alpha - \Delta v_H.$$

Скорость металла в зоне I меньше скорости валков. Наибольшее различие в скорости металла и валков имеет место в плоскости входа.

Зону I, в которой металл в своем движении отстает от валков, принято называть зоной отставания. Изменение скорости валков и полосы по длине дуги захвата представлено на рис. 71, в.

§ 3. Соотношение между углами α , β_y , γ

Исходя из условия равновесия сил, действующих в очаге деформации (рис. 71, б), запишем так [15]:

$$T_{x_1} - P_x = T_{x_2}, \quad (102)$$

где

T_{x_1} — горизонтальная составляющая силы трения в зоне отставания;

P_x — горизонтальная составляющая нормального давления;

T_{x_2} — горизонтальная составляющая сил трения в зоне опережения.

С целью упрощения вывода формулы считаем, что

$$f_y \approx \beta_y, \\ \sin \varphi \approx \varphi,$$

а ширина полосы и косинусы углов равны единице. Тогда можно выразить члены уравнения (102) следующим образом:

$$P_x = P \sin \varphi = p_c R \alpha \varphi; \\ T_{x_1} = T_1 \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} = \beta_y p_c R (\alpha - \gamma); \\ T_{x_2} = T_1 \cos \frac{\gamma}{2} = \beta_y p_c R \gamma, \quad (103)$$

где

p_c — среднее удельное давление в очаге деформации.

Подставив выражения (103) в уравнение (102), получим

$$\beta_y (\alpha - \gamma) - \alpha \varphi = \beta_y \gamma.$$

Отсюда путем простых преобразований находим

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\varphi}{\beta_y} \right). \quad (104)$$

Согласно (74), угол $\varphi = \frac{\alpha}{n_R}$. После подстановки в предыдущее выражение получим формулу И. М. Павлова:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{n_R \beta_y} \right). \quad (105)$$

Если принять, что показатель $n_R = 2$ (допущение о равномерном распределении удельных давлений по дуге захвата), то получим

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right). \quad (106)$$

Из сравнения формул (101) и (106) следует вывод о подобии условий деформации при осадке между наклонными бойками и при прокатке в валках.

Уравнение (106) действительно в случае наличия равномерной деформации металла по высоте, при которой скорость движения точек металла в данном поперечном сечении очага деформации одинакова по высоте. Последнее условие в значительной степени соблюдается при прокатке сравнительно тонких полос.

Формула (106) позволяет установить теоретическим путем величину угла критического сечения для различных соотношений между углами α и β_y (при $B = b$). Так, если в процессе прокатки $\alpha = \beta_y$, то угол γ оказывается равным

$$\gamma = 0,25\alpha.$$

При условии, что $\alpha = 2\beta_y$, получим $\gamma = 0$, т. е. (аналогично случаю осадки между наклонными бойками) полоса выталкивается из валков (предельный случай прокатки).

В общем случае зависимость между отношением $\frac{\gamma}{\alpha}$ и α при $\beta_y = 10^\circ$ выражается кривой, представленной на рис. 72, а.

Увеличение α приводит к монотонному уменьшению $\frac{\gamma}{\alpha}$, что находится в полном соответствии с осадкой в наклонных бойках.

Пренебрежение действительным положением равнодействующей сил в очаге деформации в некоторых условиях прокатки вносит в расчет отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ заметную ошибку. Например, для различ-

ных значений показателя смещения равнодействующей n_R и углов $\alpha = 8^\circ$ и $\beta_y = 10^\circ$, получим:

$$n_R = 3,0; \quad \frac{\gamma}{\alpha} = 0,365;$$

$$n_R = 2,0; \quad \frac{\gamma}{\alpha} = 0,300;$$

$$n_R = 1,40; \quad \frac{\gamma}{\alpha} = 0,285.$$

Величина угла критического сечения в процессе прокатки (при всех остальных постоянных параметрах) определяется коэффициентом трения и углом захвата,

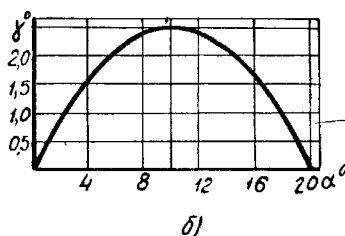
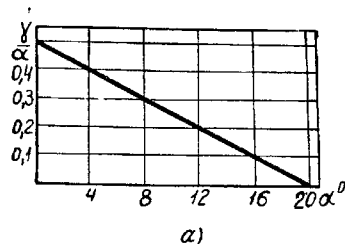


Рис. 72. Изменение отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ (а) и угла критического сечения γ (б) в зависимости от угла захвата α .

а следовательно, и абсолютным обжатием. При увеличении коэффициента трения сопротивление течению металла от нейтрального сечения к плоскости входа в зоне отставания, очевидно, возрастает в большей степени, чем сопротивление течению к плоскости выхода в зоне опережения.

Происходящее вследствие этого изменение условий равновесия сил в очаге деформации приводит, согласно закону наименьшего сопротивления, к увеличению протяженности зоны опережения и к уменьшению зоны отставания.

Таким образом, увеличение коэффициента трения приводит к увеличению значения угла критического сечения. Согласно расчетам по формуле (106), значения угла γ в функции угла захвата (обжатия) при $\beta_y = \text{const}$ изменяются по закону пара-

болы с максимумом при $\alpha = \beta_y$. При $\alpha < \beta_y$ угол критического сечения возрастает с увеличением угла захвата, а затем снижается до $\gamma = 0$ при $\alpha = 2\beta_y$ (рис. 72, б). При установившемся процессе прокатки можно увеличить угол захвата до некоторой величины, большей угла трения β_y , но меньше двух углов трения $2\beta_y$.

В любых условиях деформации увеличение угла захвата вызывает до определенной степени расширение области опережения и, следовательно, увеличение угла критического сечения. При дальнейшем увеличении обжатия критический угол начинает уменьшаться вследствие смещения в направлении плоскости входа точки приложения равнодействующей сил нормального давления и трения в зоне отставания (см. рис. 71, б)

В этом случае горизонтальная проекция сил нормального давления, направленная против хода прокатки, увеличивается больше, чем проекция сил трения зоны отставания, направленная по ходу прокатки, что способствует течению металла в направлении плоскости входа и абсолютному и относительному увеличению зоны отставания. Увеличивая обжатие, можно достичь такого положения, когда опережение и угол критического сечения будут равны нулю, а область отставания распространится на всю длину дуги захвата. В этих предельных условиях ($\alpha = 2\beta_y$) начнется буксование и процесс прокатки прекратится.

Уширение металла в очаге деформации способствует увеличению площади соприкосновения раската с валками. В результате этого, по сравнению с прокаткой при $B = b$, величины горизонтальных составляющих сил, препятствующих продольному перемещению металла, повышаются. Это повышение более заметно в зоне опережения, где ширина полосы, а значит, и величина продольных подпирющих сил на единицу длины очага деформации несколько больше, чем в зоне отставания. Увеличение сопротивления продольному течению металла к плоскости выхода приводит, согласно закону наименьшего сопротивления, к уменьшению зоны опережения и угла критического сечения.

При равномерной пластической деформации положение критического сечения, т. е. отношение $\frac{\gamma}{\alpha}$, не должно зависеть, как следует из уравнения (106), от параметра очага деформации $\frac{l}{H_c}$. В случае неравномерной деформации, при прокатке высоких раскатов, скорость контактных слоев увеличивается за счет воздействия центральных слоев, имеющих большую конечную продольную скорость пластического смещения [13]. В результате такого взаимодействия центральных и контактных слоев металла величина опережения (по сравнению с условиями равномерной деформации) возрастает.

Подсчитанное по экспериментальным данным значение $\frac{\gamma}{\alpha}$ для различных величин $\frac{l}{H_c}$ и α ($\alpha = 0,1 - 0,3$) изменяется по кривой, представленной на рис. 73. При $\frac{l}{H_c} > 3$ отношение $\frac{\gamma}{\alpha}$ остается,

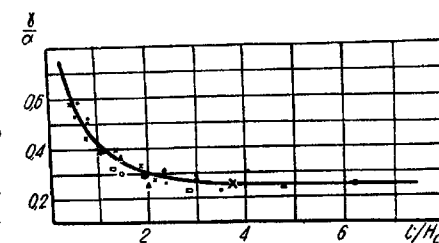


Рис. 73. Влияние параметра $\frac{l}{H_c}$ на изменение отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ (алюминий) при разных значениях угла захвата α :

- — $\alpha = 0,1$; × — $\alpha = 0,15$;
- △ — $\alpha = 0,25$; □ — $\alpha = 0,3$.
- — $\alpha = 0,20$;

постоянным, что косвенно свидетельствует о наличии равномерной деформации. При $\frac{l}{H_c} < 3$ (с уменьшением $\frac{l}{H_c}$) увеличение неравномерности деформации способствует повышению отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$.

А. И. Целиковым [155] получена формула для расчета угла критического сечения с учетом зоны прилипания в очаге деформации. Для случаев, когда $\frac{l}{H_c} > 3 - 4$, формула имеет следующий вид:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - (1 - \cos \alpha) \frac{p_c}{2t_c}, \quad (106a)$$

где

p_c — среднее удельное давление на поверхности контакта;

t_c — средняя удельная сила трения.

Если предположить, что $t_c = f_y p_c$, то выражение превращается в формулу С. Экелунда [53]:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2f_y}. \quad (106b)$$

§ 4. Опережение при прокатке в гладких валках

Явление опережения легко обнаружить, если прокатать полосу в валках, на поверхности которых нанесены керновые отметки (см. рис. 71, б). После прокатки в таких валках на полосе остаются отпечатки от керновых отметок. В результате пластического течения металла в зоне опережения расстояние между отпечатками несколько больше расстояния между отметками на валках. Измерив эти расстояния, опережение рассчитывают по формуле

$$S = \frac{L_h - L_B}{L_B}, \quad (107)$$

где

L_B — расстояние между керновыми отметками на валках;

L_h — расстояние между отпечатками кернов на раскате.

Величина опережения может быть выражена в процентах.

При горячей прокатке размер L_h определяется с учетом теплового удлинения полосы, при этом

$$L_h = L_x (1 + \alpha_T t), \quad (108)$$

где

L_x — расстояние между керновыми отметками на полосе в холодном состоянии;

$\alpha_T \approx 0,000013$ — коэффициент теплового расширения стали.

Экспериментальным путем опережение определяется также из сопоставления скоростей полосы и валков по формуле

$$S = \frac{v_h - v_B}{v_B}. \quad (109)$$

В практических условиях величина опережения чаще всего находится в пределах от 2 до 10%. При этом большее значение опережения соответствует случаям прокатки тонких полос, чем и объясняется необходимость учета опережения при разработке рациональных скоростных режимов деформации на непрерывных тонколистовых и сортовых станах.

Для случаев прокатки, когда уширение мало или вовсе отсутствует, хорошее совпадение с опытными данными дает формула Финка [87, 95]. Эта формула получена из рассмотрения скоростных условий прокатки в очаге деформации и приравнивания горизонтальной составляющей окружной скорости валков скорости частиц металла в нейтральном сечении. Формула Финка имеет следующий вид:

$$S = \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1 \quad (109a)$$

Более общий вывод формулы для расчета опережения получается из условия постоянства объема металла. При этом условии объем металла, проходящего за единицу времени через критическое сечение очага деформации, равен таковому в плоскости выхода

$$v_T \omega_T = v_h \omega_h.$$

Но так как из (109)

$$v_h = v_B (1 + S)$$

и

$$v_T \approx v_B,$$

то

$$v_T \omega_T = v_T (1 + S) \omega_h, \quad (110)$$

где

v_T — скорость раската в критическом сечении;

ω_T — площадь критического сечения;

ω_h — площадь полосы после прокатки;

$(1 + S)$ — коэффициент опережения.

Коэффициент опережения равен

$$(1 + S) = \frac{v_h}{v_B}. \quad (111)$$

Выразим уравнение (110) следующим образом:

$$h_T b_T = h b (1 + S).$$

Отсюда

$$h_{\gamma} = h \frac{b}{b_{\gamma}} (1 + S), \quad (112)$$

где h_{γ} и b_{γ} — толщина и ширина полосы в критическом сечении.

Угол критического сечения γ определяем, используя выражение (61):

$$\cos \gamma = 1 - \frac{h_{\gamma} - h}{D}.$$

Заменяя в этом выражении h_{γ} из (112) и принимая $\cos \gamma \approx 1 - \frac{\gamma^2}{2}$, получим

$$\frac{\gamma^2}{2} = \frac{h \left[\frac{b}{b_{\gamma}} (1 + S) - 1 \right]}{D}. \quad (113)$$

Преобразуя это уравнение относительно S , найдем

$$S = \frac{b_{\gamma}}{b} \left(R \frac{\gamma^2}{h} + 1 \right) - 1. \quad (114)$$

Для многих случаев прокатки $\frac{b_{\gamma}}{b} \approx 1$, поэтому

$$S = \frac{R}{h} \gamma^2. \quad (115)$$

Этой формулой, предложенной Дрезденом [95], главным образом и пользуются для теоретического расчета величины опережения. Угол критического сечения γ , входящий в эту формулу, определяют из уравнения (106).

Если опережение определено опытным путем, то по его величине можно рассчитать угол γ (в радианах) из выражения (115):

$$\gamma = \sqrt{\frac{Sh}{R}}. \quad (116)$$

Таким образом, при равномерной деформации опережение является функцией угла критического сечения, радиуса валков и конечной толщины полосы.

Формула опережения с учетом уширения полосы в очаге деформации впервые была предложена А. П. Виноградовым [158]. Эта формула имеет вид

$$S = \frac{\left[B + \Delta b \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha} \right) \right] [h + D(1 - \cos \gamma) \cos \gamma]}{(B + \Delta b) h} - 1. \quad (116a)$$

Если $\Delta b = 0$, выражение (116a) превращается в формулу Финка (109a).

Для расчетов опережения с учетом уширения можно также применять формулу Финка с поправочным коэффициентом И. М. Павлова:

$$S = C_0 \left\{ \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1 \right\}, \quad (117)$$

где

C_0 — коэффициент, зависящий от $\frac{\gamma}{\alpha}$ и $\frac{b}{B}$, значения которого приводятся в работе [109].

С возрастанием угла критического сечения опережение увеличивается, поскольку увеличивается длина области опережения.

Увеличение толщины выходящей из валков полосы (при всех остальных неизменных факторах) приводит к уменьшению величины опережения. Это явление объясняется следующим образом. Мысленно разобьем полосу по высоте на ряд горизонтально расположенных слоев равной толщины. Считаем, что при определенной деформации все слои обжимаются равномерно. По мере увеличения толщины полосы число горизонтальных слоев увеличивается, а степень деформации и, следовательно, величина элементарного смещенного объема по высоте каждого слоя уменьшается. Последнее обуславливает уменьшение интенсивности перемещения точек металла в продольном направлении и уменьшение опережения.

Увеличение радиуса валков при неизменных толщине полосы и обжатии способствует увеличению опережения. Подобная закономерность связана с увеличением длины дуги захвата и соответствующим увеличением размеров зон отставания и опережения.

Зависимость опережения от толщины полосы и диаметра валков достаточно хорошо иллюстрируют опытные данные М. И. Бояришинова и В. В. Мельтцера [86], представленные на рис. 74.

Поскольку в формулу (106) для определения угла критического сечения входит коэффициент трения, все характеристики процесса прокатки, влияющие на его значения, будут влиять также и на величину опережения. Так, например, повышение температуры металла при прокатке способствует уменьшению значений не только коэффициента трения, но и опережения. С увеличением окружной

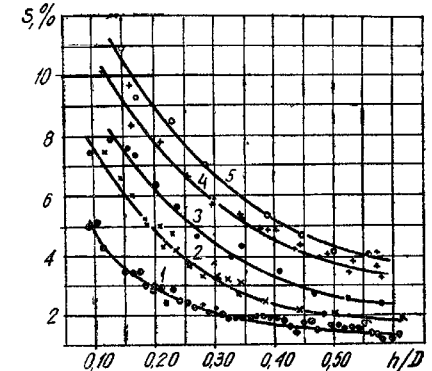


Рис. 74. Зависимость опережения от отношения $\frac{h}{D}$ и угла захвата ($D = 80$ мм):
1 — $8^\circ 40'$; 2 — $12^\circ 14'$; 3 — 15° ; 4 — $17^\circ 20'$; 5 — $19^\circ 24'$.

скорости и твердости поверхности валков вместе с уменьшением коэффициента трения снижается и опережение.

На величину опережения заметное влияние оказывает ширина прокатываемой полосы, если при этом величина уширения значительна. Чем больше относительное уширение, тем больше будет уменьшаться опережение [130]. Влияние ширины полосы на опережение можно объяснить, пользуясь законом наименьшего сопротивления (периметра). При узком и длинном очаге деформации большее сопротивление движению металла развивается в продольном направлении и меньшее в поперечном. В результате такого действия подпирющих сил значительная часть смещенного объема перемещается в направлении наименьшего сопротивления, т. е. в поперечном направлении, и меньшая — в продольном. Опережение в этом случае имеет небольшую величину.

§ 5. Опережение в калибрах

Неравномерность высотной деформации, различие в диаметрах валков и в условиях трения по ширине калибра способствуют

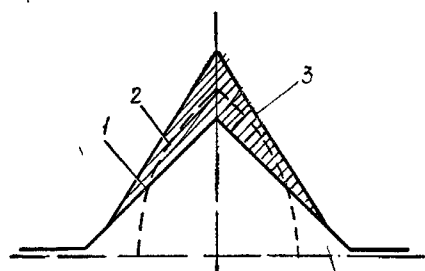


Рис. 75. Диаграмма опережения по контуру квадратного калибра при прокатке в нем овала: 1 — калибр; 2 — заготовка; 3 — распределение опережения.

неравномерному развитию опережения в периферийных и центральных частях поверхности раската. Согласно исследованиям И. М. Павлова и М. И. Капустиной [88], А. П. Чекмарева и Н. М. Санько [89] диаграммы опережения по контуру калибров почти совпадают с их формой (рис. 75), и опережение больше в тех продольных сечениях калибров, где меньше катящийся радиус валка. Из экспериментальных данных работ [85, 88, 89] также следует, что при сравнимых условиях деформации средняя величина опережения в калибрах превышает значение опережения в гладких валках. Например, в опытах [88] при прокатке квадратной заготовки в овальном калибре опережение равно 7,53%, против 5,51% в гладких валках. Увеличение опережения происходит в результате возрастания угла критического сечения, которое обусловлено повышением влияния сил трения за счет действия наклонных стенок калибра.

§ 6. Определение коэффициента трения по опережению

Метод определения коэффициента трения в установившемся процессе по опережению является одним из наиболее распростра-

ненных [47, 87, 90]. В условиях равномерной деформации (при $\frac{l}{H_c} > 3 - 3,5$) он дает достаточно близкие к действительным результаты. Сущность метода заключается в следующем. При помощи керновых отметок, нанесенных на валки, определяется опережение полосы (107), а затем по формуле (116) рассчитывается угол критического сечения γ . Определение величины коэффициента трения производится по выражению

$$f_y \approx \beta_y = \frac{0,5\alpha}{1 - 2\frac{\gamma}{\alpha}}. \quad (117a)$$

Преимуществами данного метода по сравнению с рассмотренными в гл. IV являются простота экспериментирования и возможность получения значений коэффициента трения непосредственно из условий процесса пластической деформации в валках.

При прокатке полос со значениями параметра $\frac{l}{H_c} < 3$ определять коэффициент трения методом опережения нельзя, поскольку соотношение между размерами зоны опережения и длиной дуги захвата в этом случае обусловлено не только силовой схемой деформации, но также, в значительной степени, неравномерностью деформации в высотном и продольном направлениях.

§ 7. Отставание при прокатке

Величину отставания можно определить, исходя из условия постоянства объема металла:

$$\omega_n v_n = \omega_r v_r, \quad (118)$$

где

ω_n, v_n — площадь поперечного сечения и скорость полосы при входе в валки.

Выразим скорость полосы v_n через окружную скорость валков:

$$v_n = \frac{v_R \cos \alpha}{1 + S_n},$$

где S_n — отставание.

Подставив в уравнение (118), после преобразований получим

$$H B v_B \cos \alpha = h_r b_r v_B \cos \gamma (1 + S_n) \dots \quad (119)$$

После замены h_r из выражения (112) и преобразований получим коэффициент отставания

$$1 + S_n = \frac{\mu \cos \alpha}{1 + S} \quad (120)$$

Таким образом получена связь коэффициентов отставания и опережения с коэффициентом вытяжки и углом захвата.

Само явление отставания не имеет такого практического значения при прокатке, как опережение.

§ 8. Зона прилипания при прокатке

Большинство теоретических решений различных вопросов прокатки получено при допущении, что в очаге деформации в продольном направлении существуют только зоны скольжения (отставания и опережения), в которых частицы металла относительно поверхности валков перемещаются в противоположных направлениях. При этом полагают, что границей раздела течения металла в противоположных направлениях является плоскость (критическое сечение).

В то же время с точки зрения законов механики трудно предположить, чтобы изменение направления движения происходило резко (разрывно). Должна существовать зона перехода с участками замедления и ускорения. Очевидно, что границей между областями отставания и опережения также должна быть зона перехода. Так как в этой зоне перемещение частиц металла относительно поверхности валков незначительно или вовсе отсутствует, ее назвали зоной прилипания. Положение о существовании зоны прилипания впервые (в 1933 году) было высказано Н. А. Соколовским и затем развито А. И. Целиковым. В зоне прилипания изменение сил трения не подчиняется закону Амонтона, что имеет место в зонах скольжения [23, 155].

Неравномерность деформации по высоте оказывает влияние на протяженность зоны прилипания. При равномерной деформации протяженность зоны прилипания очень мала. Деформацию называют равномерной, если продольные скорости течения в каждой точке данного вертикального сечения одинаковы и величины коэффициентов обжатия, удлинения и уширения не меняются по высоте. При этом на протяжении длины дуги захвата значения коэффициентов и скоростей определенным образом меняются.

Опытами И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева и В. Б. Ляшкова [13] установлено, что деформация полосы приближается к равномерной, когда $\frac{l}{H_c} > 3—3,5$, т. е. при прокатке сравнительно тонких полос. В этих условиях почти по всей длине зон отставания и опережения металл скользит относительно поверхности валков и расчеты по формулам (106) и (115) являются вполне достоверными.

При прокатке с $\frac{l}{H_c} < 3—3,5$ опытами [13] зафиксировано наличие неравномерности деформации, степень которой возрастает по мере уменьшения параметра $\frac{l}{H_c}$, т. е. с увеличением толщины полосы. В этом случае распределение по высоте и длине очага деформации коэффициентов обжатия, удлинения и уширения неравномерно.

Как следует из рис. 76, величины нарастающих высотных обжатий для контактного и центрального горизонтальных слоев очага деформации не только количественно, но и качественно отличаются друг от друга. В начале дуги захвата преимущественно деформируется контактный слой полосы, в то время как центральный слой обжимается в значительно меньшей степени. На некоторой части дуги деформация контактного слоя прекращается, но резко увеличивается высотное обжатие центрального слоя. Интенсивный рост обжатия центрального слоя заканчивается тогда, когда снова начинается пластическая деформация контактного слоя вблизи от плоскости выхода.

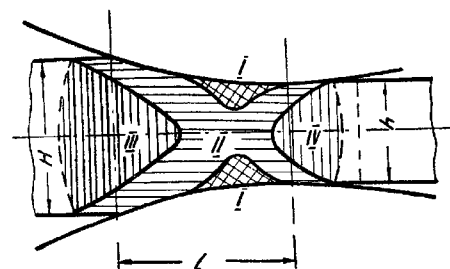


Рис. 77. Схема распределения пластических деформаций при $\frac{l}{H_c} > 0,8$:

I — области затрудненной деформации; II — область пластической деформации сжатия по высоте и растяжения в продольном направлении; III и IV — области пластической деформации сжатия в продольном направлении и утолщения по высоте.

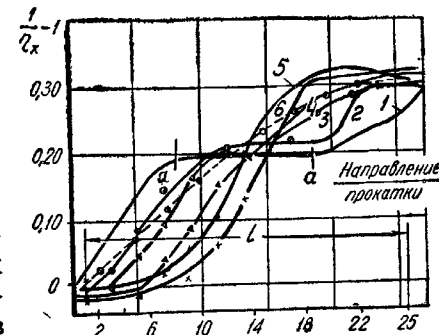


Рис. 76. График нарастающих высотных деформаций элементарных слоев

образца при $\frac{l}{H_c} = 1,16$:

1 — поверхностный слой; 6 — срединный слой; 2, 3, 4, 5 — промежуточные слои образца по высоте. Пунктирная линия соответствует равномерной деформации.

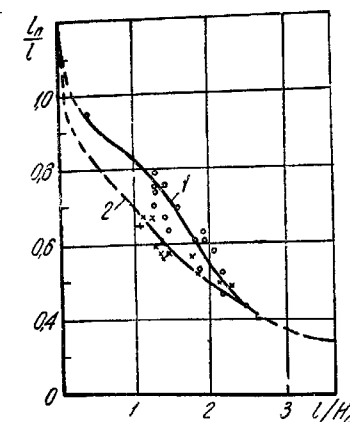


Рис. 78. Зависимость относительной протяженности зоны прилипания от фактора формы

$\left(\frac{l}{H_c}\right)$ при прокатке:

1 — алюминиевых; 2 — медных полос.

Как показали исследования, в области постоянных значений высотных деформаций (рис. 76) отсутствуют удлинение и уширение контактного слоя. Поскольку в этом слое нет никаких пластических смещений, понятно, что скорость металла на участке $a-a$ дуги захвата должна быть равна скорости валков. Эту часть длины очага деформации называют зоной прилипания.

Зона прилипания на дуге захвата представляет собой основание области затрудненной деформации, распространяющейся вглубь полосы (рис. 77). Наличие зон затрудненной деформации и прилипания является результатом действия внешнего трения и неравномерности деформации. При этом с увеличением коэффициента трения и уменьшением параметра $\frac{l}{H_c}$ продольные размеры зоны прилипания возрастают.

Изменение зоны прилипания относительно длины дуги захвата $\frac{l_{\text{п}}}{l}$ для различных металлов и величины $\frac{l}{H_c}$ представлены на рис. 78 [13]. Однако эти данные не являются универсальными, поскольку они получены при определенных условиях трения $f_y = 0,2 - 0,25$. Другим значениям f_y при неизменном параметре $\frac{l}{H_c}$ будут соответствовать иные величины $\frac{l_{\text{п}}}{l}$.

Глава VI. ПОПЕРЕЧНОЕ ТЕЧЕНИЕ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ

§ 1. Значение уширения

В результате высотного обжатия в валках металл течет не только в продольном, но и в поперечном направлении, увеличивая ширину выходящей полосы. Приращение ширины полосы при деформации называют уширением и обозначают Δb . Уширение при прокатке является в большинстве случаев отрицательным фактором, так как требует увеличения суммарного обжатия в процессе уменьшения поперечного сечения полосы, например, при прокатке с кантовками на блумингах, на обжимных и других станах. По этой причине прокатку металла желательно производить в условиях, препятствующих развитию уширения.

Различают следующие виды уширения: свободное, ограниченное и вынужденное.

Свободное уширение наблюдается при прокатке в валках с гладкой бочкой, где поперечному течению металла препятствуют только контактные силы трения. Уширение такого вида характерно для листов, полос, лент.

Ограниченное или стесненное уширение имеет место при прокатке в калибрах, где течению металла в поперечном направлении, кроме контактных сил трения, препятствуют боковые стенки. Примером деформации металла с ограниченным уширением является прокатка в ящичных, квадратных, ромбических, балочных и других калибрах.

Вынужденное уширение является результатом неравномерной деформации по ширине и высоте полосы, что чаще всего имеет место при прокатке в калибрах. Для уяснения сказанного рассмотрим особенности деформации квадратной полосы в овальном калибре (рис. 79). Части полосы 1 и 2 обжимаются в большей степени, чем середина, и поэтому имеют тенденцию к большей вытяжке (удлинению). В связи с тем, что полоса представляет собой единое целое, менее обжимаемые средние части профиля 3 будут препятствовать удлинению крайних участков, снижая интенсивность их продольного течения. Не имея возможности течь

вдоль в соответствии с полученной деформацией, металл из более обжимаемых крайних частей полосы вынужден течь в поперечном направлении, увеличивая общее уширение.

При прокатке высоких тел, например, слитков на блумингах, уширение приконтактных слоев (рис. 80, а) также имеет вынужденный характер вследствие не-

равномерного распространения деформации по толщине. В этом случае продольному течению поверхностных слоев препятствует сердцевина слитка, куда пластическая деформация не проникает или проникает в меньшей степени.

В зависимости от условий деформации величина уширения колеблется в довольно больших пределах: от 2—3 мм в последних клетях мелкосортных станов до 15—25 мм за проход при

прокатке на крупносортных станах и блумингах. Поэтому правильный выбор уширения определяет точность прокатываемого профиля. Если уширение окажется больше предусмотренного расчетом, металл переполнит калибр, выходя в зазор между валками и образуя заусеницы или «лампасы» на профиле. В случае недостаточного уширения металла калибр не заполняется. При прокатке широких листов на современных станах суммарное уширение незначительно и практически не оказывает влияния на точность профиля, так как либо боковые кромки обрезаются на дисковых ножницах, либо заданная ширина полосы получается обкаткой боковых кромок в клетях с вертикальными валками.

§ 2. Составляющие уширения при прокатке

Характер поперечного течения металла довольно сложен и определяется условиями трения на контактных поверхностях и неравномерностью деформации полосы. В зависимости от степени влияния этих факторов форма боковой поверхности полосы может быть прямой, выпуклой и двояковыпуклой (см. рис. 80).

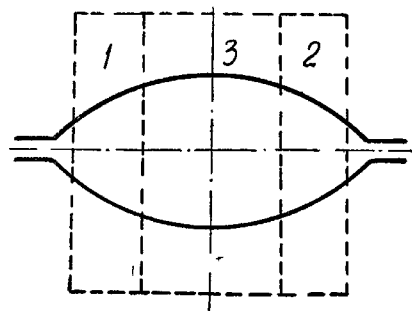


Рис. 79. Схема деформации квадратной полосы в овальном калибре.

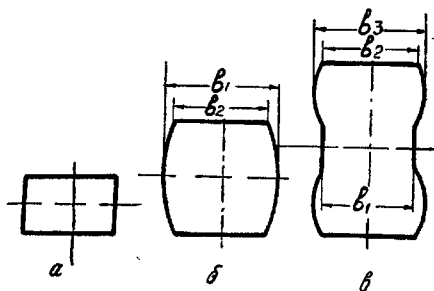


Рис. 80. Возможные формы боковых поверхностей полосы при прокатке: а — прямая; б — выпуклая; в — двояковыпуклая.

Наличие прямой боковой поверхности обуславливается минимальными величинами коэффициента внешнего трения и равномерностью деформации полосы по высоте. При горячей прокатке сочетания этих условий достигнуть весьма трудно, поэтому форма боковых поверхностей всегда отлична от прямой.

Рассматривая вопросы поперечного течения металла при прокатке, И. М. Павлов [91] отмечает, что *уширение происходит в результате скольжения металла по контактной поверхности, выхода боковых частиц металла на контактную поверхность (заворот) и уширения средних по высоте полосы участков металла (бочкообразование)*. Последнее, согласно данным П. И. Полухина [92], имеет наибольший удельный вес в общем уширении. Уширение контактного слоя составляет значительно меньшую долю.

Исследования уширения при прокатке слитков и толстых полос, проведенные А. П. Чекмаревым и П. В. Фирсовым [97], П. А. Александровым [151], Д. И. Старченко с сотрудниками [152], В. М. Клименко [153], Т. М. Голубевым [7] и другими, показали, что форма боковой поверхности раската зависит от толщины полосы, диаметра валков, обжатия и других факторов.

Изменение показателя уширения $\left(\frac{\Delta b}{\Delta h}\right)$ поверхности и середины полосы в зависимости от фактора формы очага деформации $\left(\frac{l}{H_c}\right)$ показано на рис. 81 [153].

В начальный период прокатки, когда толщина обжимаемого раската значительна $\left(\frac{l}{H_c} \text{ мало}\right)$, уширение сосредоточивается у контактных поверхностей, а посередине сечения оно отсутствует, или здесь даже имеется утяжка, т. е. отрицательное уширение (см. рис. 80, а). Причиной этого является то, что при прокатке высоких тел фронт пластической деформации не достигает середины сечения, и течение металла происходит в приконтактных слоях. С уменьшением высоты раската начинают деформироваться центральные слои, что вызывает их уширение, увеличивающее по мере роста $\frac{l}{H_c}$. При достижении определенной величины $\frac{l}{H_c}$ уширение приконтактных слоев и середины становится одинаковым, и боковая поверхность может принять прямолинейные очертания

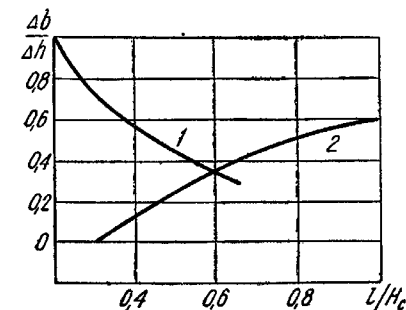


Рис. 81. Изменение показателя уширения в зависимости от показателя формы: 1 — поверхности полосы; 2 — середины полосы.

(рис. 80, а). При дальнейшем уменьшении толщины образуется выпуклый боковой профиль полосы (рис. 80, б).

Изучение закономерностей поперечного течения металла при прокатке алюминиевых образцов толщиной от 9,6 до 31,6 мм и шириной 29 мм на валках диаметром 185 мм при окружной скорости валков 0,2 м/сек выявило определенную зависимость между

уширением металла по высоте, относительной толщине полосы $\left(\frac{H}{D}\right)$ и фактором

формы очага деформации $\left(\frac{l}{H_c}\right)$.

Результаты исследований представлены на рис. 82, который иллюстрирует изменение коэффициентов уширения для случая прокатки высоких полос с двойным бочкообразованием а и для случая прокатки тонких полос с выпуклой боковой поверхностью б.

Средняя ширина полосы после прокатки определяется из условия постоянства объема металла:

$$b = \frac{HBL}{hl}.$$

Коэффициенты поперечной деформации находим соответственно из выражений

$$\beta_1 = \frac{b_1}{B};$$

$$\beta_2 = \frac{b_2}{B};$$

$$\beta_3 = \frac{b_3}{B};$$

$$\beta = \frac{b}{B};$$

Рис. 82. Изменение коэффициентов уширения в зависимости от параметра $\frac{l}{H_c}$:

а — $\frac{H}{D} = 0,17$; б — $\frac{H}{D} = 0,52$; β_1 — коэффициент уширения средних слоев полосы; β_2 — то же для контактных слоев; β_3 — то же для подконтактных слоев; β — средний коэффициент уширения полосы.

где

b_1 — ширина полосы посередине высоты раската;

b_2 — ширина полосы по контакту с валками;

b_3 — максимальная ширина полосы при наличии двойного бочкообразования;

b — средняя ширина полосы после прокатки.

При прокатке высоких полос (рис. 82, а) поперечное течение металла в первую очередь начинается в подконтактных областях

(β_3), что приводит к двойному бочкообразованию. Увеличение обжатия (то есть увеличение $\frac{l}{H_c}$) вызывает поперечную деформацию контактных слоев (β_2), а затем — средних по высоте слоев (β_1).

С момента проникновения пластической деформации на всю глубину полосы ($\frac{l}{H_c} > 0,3$) поперечное течение средних слоев (β_1) металла по мере роста $\frac{l}{H_c}$ происходит более интенсивно, чем других. Это приводит к изменению формы боковой поверхности с образованием выпуклости в средней части.

При прокатке тонких полос (рис. 82, б) поперечное течение начинается в средних слоях (β_1). Уширение контактных слоев (β_2) в определенном диапазоне обжатий отсутствует, так как ему препятствуют подпирющие силы трения. Из рисунка видно, что во всем исследованном интервале $\frac{l}{H_c}$ уширение контактных слоев (β_2) меньше, чем средних (β_1).

§ 3. Влияние различных факторов на уширение

Металл, смещенный по высоте, распределяется в продольном и поперечном направлениях. Как правило, наиболее интенсивным является продольное течение металла. На уширение приходится меньшая доля смещенного объема. Величина уширения при прокатке в общем случае определяется соотношением сопротивлений течению металла в продольном и в поперечном направлениях. При равенстве этих сопротивлений течение металла вдоль и перпендикулярно оси валков будет одинаковым.

Изменение параметров процесса прокатки вызывает изменение соотношения между вытяжкой и уширением полосы. При этом, согласно закону наименьшего сопротивления, все факторы, увеличивающие каким-либо образом сопротивление продольному течению металла, например продольное подпирющее напряжение σ_3 , приводят к уменьшению вытяжки и увеличению уширения.

Соотношение между продольной и поперечной деформациями определяется соотношением между величинами поперечного (σ_2) и продольного (σ_3) напряжений в очаге деформации. Аналитически это условие выражается так:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \beta} = \frac{\sigma_2}{\sigma_3}.$$

Из закона постоянства объема следует, что

$$\lg \lambda = \lg \frac{1}{\eta} - \lg \beta.$$

Решая эти уравнения совместно, получим

$$\lg \beta = \frac{1}{\left(1 + \frac{\sigma_2}{\sigma_3}\right)} \cdot \lg \frac{1}{\eta}. \quad (121)$$

Напряжения σ_2 и σ_3 можно определить из выражений

$$\sigma_2 = \frac{2f_n p_c B_c l}{H_c l} = \frac{2f_n p_c B_c}{H_c}. \quad (121a)$$

и, согласно (38a),

$$\sigma_3 = p_c - k.$$

Подставив (121a) в (121) и разделив числитель и знаменатель дроби $\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_3}\right)$ на k , получим

$$\lg \beta = \frac{1}{\left[1 + 2f_n \left(\frac{B_c}{H_c}\right) \left(\frac{\frac{p_c}{k}}{\frac{p_c}{k} - 1}\right)\right]} \lg \frac{1}{\eta}, \quad (121b)$$

где

f_n — коэффициент трения в поперечном направлении очага деформации;

$\frac{p_c}{k}$ — коэффициент напряженного состояния, определяемый по графикам рис. 97 или 99, или опытным путем;

$\frac{B_c}{H_c}$ — отношение средней ширины очага деформации к средней толщине.

Полученное выражение учитывает все многообразие факторов, влияющих на уширение. Из формулы (121, б) следует, что уширение уменьшается с увеличением коэффициента трения f_n и отношения $\frac{B_c}{H_c}$ и увеличивается с повышением коэффициента напряженного состояния $\frac{p_c}{k}$. Но если учесть, что при изменении $\frac{p_c}{k}$ и $\frac{B_c}{H_c}$ одновременно может меняться и f_n , то влияние рассмотренных факторов на уширение оказывается очень сложным. Исследования [15] показывают, что коэффициент трения в поперечном направлении очага деформации (f_n) отличен от такового в продольном направлении (f_y), и поэтому в уравнение (121, б) нельзя подставлять значение коэффициента трения f_y . Поскольку закономерности изменения f_n не изучены и значения его для различных условий прокатки пока не известны, то уравнением (121б) можно пользоваться для установления общих закономерностей изменения уширения в различных условиях прокатки.

Рассмотрим влияние отдельных факторов на величину уширения при прокатке.

С увеличением диаметра валков (при всех других постоянных факторах) уширение возрастает. Подобная закономерность связана с изменением соотношения сопротивлений продольному и поперечному течению металла в результате увеличения длины дуги захвата ($\Delta h = \text{const}$). При этом силы трения в зонах отставания и опережения, а следовательно, и продольное подпирающее напряжение σ_3 повышаются, затрудняя течение металла вдоль дуги захвата. Поскольку сопротивление течению металла в поперечном направлении при этом почти не изменяется, то уширение полосы возрастает.

Таким образом, для получения наибольшей вытяжки за проход целесообразнее прокатывать полосы, если это возможно по условиям прочности деталей стана и точности готового профиля, на валках с меньшим диаметром.

С повышением обжатия уширение увеличивается в результате воздействия двух факторов: а) смещенного по высоте объема и б) продольных подпирающих напряжений. С увеличением смещенного объема вытяжка и уширение полосы пропорционально возрастают. Кроме того, с повышением обжатия увеличивается дуга захвата, а вместе с ней и продольные подпирающие напряжения σ_3 . Это приводит к увеличению уширения.

Влияние абсолютного обжатия на уширение представлено на рис. 83 [94]. Эксперименты по изучению закономерностей поперечного течения стали марки 45 при $t = 1150^\circ\text{C}$ проведены на лабораторном стане с диаметром валков 175 мм. Из рисунка также видно, что на уширение значительное влияние оказывает исходная толщина полосы. При этом с увеличением толщины полосы уширение уменьшается.

Указанную закономерность можно объяснить следующим образом. С увеличением толщины полосы (при постоянных значениях контактных сил трения) уменьшается зона опережения и силы трения в ней; подпирающее напряжение σ_3 также снижается, облегчая течение металла в продольном направлении. При этом уменьшается доля смещенного объема, приходящаяся на уширение. Следовательно, при прокатке тонких полос эта доля больше, чем при прокатке толстых.

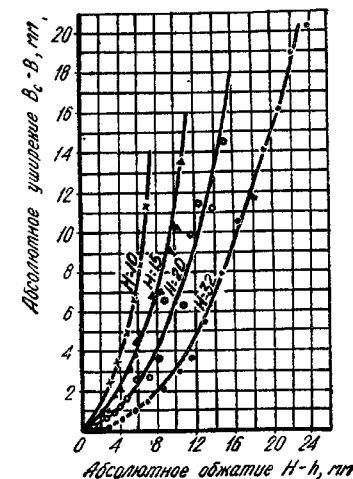


Рис. 83. Зависимость уширения от обжатия при различной исходной высоте полосы.

В условиях узкого очага деформации заметное влияние на величину поперечной деформации оказывает *ширина прокатываемой полосы*, или, вернее, соотношение между шириной и длиной очага деформации. Опытные данные о влиянии отношения $\frac{B_c}{l}$ на коэффициент уширения β при прокатке алюминия представлены на рис. 84. Отношение $\frac{B_c}{l}$ характеризует форму очага деформации в плане: длинный и узкий очаг деформации имеет $\frac{B_c}{l} < 1$, короткий и широкий имеет $\frac{B_c}{l} > 1$ (см. рис. 42).

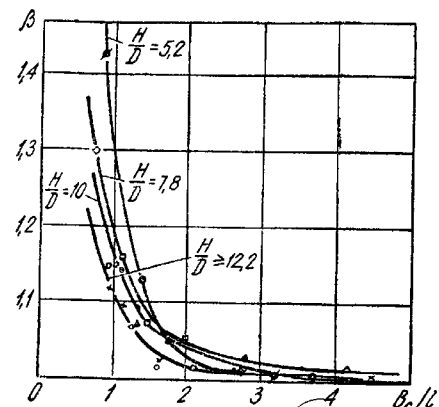


Рис. 84. Зависимость среднего коэффициента уширения β от параметра $\frac{B_c}{l}$ при различных значениях $\frac{H}{D}$.

Из рис. 84 следует, что с уменьшением $\frac{B_c}{l}$ (например, с уменьшением ширины очага деформации при $l = \text{const}$) коэффициент уширения $\beta = \frac{b}{B}$, характеризующий относительную величину поперечной деформации, увеличивается. Наиболее резкое возрастание β наблюдается при $\frac{B_c}{l} < 1,5$, где с уменьшением $\frac{B_c}{l}$ коэффициент β стремится к бесконечности. Увеличение относительного уширения с уменьшением ширины полосы связано с понижением поперечных подпирающих напряжений σ_2 при почти неизменных продольных σ_3 . Если отношение $\frac{B_c}{l}$ меняется за счет длины дуги захвата l при $B_c = \text{const}$, то изменение относительного уширения является функцией продольного подпирающего напряжения σ_3 . Этот график достаточно хорошо иллюстрирует также влияние начальной толщины полосы и диаметра валков.

Известно, что при прокатке полосы с одинаковой конечной толщиной и суммарным обжатием уширение будет тем меньше, чем за большее число проходов она прокатывается. Указанное обстоятельство также объясняется на основе закона наименьшего сопротивления. Действительно, при увеличении числа проходов уменьшается частная величина обжатия, приходящаяся на каждый проход. При этом уменьшаются длина дуги захвата, силы трения и величина сопротивления продольному течению металла при почти неизменном поперечном напряжении σ_2 , что обеспечивает увеличение вытяжки и уменьшение уширения.

Влияние коэффициента трения на закономерности изменения уширения при прокатке довольно сложно. Так, А. П. Чекарчев [41] и И. Я. Тарновский [24] отмечают, что в зависимости от относительных размеров очага деформации увеличение коэффициента трения может привести к увеличению или к уменьшению уширения. Но независимо от значения $\frac{B_c}{l}$ увеличение коэффициента трения вызывает повышение сопротивления течению металла в горизонтальной плоскости. Однако характер влияния коэффициента трения на уширение во многом зависит от отношения $\frac{B_c}{l}$.

Возрастание коэффициента трения способствует интенсивному увеличению подпирающих продольных сил трения и, следовательно, напряжений σ_3 . При небольших отношениях $\frac{B_c}{l}$ (прокатка полос с длинным и узким очагом деформации) значительное увеличение поперечных подпирающих напряжений σ_2 маловероятно. Такое изменение напряженного состояния в очаге деформации приводит к уменьшению вытяжки и к увеличению уширения полосы.

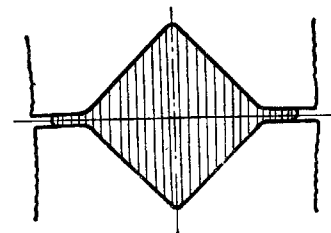


Рис. 85. Заусенцы на раскате при прокатке в квадратном калибре.

Из практики производства сортового металла известно, что возрастание коэффициента трения, вызванное снижением температуры полосы или выработкой поверхности валков, влечет за собой увеличение поперечного течения металла. Например, в результате меньшей температуры заднего конца полосы, входящей в чистовой калибр, последний нередко переполняется металлом с образованием на готовом профиле заусенцев (рис. 85). Переполнение калибров при сортовой прокатке наблюдается также и в случае износа поверхности валков. Как в первом, так и во втором случаях переполнение калибров связано с увеличением уширения металла в связи с повышением коэффициента внешнего трения.

При прокатке широких полос с коротким очагом деформации т. е. большим отношением $\frac{B_c}{l}$, в поперечном направлении действует значительно большее напряжение σ_2 , чем в продольном σ_3 . При этом с увеличением $\frac{B_c}{l}$ продольное напряжение возрастает в меньшей степени, поскольку длина очага деформации небольшая.

Поэтому при прокатке широких полос увеличение коэффициента трения не способствует значительному развитию уширения. Увеличение коэффициента трения сказывается на характере напряженного состояния металла в очаге деформации, приводя к заметному повышению давления на валки и упругих деформаций

деталей стана. В результате увеличивается зазор между валками и толщина выходящей полосы, что приводит к уменьшению вытяжки.

Другие факторы, как например, химический состав, температура металла, скорость прокатки, состояние поверхности заготов

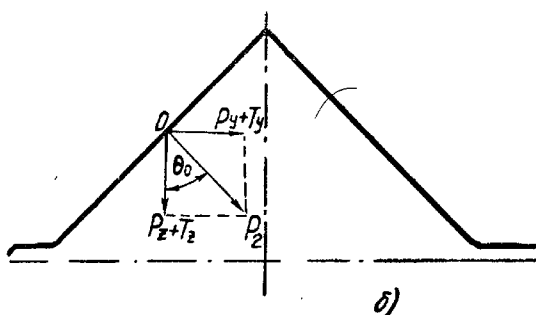
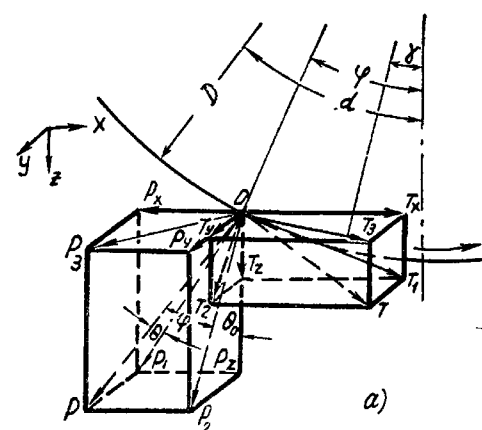


Рис. 86. Схемы действия сил при прокатке в квадратном калибре:
а — объемная; б — плоская.

И. Я. Тарновский [24] отмечает, что величины деформаций в калибрах, как и в гладких валках, определяются, кроме всего прочего, отношением сопротивлений со стороны валков вытяжке и уширению полосы:

$$K_{\Phi} = \frac{R_x}{R_y},$$

где

R_x — сопротивление со стороны инструмента продольному течению металла;

R_y — то же поперечному течению металла;

K_{Φ} — коэффициент формы калибра.

влияют на характер уширения через коэффициент внешнего трения.

Значительное влияние на процесс деформации оказывает форма калибра и, как правило, при прокатке в калибрах отношение поперечной деформации к высотной $\frac{\beta}{1-\eta}$ меньше,

чем в гладких валках.

Уменьшение поперечной деформации в калибрах (рис. 86) связано с увеличением боковых подпирающих напряжений σ_2 за счет действия на металл стенок калибра. При этом чем больше угол наклона стенок, тем резче сказывается влияние их на соотношение $\frac{\beta}{1-\eta}$ в сторо-

ну его уменьшения.

Рассматривая вопросы формоизменения,

Величины R_x и R_y могут быть определены из схемы сил, действующих в очаге деформации.

Для зоны отставания коэффициент формы калибров (см. рис. 86) определится следующим образом:

$$K_{\Phi} = \frac{T_x - P_x}{T_y + P_y}, \quad (122)$$

где

T_x — горизонтальная продольная проекция силы трения;

P_x — горизонтальная продольная проекция полного давления металла на валок;

T_y — горизонтальная поперечная проекция силы трения;

P_y — горизонтальная поперечная проекция полного давления.

Из рис. 86 также следует, что:

$$\begin{aligned} T_x &= P_2 f_y = P f_y \cos \varphi, \\ P_x &= P \sin \varphi, \\ P_y &= P \sin \theta, \\ T_y &= P_1 f_y \cos \theta, \end{aligned} \quad (123)$$

где

P_1 — радиальная проекция полного давления;

P_2 — нормальное давление на стенки калибра;

P — полное давление металла на валки;

φ — угол приложения сил в зоне отставания;

θ — угол направления полного давления относительно вертикальной плоскости.

Допуская для простоты равномерное распределение удельного давления по поверхности контакта и подставляя (123) в (122), после преобразований получим

$$K_{\Phi} = \frac{\cos \varphi - \frac{1}{f_y} \sin \varphi}{\cos \theta - \frac{1}{f_y} \sin \theta}. \quad (124)$$

Числитель выражения (124) в количественном отношении равен коэффициенту формы в гладких валках, а знаменатель отображает влияние только формы калибра на течение металла в горизонтальной плоскости. В этой формуле принято $f_n = f_y$.

В работе [24, стр. 244, 425] приведены таблицы со значениями K_{Φ} для различных случаев прокатки в гладких валках и в калибрах.

С целью изучения закономерностей течения металла П. И. Полулиным [96], В. С. Смирновым и др. [25] проведены опыты прокатки в овальных и квадратных калибрах, широко используемых в промышленности.

Исследуя деформацию металла в однорадиусных овальных калибрах, В. С. Смирнов и др. нашли, что показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ в них

на 15—20% ниже, чем при прокатке в гладких валках. По мере увеличения конечного отношения осей калибров $\frac{b_k}{h_k}$ значение $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ в

калибре возрастает и в пределе приближается к значениям показателя уширения в гладких валках. Увеличение показателя уширения, а следовательно, и поперечного течения металла в данном случае связано с уменьшением кривизны калибра и, в результате этого, с уменьшением подпирющих напряжений σ_2 . Уменьшение степени заполнения металлом овального калибра также приводит к увеличению поперечного течения металла за счет снижения напряжений σ_2 .

Авторами работы [25] исследованы закономерности течения металла при прокатке и в некоторых других калибрах простой формы. Для возможности расчета уширения в них предложены поправочные коэффициенты, учитывающие подпирющее действие стенок калибров.

В опытах П. И. Полухина [96] установлено, что показатель уширения $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ в однорадиусном овальном калибре увеличивается с уменьшением относительного обжатия, достигая 2,5 при прокатке тонких полос ($\frac{B}{H} > 1$) с обжатием $\epsilon = 0,20$.

Такое значительное увеличение уширения сравнительно с величиной абсолютного обжатия объясняется крайне неравномерной деформацией по ширине полосы. При этом наибольшую высотную деформацию претерпевают крайние участки полосы. Продольная вытяжка этих участков полосы сдерживается слабообжимаемыми центральными слоями. В результате значительная часть смещаемого объема периферийных слоев полосы течет в поперечном направлении, увеличивая уширение и уменьшая вытяжку. Однако такое сочетание размеров полосы и калибра в практике встречается редко (прокатка катанки диаметром 6—7 мм) и, как правило, $\frac{\Delta b}{\Delta h}$ меньше единицы.

§ 4. Расчет уширения при прокатке

Правильное определение ширины раската имеет большое значение при разработке рациональных режимов обжатий для полосовой и сортовой стали. Для расчета уширения известно много формул [93]. Однако подавляющее большинство из них отражает частные случаи прокатки, соответствующие определенным условиям деформации металла в валках. Наиболее общими, пригодными для практических расчетов уширения, считают формулы А. П. Чекмарева [41, 156], Б. П. Бахтинова [34], А. И. Целикова [154] и И. Я. Тарновского [24].

Рассмотрим вывод формулы А. П. Чекмарева. Соотношение между вытяжкой и уширением можно записать в виде

$$\frac{\ln \frac{l}{L}}{K \ln \frac{b}{B}} \approx (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{Ra} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{Ra}{B_c} \right)},$$

где

$1 + \alpha$ — множитель, учитывающий влияние наклона поверхности валков;

B_c — средняя ширина полосы в очаге деформации;

n — показатель, учитывающий форму очага деформации в плане (вид сверху);

$\frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{Ra}{B_c} \right)}$ — множитель, учитывающий влияние внешнего трения и толщины полосы;

K — коэффициент ограничения уширения при прокатке в калибрах (при прокатке на гладкой бочке $K = 1$);

Ra — длина дуги захвата.

Заменяя $\ln \frac{l}{L}$ на $\ln \frac{H}{h} - \ln \frac{b}{B}$, после преобразований получаем

$$\ln \frac{b}{B} = \frac{K \ln \frac{H}{h}}{1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{Ra} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{Ra}{B_c} \right)}}. \quad (125)$$

Поскольку при практически применяемых коэффициентах обжатия $\ln \frac{H}{h} \approx 2 \frac{H-h}{H+h}$ и $\ln \frac{b}{B} \approx 2 \frac{b-B}{b+B}$, имеем

$$b - B = \frac{2KB_c(H-h)}{(H+h) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{Ra} \right)^n \frac{H + h}{2h \left(1 + f_y \frac{Ra}{B_c} \right)} \right]}. \quad (125a)$$

Опыт расчета по этой формуле показал, что (при имеющем место в практике диапазоне изменения коэффициента трения) множитель, учитывающий влияние внешнего трения, очень мало отличается от 1, поэтому его можно не учитывать. Тогда формула принимает вид

$$\Delta b = \frac{2KB(H-h)}{(H+h) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_c}{Ra} \right)^n \right]}. \quad (125b)$$

Следует иметь в виду, что при $B \leq Ra$ $n \approx 1$; при $B \geq Ra$ $n \approx 2$. При расчете уширения против хода прокатки (при расчете калибровок) известна конечная ширина b и требуется найти начальную ширину B . В этом случае в правую часть выражения (125b) вместо B_c следует подставить b .

Формула Б. П. Бахтинова имеет вид

$$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{2H} \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f_y} \right), \quad (126)$$

где

f_y — коэффициент трения установившегося процесса.

А. И. Целиков предложил формулу

$$\Delta b = c \Delta h \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f_y} \right) f \left(\frac{\Delta h}{H} \right), \quad (127)$$

где

c — коэффициент, зависящий от отношения ширины полосы к длине дуги захвата (определяется по графику, рис. 87а);

$f \left(\frac{\Delta h}{H} \right)$ — коэффициент, учитывающий влияние относительного обжатия (определяется по графику, рис. 87б).

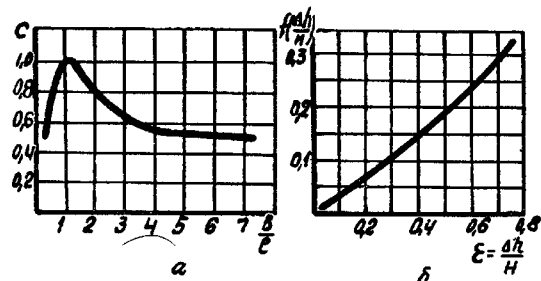


Рис. 87. Зависимости для определения уширения по формуле А. И. Целикова:

а — коэффициента c ; б — коэффициента $f \left(\frac{\Delta h}{H} \right)$.

Логарифмическая формула И. Я. Тарновского для определения величины поперечной деформации имеет вид

$$\lg \beta = \lg \frac{1}{\eta} \frac{K'_1}{1 + 1/K' (B/l)^{4f_y}}, \quad (128)$$

где

K'_1 — коэффициент, учитывающий влияние на уширение внешних (недеформируемых) частей полосы;

K' — коэффициент, учитывающий влияние формы инструмента (диаметра валков, формы калибра).

Для определения коэффициентов K'_1 и K' и функции $\left(\frac{B}{l} \right)^{4f_y}$ в работе [24] даны аналитические выражения, графические зависимости и таблицы.

Все параметры процесса прокатки, входящие в рассмотренные формулы, обычно известны, поэтому расчет по ним не представ-

ляет трудности. Однако степень совпадения с практическими данными расчетного уширения по формулам (126), (127) и (128) в большой мере зависит от степени соответствия выбранных значений коэффициента трения f_y действительным.

Для расчета уширения в калибрах известно несколько методов, в числе которых наиболее приемлем метод И. Я. Тарновского [24] и его формула (128), основанные на определении составляющих смещенного (в процессе деформации) объема металла и соотношения подпирающих напряжений, действующих в продольном и поперечном направлениях.

В специальной литературе имеются формулы М. С. Мурева и В. М. Клименко для расчета уширения в калибрах.

Глава VII. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ УСЛОВИЯ ПРОКАТКИ

Процесс пластической обработки сопровождается возникновением внешнего трения по контактным поверхностям полосы и валков и нормальных к валкам элементарных (удельных) давлений. В общем случае абсолютное значение удельных сил трения t и давления p определяется параметрами элементарных деформаций по дуге захвата, коэффициентом трения, сопротивлением металла деформации и рядом других факторов.

Для определения среднего удельного давления в очаге деформации, а также крутящего момента, возникающего при прокатке, важно знать закон распределения удельных сил трения и давления по дуге захвата. Исследования показывают, что распределение сил t и p по длине очага деформации неравномерно. Это объясняется влиянием ряда факторов:

- а) противоположным направлением скольжения металла относительно валков в зонах опережения и отставания;
- б) наличием зоны прилипания, в которой закон трения иной, чем в зонах скольжения;
- в) изменением степени и скорости деформации, а также толщины полосы по дуге захвата;
- г) изменением механических свойств металла при перемещении от плоскости входа к плоскости выхода из валков и др.

На изменение сопротивления металла деформированию по дуге захвата оказывают влияние температура обработки, степень и скорость деформации. В отличие от предела текучести, определяемого в стандартных условиях ($\sigma_{0,2}$; $\dot{\epsilon} \approx 10^{-4} \text{ сек}^{-1}$), сопротивление деформации σ_u характеризует напряжение, соответствующее пластическому течению в данных условиях обработки при линейном напряженном состоянии.

Изменение сопротивления горячей деформации вдоль дуги захвата, определенное экспериментально [100], показано на рис. 88. Наибольшее значение ординат кривой σ_u отвечает середине дуги захвата и соответствует точке, где совместное влияние скорости и степени деформации на степень упрочнения максимально. В левой части графика (до точки пересечения кривых μ и ϵ) увеличение

σ_u , при мало изменяющихся значениях μ , обусловлено довольно резким нарастанием обжатия. Последнее способствует интенсивному упрочнению предварительно рекристаллизованного металла. Уменьшение σ_u вправо от точки пересечения кривых μ и ϵ связано с тем, что дальнейшая деформация происходит в упрочненном металле при снижении скорости деформирования, что способствует повышению степени рекристаллизации (разупрочнения). Однако, как видно из рисунка, полного разупрочнения не происходит, а поэтому σ_u в плоскости выхода больше, чем в плоскости входа.

§ 1. Теории распределения удельного давления по дуге захвата

Вопрос о распределении удельного давления по дуге захвата давно интересует исследователей. От характера эпюры удельного давления зависят координаты точки приложения их равнодействующей и, следовательно, величина момента прокатки.

Еще в 1859 г. Грасгофом и Кодроном была высказана гипотеза, согласно которой удельное давление имеет максимум в начале дуги захвата и уменьшается до нуля по закону прямой линии к плоскости выхода металла из валков. Позже Блассом была предложена другая гипотеза, по которой удельное давление увеличивается прямолинейно от нуля на входе в очаг деформации до максимума на выходе. По теории Финка удельное давление во всех точках дуги захвата остается неизменным. Каждая из этих теорий обосновывалась отдельными физическими явлениями, происходящими в очаге деформации.

Русский ученый Родзевич-Белевич (1913 г.) впервые высказал предположение о том, что удельное давление по дуге захвата изменяется в результате влияния совокупности двух факторов: степени обжатия и скорости деформации. Первый фактор увеличивает удельное давление к плоскости выхода, а второй, наоборот, — понижает. Им же впервые высказана идея о непосредственном измерении элементарных удельных давлений по дуге контакта с помощью точечных месдоз, вмонтированных в валок.

В 1925 г. Карманом было получено дифференциальное уравнение прокатки, послужившее основой для аналитического выражения закона распределения удельного давления по дуге захвата и силовых условий процесса деформации металла в

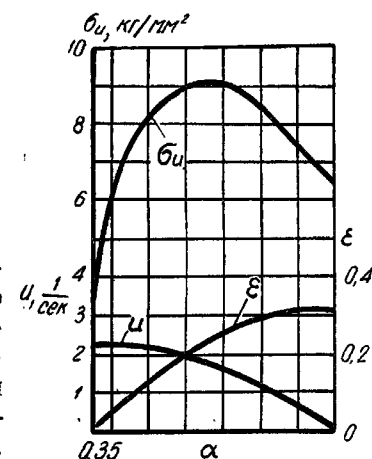


Рис. 88. Изменение сопротивления деформации по дуге захвата.

валках. Это уравнение связывает параметры очага деформации (кроме ширины полосы) с физическими характеристиками процесса прокатки: удельными силами трения t и давления p и сопротивлением деформации. Это уравнение послужило основой для создания современной теории удельного давления.

§ 2. Дифференциальное уравнение прокатки

При наличии внешних сил P и T в объеме деформируемого металла возникают уравновешивающие их внутренние усилия. Рассмотрим действие усилий на элемент $abcd$ (рис. 89) с бесконечно малой длиной dx и шириной $B = 1$, пренебрегая уширением.

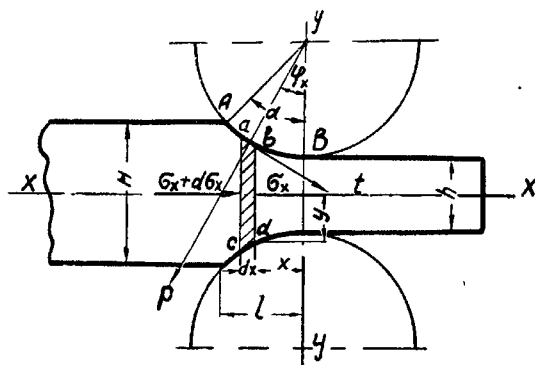


Рис. 89. Схема к выводу дифференциального уравнения напряженного состояния при прокатке.

Если принять, что элемент находится в зоне отставания, где металл перемещается относительно валков к плоскости входа, действие горизонтальных составляющих сил со стороны двух валков выразится следующим образом:

$$2 \left(p \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} - t \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} \right), \quad (129)$$

где

p — удельное давление в точке дуги контакта;
 t — удельная сила трения в точке дуги контакта;
 φ — переменный угол дуги.

После сокращения и преобразования получим

$$2(p \operatorname{tg} \varphi dx - t dx). \quad (130)$$

Со стороны правой части раската на плоскость bd элемента действуют усилия

$$2\sigma_x y, \quad (131)$$

где

σ_x — среднее по сечению раската нормальное напряжение сжатия;

y — половина высоты раската в сечении bd .

Величина усилия, действующего со стороны левой части раската на плоскость ac , будет иной. В этом случае среднее нормальное напряжение равно $\sigma_x + d\sigma_x$, а половина высоты сечения — $(y + dy)$. Тогда усилие на плоскость ac

$$2(\sigma_x + d\sigma_x)(y + dy). \quad (132)$$

Так как сумма всех горизонтальных составляющих сил, действующих на элемент, равна нулю, то, принимая во внимание выражения (130), (131) и (132) и направление усилий, получим

$$\sum_x = 2(\sigma_x + d\sigma_x)(y + dy) - 2\sigma_x y - 2p \operatorname{tg} \varphi dx + 2t dx = 0. \quad (133)$$

Величину $\operatorname{tg} \varphi$ можно выразить через координаты очага деформации, т. е.

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{dy}{dx}. \quad (133a)$$

Подставляя (133a) в (133) и пренебрегая бесконечно малыми величинами второго порядка, после преобразования получим

$$\sigma_x dy + d\sigma_x y - p dy + t dx = 0,$$

или

$$d\sigma_x y - (p - \sigma_x) dy + t dx = 0. \quad (134)$$

Разделим выражение (134) на $y dx$:

$$\frac{d\sigma_x}{dx} - \frac{(p - \sigma_x)}{y} \cdot \frac{dy}{dx} + \frac{t}{y} = 0. \quad (135)$$

Если рассматриваемый элемент $abcd$ находится в зоне опережения, где металл перемещается в направлении плоскости выхода и силы трения направлены против вращения валков, уравнение равновесия примет вид

$$\frac{d\sigma_x}{dx} - \frac{(p - \sigma_x)}{y} \cdot \frac{dy}{dx} - \frac{t}{y} = 0. \quad (136)$$

С целью исключения одного из неизвестных в уравнениях (135) и (136) установим зависимость между напряжениями p и σ_x , для чего воспользуемся уравнением пластичности по четвертой теории предельного состояния (35), согласно которой, заменяя σ_s на σ_u

$$\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = 2\sigma_u. \quad (136a)$$

Считаем, что для условий прокатки среднее главное напряжение σ_2 равно

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}. \quad (137)$$

Подставляя это выражение в (136a), получим

$$\sigma_1 - \sigma_3 \approx \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_u,$$

или

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 1,15\sigma_u = k. \quad (138)$$

Принимая, что главными напряжениями в рассматриваемом элементе будут вертикальные и горизонтальные напряжения σ_1 и σ_3 , будем иметь

$$\sigma_1 = (p dx \pm t \operatorname{tg} \varphi dx) \frac{1}{dx}.$$

Пренебрегая из-за малой величины вторым членом этого выражения, получим:

$$\sigma_1 \approx p.$$

Согласно (138),

$$\sigma_3 = \sigma_x.$$

Внося замену в уравнение (138), найдем, что

$$p - \sigma_x = k. \quad (139)$$

Подставляя (139) в (135) и (136), получим

$$\frac{d(p-k)}{dx} - \frac{k}{y} \cdot \frac{dy}{dx} \pm \frac{t}{y} = 0. \quad (140)$$

При допущении о неизменности величины k по дуге захвата дифференциальное уравнение примет вид

$$\frac{dp}{dx} - \frac{k}{y} \cdot \frac{dy}{dx} \pm \frac{t}{y} = 0. \quad (141)$$

Поскольку в уравнении (141) имеется два неизвестных, то его можно решить только в том случае, если задаться той или иной зависимостью между t и p или t и σ_u .

§ 3. Формулы для определения элементарного удельного давления

Известны несколько решений уравнения (141) в зависимости от принятого закона трения. Из них наиболее характерны решения Т. Кармана, Э. Зибеля, А. Надаи, А. И. Целикова [23], А. П. Чекмарева [157] и др.

При решении дифференциального уравнения прокатки были использованы следующие законы трения:

Т. Карманом $t = fp$ (закон Амонтона);

Э. Зибелем $t = f\sigma_s$ (силы трения по дуге захвата постоянны);

А. Надаи $t = \eta \frac{dv}{dy}$ (закон вязкого трения Ньютона);

А. И. Целиковым $t = fp$ (в зонах скольжения) и

$$t = \eta \frac{dv}{dy} \quad (\text{в зоне прилипания}),$$

где

η — коэффициент вязкости;

$\frac{dv}{dy}$ — градиент скорости в направлении, перпендикулярном скорости скольжения;

А. П. Чекмаревым $t = f_s \sigma_u$, где f_s — средний приведенный (к сопротивлению деформации) коэффициент трения.

В решениях Т. Кармана и Э. Зибеля предполагалось, что в очаге деформации существуют две зоны скольжения: отставания и опережения. В решении А. Надаи предполагалось существование только зоны прилипания. А. И. Целиков считает, что в очаге деформации, кроме зон отставания и опережения, существует зона прилипания.

Распределение удельного давления и удельных сил трения по дуге захвата, согласно указанным первым четырем решениям, приведено на рис. 90. Эпюры удельного давления различных авторов отличаются друг от друга не только качественно, но и количественно. Эпюры, полученные по уравнениям Т. Кармана и Э. Зибеля, имеют пикообразный максимум. Наибольшие значения удельного давления получаются по уравнению Т. Кармана. Эпюры удельного давления, полученные по уравнениям А. Надаи и А. И. Целикова, имеют куполообразный максимум.

В зависимости от принятого закона трения характер эпюр удельных сил трения получается различным. Если в зонах скольжения трение подчиняется закону Амонтона, то удельные силы трения нарастают, достигая максимального значения в критическом сечении. В случае существования между зонами скольжения зоны прилипания (теория А. И. Целикова) удельные силы трения достигают максимума, не доходя до критического сечения. В зоне прилипания удельные силы трения уменьшаются от максимума на границах зон скольжения и прилипания до нуля в критическом сечении.

Относительно несложные выражения для вычисления среднего удельного давления могут быть получены, если при решении дифференциального уравнения прокатки сделать ряд упрощающих допущений.

А. И. Целиков решил уравнение (141) при следующих допущениях: 1) деформация по высоте полосы равномерна; 2) очаг деформации имеет только зоны скольжения; 3) дуга захвата заме-

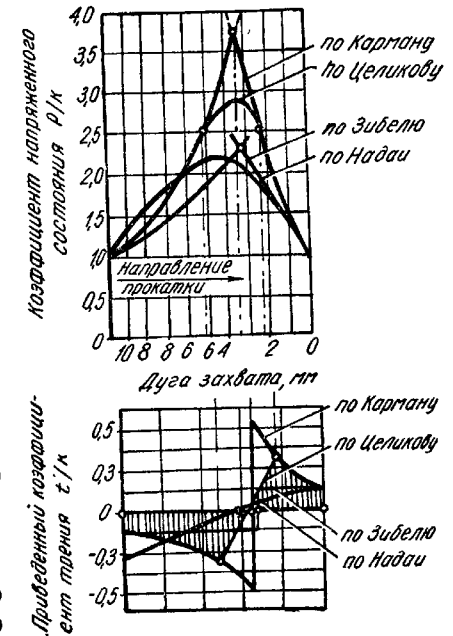


Рис. 90. Теоретические эпюры распределения удельного давления и удельных сил трения по дуге захвата [23].

нена хордой; 4) коэффициент трения не меняется по дуге захвата; 5) силы трения изменяются по закону Амонтона; 6) сопротивление деформации неизменно по дуге захвата.

При этом были получены следующие формулы удельного давления в точке:

а) для зоны отставания

$$p' = \frac{k}{\delta} \left[\left(\delta - 1 \right) \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta + 1 \right]; \quad (142)$$

б) для зоны опережения

$$p'' = \frac{k}{\delta} \left[\left(\delta + 1 \right) \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta - 1 \right], \quad (142a)$$

где δ — коэффициент, учитывающий влияние внешнего трения,

$$\delta = 2f_y \sqrt{\frac{R}{\Delta h}}, \quad (142b)$$

h_x — текущая высота полосы.

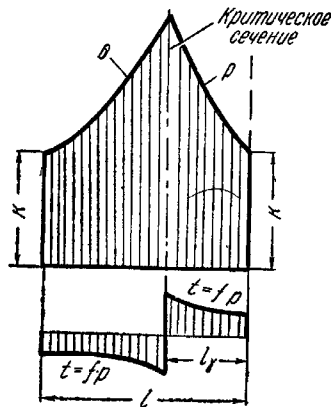


Рис. 91. Эпюра удельного давления по А. И. Целикову.

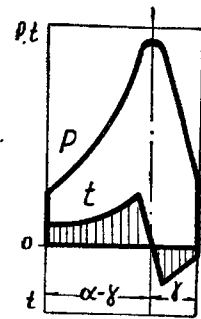


Рис. 92. Удельные силы трения и давления при прокатке с большим отношением $\frac{l}{H_c} \left(\frac{l}{H_c} > 8 \right)$.

Построенная по этим уравнениям эпюра удельного давления представлена на рис. 91. Анализируя данные рисунка, следует отметить, что формулы (141) и (142) качественно правильно отображают процесс прокатки при больших значениях $\frac{l}{H_c}$ (рис. 92) или при деформации полос малой толщины, т. е. в тех случаях, когда размеры зоны прилипания минимальны и закономерность изменения сил трения в значительной степени соответствует закону Амонтона.

Если деформация металла происходит в условиях, способствующих возникновению зон прилипания (на протяжении которой закон трения отличен от закона Амонтона), то приведенная эпюра в качественном отношении заметно отличается от экспериментальных, хотя количественная разница в величинах среднего удельного давления для одних и тех же условий прокатки может быть небольшой. Влияние зоны прилипания на удельное давление учитывается соответствующими формулами А. А. Королева (108) и А. И. Целикова (107).

А. П. Чекмарев (157) при решении уравнения (141) принял $t = f_\sigma \beta \sigma_u$, где f_σ усредненное по всей контактной поверхности значение приведенного коэффициента трения.

Тогда

$$dp_x = 2 \frac{\beta \sigma_u R \sin \varphi d\varphi \mp f_\sigma \beta \sigma_u R \cos \varphi d\varphi}{h + 2R(1 - \cos \varphi)}.$$

Интегрирование с заменой $2R(1 - \cos \varphi)$ на $R\varphi^2$ дает

$$p_x = \beta \sigma_u \ln(h + R\varphi^2) \mp \left[-f_\sigma \beta \sigma_u \varphi + \frac{2f_\sigma \beta \sigma_u (h + 2R)}{\sqrt{h^2 + 4Rh}} \arctg \sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right] + C.$$

Принимая для входа и выхода удельное давление равным сопротивлению деформации, получаем коэффициент напряженного состояния для зоны отставания:

$$\frac{p'}{\beta \sigma_u} = 1 - \ln \frac{h + Ra^2}{h + R\varphi^2} - f_\sigma (\alpha - \varphi) + \frac{2f_\sigma \left(1 + \frac{2R}{h} \right)}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \arctg \frac{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \left(\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} - \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \right)}{1 + \left(1 + \frac{4R}{h} \right) \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}}, \quad (143)$$

для зоны опережения:

$$\frac{p''}{\beta \sigma_u} = 1 + \ln \left(1 + \frac{R\varphi^2}{h} \right) - f_\sigma \varphi + \frac{2f_\sigma \left(1 + \frac{2R}{h} \right)}{\sqrt{1 + \frac{4R}{h}}} \operatorname{arctg} \sqrt{1 + \frac{4R}{h}} \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (143a)$$

При $\alpha > f_\sigma$ коэффициент напряженного состояния по (143) в начале очага деформации меньше единицы, и кривая распределения удельного давления имеет впадину. При $\alpha = 2f_\sigma$ среднее удельное давление меньше сопротивления деформации, что объясняется растягивающим действием валков при значительной кривизне контактной поверхности (при выводе формулы дуга не заменялась хордой).

§ 4. Экспериментальное определение удельных сил трения и давления по дуге захвата

Все изложенные выше аналитические выводы основаны на допущении о равномерном распределении вдоль дуги контакта коэффициента трения и сопротивления деформации. На самом деле это распределение в некоторых условиях прокатки может быть крайне неравномерным, что оказывает существенное влияние на все силовые и кинематические характеристики прокатки. Неравномерность сил трения и сопротивления деформации обусловлена наличием зон опережения, отставания и прилипания, а также переменными по дуге захвата толщиной полосы, скоростью и степенью деформации.

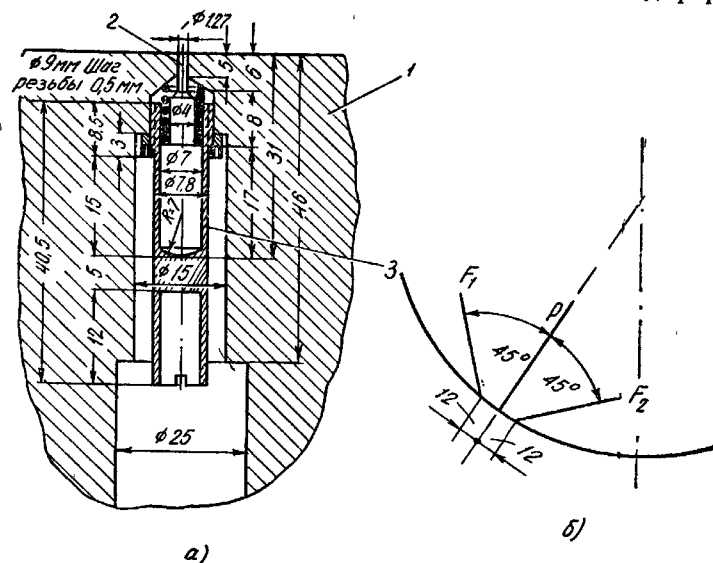


Рис. 93. Монтаж месдоз в валке:
1 — валок; 2 — опорный стержень; 3 — цилиндр;
а — точечная месдоза; б — схема монтажа месдоз.

Величины удельных сил трения и давления как и характер их изменения в очаге деформации, могут быть определены экспериментально при помощи точечных силоизмерительных приборов (месдоз), которые монтируются в теле валка (рис. 93, а).

Рабочими элементами месдоз являются проволоочные датчики сопротивления, изготавливаемые из высокоомной константовой фольги толщиной около 0,02 мм или проволоки диаметром 0,02 мм. Конструкция датчика (рис. 94) проста. Между двумя полосками бумаги вклеена проволока необходимой длины, и концы ее выведены наружу для того, чтобы была возможна сборка электрической схемы. Эти проволоочные датчики наклеиваются клеем БФ-2 или БФ-4 на тело месдозы.

Одна из последних конструкций месдоз [103] имеет опорный ступенчатый стержень (см. рис. 93) и тонкостенный цилиндр, на наружную поверхность которого наклеен рабочий круговой проволоочный датчик. Для компенсации изменения сопротивления рабочего датчика (в результате изменения температуры окружающей среды) на нижнюю, не подвергающуюся деформации, часть цилиндра, наклеен такой же (компенсационный) датчик. Датчики собираются по схеме моста.

Опорный ступенчатый стержень нижней частью при помощи пружины прижимается ко дну цилиндра, а сам цилиндр ввинчен в съемную часть валка и закреплен гайкой. Верхняя часть стержня, сечение которого имеет площадь в 1 мм² выходит на поверхность валка и непосредственно воспринимает усилие от металла в процессе его деформации.

Месдозы снабжены усилительной и регистрирующей аппаратурой и работают следующим образом. На одну диагональ моста из усилителя подается для питания датчиков ток напряжения 3—6 вольт. При отсутствии деформации мост находится в состоянии баланса. Приложение к месдозам усилия вызывает их упругую деформацию, а следовательно, и деформацию проволоочек датчиков. Вследствие деформации сечение и сопротивление проволоочек рабочего датчика изменяются, что вызывает разбалансировку и возникновение импульса тока на выходной диагонали моста. Импульс тока усиливается в десятки тысяч раз при помощи усилителя и подается на осциллограф, где электрическая величина разбаланса фиксируется на фотопленке или фотобумаге. Перед началом опытов месдозы тарируют и по полученным данным строят тарировочные графики, которыми пользуются при обработке осциллограмм. Тарировочные графики дают прямолинейную зависимость между величиной отклонений луча на осциллограмме и величиной нагрузки на месдозу.

Для замера удельных сил трения и давления в теле валка в одной плоскости поперечного сечения устанавливают три месдозы (см. рис. 93, б): одну радиальную для замера удельного давления и две наклонных для замера составляющих равнодействующих сил в очаге деформации R_0 . Наклонные месдозы составляют между собой угол 90° и определяют силы F_1 и F_2 , по величинам которых рассчитывают угол направления равнодействующей R_0 . Этот угол определяется следующим образом (рис. 95) [105]:

$$\epsilon = \arctg \frac{F_2}{F_1}.$$



Рис. 94. Проволоочный датчик:
1 — бумажное покрытие; 2 — константовая проволока.

При известном значении угла наклона месдозы (для замера силы F_1) относительно оси радиальной месдозы угол трения получается из соотношения

$$\beta_y = \varepsilon - \varphi,$$

где

φ — угол наклона месдозы для замера силы F_1 .

Поскольку значение удельного давления определено в каждой точке дуги захвата, то удельные силы трения в этих точках находятся из выражения

$$t = p \operatorname{tg} \beta_y.$$

На рис. 96 представлены эпюры распределения удельных сил трения и давления для случая прокатки толстых, средних и тонких свинцовых полос [105]. Из рисунка видно, что силы трения в очаге деформации меняют знак после критического сечения в точке пересечения кривой t с нулевой ординатой. Это подтверждает существование зон опережения, прилипания и отставания в очаге деформации. Если бы по всей длине дуги контакта имело место скольжение металла относительно поверхности валков, то можно было бы наблюдать возрастание сил трения в обеих зонах к критическому сечению и резкое изменение в нем знака сил трения. Однако в действительности это не наблюдается, так как в зоне прилипания происходит монотонное изменение направления сил трения.

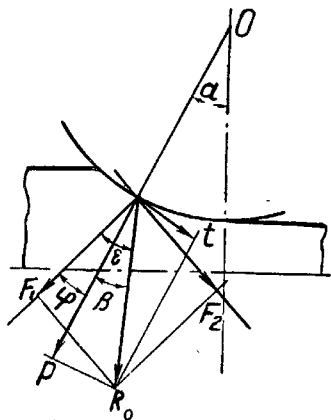


Рис. 95. Схема к выводу формулы для определения угла трения.

На относительную протяженность зоны прилипания оказывает влияние параметр очага деформации $\frac{l}{H_c}$. С увеличением $\frac{l}{H_c}$ (при уменьшении толщины полосы) протяженность зоны прилипания уменьшается, а зон скольжения увеличивается. При больших значениях $\frac{l}{H_c}$ изменение сил трения почти по всей длине дуги захвата подчиняется закону Амонтона.

Характер эпюр удельных давлений находится в тесной связи с изменением удельных сил трения по дуге захвата. При прокатке с $\frac{l}{H_c} < 1$, когда деформация по высоте полосы неравномерна, особенно в начале дуги захвата, и середина высоты пластически не деформируется, максимум удельных давлений располагается вблизи плоскости входа. В этих условиях влияние сил трения на

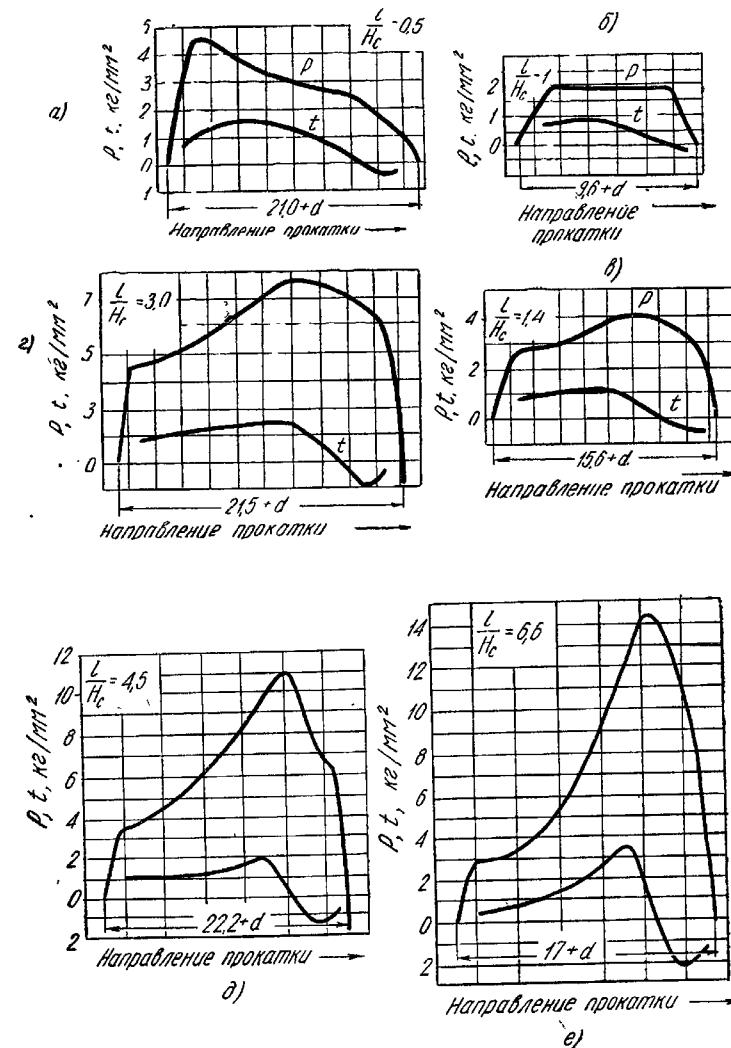


Рис. 96. Эпюры удельных сил трения и давления при показателе формы $\frac{l}{H_c}$, равном:
а — 0,5; б — 1,0; в — 1,4; г — 3,0; д — 4,5; е — 6,6.

процесс незначительно. С увеличением $\frac{l}{H_c}$ возрастает влияние сил трения, что способствует изменению эпюры не только в качественном (смещение максимума к выходу), но и в количественном (увеличение значений удельных давлений) отношениях. Значительное изменение удельных давлений видно при сравнении эпюр, полученных при прокатке с $\frac{l}{H_c} = 0,5$ и $\frac{l}{H_c} = 6,6$ (рис. 96, а, е). В последнем случае максимальное значение удельного давления примерно в три раза выше, чем при $\frac{l}{H_c} = 0,5$, и максимум эпюры находится вблизи критического сечения.

А. П. Чекмарев [110] на основании исследований классифицирует виды эпюр удельных сил трения и давления в зависимости от $\frac{l}{H_c}$ на следующие типы:

- I $\frac{l}{H_c} < 0,3$;
- II $\frac{l}{H_c} = 0,3 - 1,0$ (рис. 96, а);
- III $\frac{l}{H_c} = 1,0 - 3,0$ (рис. 96, б, в, г);
- IV $\frac{l}{H_c} = 3,0 - 8,0$ (рис. 96, д, е);
- V $\frac{l}{H_c} > 8$ (рис. 92).

Опытное определение закономерностей изменения удельных сил трения и давления по дуге захвата для различных условий прокатки металла в валках необходимо для выяснения физической сущности процесса и для оценки теоретических выводов о протяженности зон скольжения и прилипания и формул для расчета величин удельных и полных давлений на валки. Поэтому в последнее время экспериментальному исследованию элементарных сил трения и давления уделяется большое внимание [104, 105, 106].

§ 5. Формулы для определения среднего удельного давления

В общем случае формула для определения среднего удельного давления имеет вид

$$p_c = \beta \sigma_s n_\sigma n_v n_n, \quad (144)$$

где

- σ_s — предел текучести при статических испытаниях;
- n_σ — коэффициент напряженного состояния, учитывающий влияние внешнего трения (n'_σ), внешних недеформируемых зон (n''_σ) и натяжения (n'''_σ), т. е. $n_\sigma = n'_\sigma n''_\sigma n'''_\sigma$;
- n_v — коэффициент, учитывающий влияние скорости прокатки и степени деформации на предел текучести;
- n_n — коэффициент, учитывающий упрочнение металла (наклеп) при деформации.

Произведение σ_s на коэффициенты n_v и n_n представляет собой не что иное, как истинный предел текучести (сопротивление деформации), т. е.

$$\sigma_u = \sigma_s n_v n_n.$$

Все коэффициенты выражения (144) равны или больше единицы, за исключением коэффициента n'_σ , который при наличии растягивающих напряжений в очаге деформации меньше единицы.

При подстановке в (144) истинного предела текучести структура общей формулы среднего удельного давления упрощается:

$$p_c = \beta \sigma_u n_\sigma. \quad (145)$$

Такую структуру имеют все расчетные формулы удельного давления, полученные теоретическим путем. Однако степень учета влияния в них внешнего трения, натяжения и недеформируемых зон через коэффициент n_σ различна. В некоторых случаях выражение для расчета n_σ учитывает не все влияющие на него факторы. Отсюда следует, что точность формулы среднего удельного давления, при известных значениях σ_u , будет определяться соответствием коэффициента напряженного состояния n_σ данным условиям прокатки.

Одной из наиболее распространенных формул для расчета среднего удельного давления является формула А. И. Целикова, которая получена из уравнений (141) и (142).

Среднее удельное давление определяется делением полного давления, вычисляемого по выражению

$$P = \frac{B+b}{2} \int_0^l p dx, \quad (146)$$

на площадь контакта металла и валков. В этом уравнении p — элементарное удельное давление, переменное по длине дуги захвата, а $\int_0^l p dx$ — площадь эпюры удельного давления.

Подставляя значение p из (141) и (142) в уравнение (146) и выражая dx через толщину dh (см. рис. 89), получим

$$dx = \frac{l}{\Delta h} dh.$$

Тогда

$$P = \frac{B+b}{2} \frac{l}{\Delta h} \frac{k}{\delta} \left\{ \int_{h_1}^n \left[\left(\delta - 1 \right) \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] dh + \int_h^{h_1} \left[\left(\delta + 1 \right) \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta - 1 \right] dh \right\}. \quad (147)$$

Разделив на площадь контакта, получим

$$p_c = \frac{k}{\Delta h \delta} \left\{ \int_{h_T}^h \left[(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] dh + \int_h^{h_T} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta - 1 \right] dh \right\}, \quad (148)$$

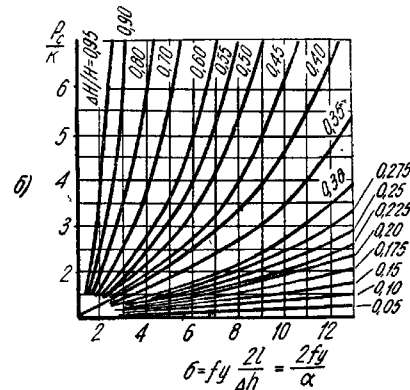
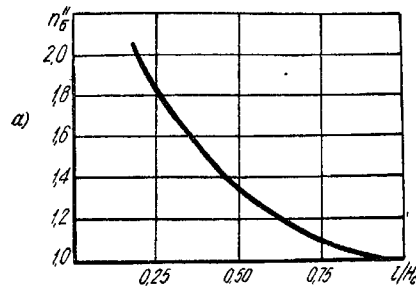


Рис. 97. Зависимости по А. И. Целикову:

а — коэффициента n''_σ от параметра $\frac{l}{H_c}$,

б — коэффициента $\frac{p_c}{k}$ от коэффициента δ при различной величине относительного обжатия.

Формула (149) выведена при условии равномерной деформации по высоте полосы и поэтому при расчетах удельного давления для случаев прокатки с $\frac{l}{H_c} < 1$ дает результаты, отличающиеся от действительных. Для учета этой неравномерности деформации А. И. Целиков [107] вводит поправочный коэффициент n''_σ , значение которого определяется по рис. 97, а. С целью упрощения расчетов удельного давления А. И. Целиков предлагает графическую зависимость коэффициента напряженного состояния $\left(\frac{p_c}{k}\right)$

где h_T — толщина полосы в критическом сечении.

Интегрирование уравнения (148) дает формулу для определения среднего удельного давления при прокатке [23]:

$$p_c = \frac{2k(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \left(\frac{h_T}{h} \right) \left[\left(\frac{h_T}{h} \right)^\delta - 1 \right], \quad (149)$$

где

ε — относительное обжатие;
 k — сопротивление деформации с учетом влияния поперечных подпирющих напряжений: $k = \beta \sigma_u = (1,0 \div 1,155) \sigma_u$.
 При прокатке широких листов (или при отсутствии уширения) коэффициент $\beta = 1,15$, при развитом уширении $\beta = 1$.

Отношение $\frac{h_T}{h}$ определяется следующим образом:

$$\frac{h_T}{h} = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{H}{h} \right)^\delta}}{\delta + 1} \right]^{\frac{1}{\delta}}. \quad (150)$$

от коэффициента δ (рис. 97, б). Определение удельного давления по этой методике несложно:

$$p_c = \beta \sigma_u n''_\sigma \frac{p_c}{k}. \quad (151)$$

С учетом зоны прилипания при прокатке с $\frac{l}{H_c} \leq 1,5 - 2$ А. И. Целиков [155] рекомендует использовать следующее выражение для расчета коэффициента напряженного состояния:

$$n_\sigma = 1 + \frac{\sqrt{R \Delta h}}{3(H + h)}. \quad (151a)$$

Среднее удельное давление при этом равно

$$p_c = \beta \sigma_u n_\sigma. \quad (151б)$$

Исследования прокатки тонких алюминиевых полос при $\frac{l}{H_c} > 3,5$ показывают, что экспериментально определенный коэффициент напряженного состояния $\frac{p_c}{k}$ с увеличением коэффициента трения f_y , полученного по опережению, изменяется по кривой 1 рис. 98; кривая 2, рассчитанная по формуле А. И. Целикова (151), имеет несколько иной характер. Как видно из рисунка, в зоне малых и средних значений коэффициента трения формула (151) дает заниженные по сравнению с опытными результаты, а в зоне больших коэффициентов трения — завышенные.

А. П. Чекмарев [110] на основе решения уравнения (143), при котором замена дуги хордой не производилась, получил формулу для определения среднего удельного давления, которая имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{p_c}{\beta \sigma_u} = & \frac{1}{\alpha} \left[2 \left(\sqrt{\frac{R}{h}} - f_{\sigma\gamma} \sqrt{\frac{R}{h}} \right) \operatorname{arctg} \left(\alpha \sqrt{\frac{R}{h}} \right) + \right. \\ & + 4 f_{\sigma\gamma} \sqrt{\frac{R}{h}} \operatorname{arctg} \left(\gamma \sqrt{\frac{R}{h}} \right) + f_\sigma \ln \frac{1 + \frac{R}{h} \alpha^2}{\left(1 + \frac{R}{h} \gamma^2 \right)^2} + \\ & \left. + \gamma \ln \left(1 + \frac{R}{h} \alpha^2 \right) - \alpha \right]. \quad (152) \end{aligned}$$

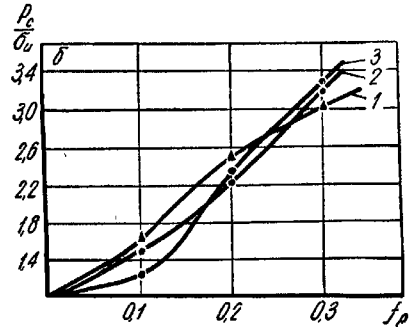


Рис. 98. Изменение коэффициента напряженного состояния в функции коэффициента трения: при подстановке в формулу А. И. Целикова (149) коэффициента f_p , а в формулу А. П. Чекмарева (152) коэффициента f_σ ;

1 — опытные данные; 2 — расчетные данные по формуле А. И. Целикова; 3 — по формуле А. П. Чекмарева.

Для упрощения пользования формулой (152) предложена графическая зависимость коэффициента напряженного состояния (подпора) $\frac{p_c}{k} = \frac{p_c}{\beta \sigma_u}$ от $\frac{\alpha}{f_\sigma}$ и $\frac{\Delta h}{H}$ (рис. 99).

Для рассмотренного случая расчетные средние удельные давления представлены кривой 3 на рис. 98. При сравнении с опытными данными следует учитывать, что определение коэффициента трения экспериментальным путем является неточным. В качественном отношении формула (152) более правильно отражает зависимость $\frac{p_c}{k}$ от f_σ и учитывает влияние кривизны валков.

При подстановке в формулу (152) значения коэффициента трения, определенного из закона сухого трения $f_p = \frac{t}{p}$, величина удельного давления получается заниженной. Такая подстановка является неправильной, так как в основу формулы (152) положен другой закон трения:

$$f_\sigma = \frac{t}{\beta \sigma_u}.$$

Действительно, в конкретных условиях прокатки контактные силы трения имеют вполне определенную величину. Если отнести эти силы трения к удельному давлению, получим одну величину коэффициента трения, если же отнести их к $\beta \sigma_u$, получим другое значение коэффициента трения. Поскольку p , как правило, всегда больше $\beta \sigma_u$, то во втором случае коэффициент трения будет всегда больше, чем в первом. Этим и объясняется заниженное значение удельного давления по формуле (152) при использовании коэффициента трения, определенного из закона $f_p = \frac{t}{p}$.

Взаимосвязь между коэффициентами трения f_p и f_σ имеет следующий вид:

$$f_\sigma = \left(\frac{p_c}{\beta \sigma_u} \right) f_p. \quad (152a)$$

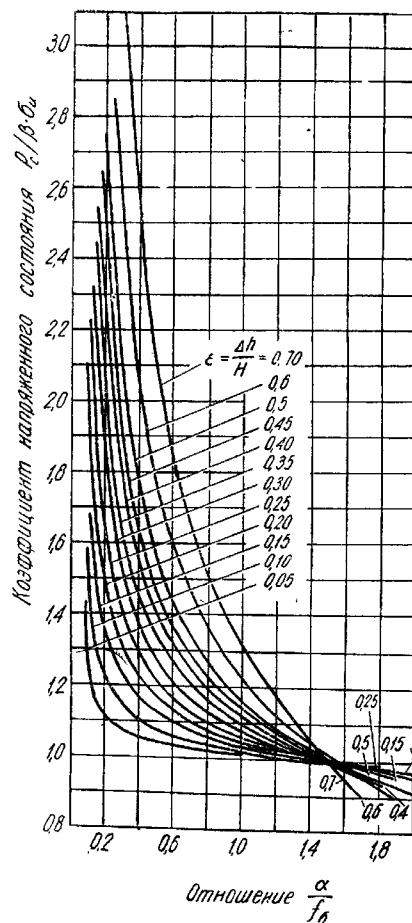


Рис. 99. Зависимость $\frac{p_c}{\beta \sigma_u}$ от $\frac{\alpha}{f_\sigma}$ и $\epsilon = \frac{\Delta h}{H}$ по А. П. Чекмареву.

Из этой формулы, имеющей два неизвестных, теоретически f_σ определить нельзя. Экспериментально установленная зависимость между f_σ , $\frac{l}{H_c}$ и f_p , представленная на рис. 100, позволяет определять значения f_σ в различных условиях прокатки. На графиках f_p представляет собой коэффициент трения установившегося процесса прокатки (f_y), рассчитанный по опережению.

При подстановке в формулу (152) коэффициента трения f_σ получаются результаты, близкие к опытным.

Из изложенного также следует, что все известные формулы, выведенные на основании решения уравнения Т. Кармана, при правильном учете влияния внешнего трения, могут быть в одинаковой степени использованы для подсчета удельного давления металла на валки при более или менее равномерной деформации ($\frac{l}{H_c} > 1$).

В литературе известен ряд других формул для определения удельного давления, полученных на основе решения уравнения Кармана. Подробный анализ их приведен в работах [133, 134].

Для расчета давления металла на валки при прокатке толстых полос при $\frac{l}{H_c} < 1$ лучше использовать экспериментальные зависимости удельного давления $p_c = f\left(\frac{l}{H_c}\right)$.

К расчету удельного давления в калибрах. Большое значение для расчетов прокатного оборудования имеет правильное определение давления металла при прокатке в калибрах, что может быть выполнено или теоретическим путем с учетом влияния формы калибра, или по экспериментальным зависимостям различных исследователей [10, 103, 105, 115—117 и др.]

В имеющихся исследованиях отмечается, что удельное давление в калибрах, при одних и тех же параметрах деформации, несколько больше, чем при прокатке в гладких валках. Это связано с наличием в очаге деформации дополнительных сил трения за счет действия боковых стенок калибра и влиянием неравномерности деформации.

Условие предельного состояния (139) действительно как для прокатки в гладких валках, так и в калибрах. Анализ этого выражения показывает, что при деформации одного и того же металла с одинаковыми степенью и скоростью деформирования

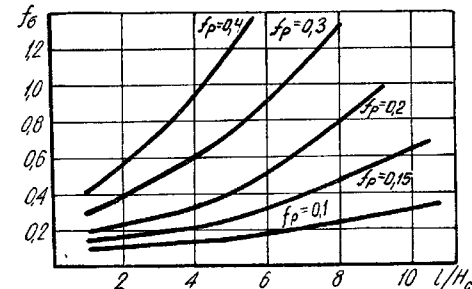


Рис. 100. Изменение коэффициента трения f_σ в функции $\frac{l}{H_c}$ и коэффициента трения f_p , подсчитанного по опережению.

увеличение удельного давления (при $\sigma_1 \approx p$) в калибрах по сравнению с гладкими валками может происходить только в результате увеличения продольных подпирющих напряжений σ_3 . В зависимости от формы и размеров полос и калибров значения σ_3 различны и определяются параметрами очага деформации и коэффициентом формы.

Для калибров простой формы — овальных, квадратных, ромбических, круглых и др. с достаточной для практики точностью можно принимать

$$n_\Phi = \frac{\Pi}{2b}, \quad (153)$$

где

n_Φ — коэффициент формы калибра;

Π — периметр калибра;

b — ширина калибра по разьему.

При прокатке в калибрах коэффициент формы n_Φ больше единицы. Продольные напряжения, возникающие в металле при прокатке в калибрах, больше, чем при прокатке в гладких валках.

Значение коэффициента формы для некоторых типов калибров представлено в табл. 14.

Таблица 14

Значения коэффициента формы n_Φ для различных калибров

Тип калибра	Коэффициент n_Φ
Квадратный	1,41
Ромбический с углом при вершине 100°	1,30
То же 110°	1,20
То же 120°	1,15
Круглый	1,40
Овальный однорадиусный с $\frac{b}{h} = 1,5$	1,27
» » с $\frac{b}{h} = 2,0$	1,15
» » с $\frac{b}{h} = 3,0$	1,09
Овальный плоский	1,1—1,15
Шестигранный	1,15
Угловой и зетовый чистовые	1,41
» » черновые	1,2—1,25
Калибры двутавровой балки № 30	1,7—1,9
То же № 16	2,1—2,2
Калибры швеллера № 30	1,7—1,8
» » № 16	1,8—2
» » № 12	1,9—2,2
» » № 8	2,1—2,3
» рельса Р-50	2—2,1
» шпунта Л-5	1,8—2,1

Удельное давление при прокатке в гладких валках можно рассчитать по выражению (151) или (152). Для случая плоской деформации коэффициент напряженного состояния на основании выражения (139) равен

$$n'_\sigma = \frac{p_c}{k} = \frac{p_c}{\beta \sigma_u} = 1 + \frac{\sigma_3}{\beta \sigma_u}. \quad (154)$$

Форма калибра влияет на продольное напряжение σ_3 , поэтому для приближенного учета влияния формы на удельное давление следует напряжение σ_3 в выражении (154) умножить на коэффициент n_Φ :

$$n'_{\sigma_k} = \left(1 + \frac{\sigma_3 n_\Phi}{\beta \sigma_u}\right) = \left[1 + \left(\frac{p_c}{k} - 1\right) n_\Phi\right]. \quad (155)$$

Общий вид уравнения для расчета удельного давления с учетом влияния формы калибра выглядит следующим образом:

$$p_c = \beta \sigma_u \left[1 + \left(\frac{p_c}{k} - 1\right) n_\Phi\right]. \quad (156)$$

Значение $\frac{p_c}{k}$ может быть определено по рис. 97 или 99.

Анализ уравнения (156) показывает, что заметное влияние формы калибра на напряженное состояние наблюдается при прокатке сравнительно тонких полос, когда коэффициент $n'_\sigma = \frac{p_c}{k}$ имеет высокое значение. При деформации толстых полос коэффициент n'_σ незначительно отличается от единицы и влияние формы калибра мало заметно.

§ 6. Влияние различных факторов на удельное давление при прокатке

Изменение среднего удельного давления при прокатке является результатом влияния механических свойств материала и интенсивности действия главным образом продольных подпирющих напряжений σ_3 . При этом чем больше напряжение σ_3 , тем больше удельное давление p . Таким образом, все факторы процесса прокатки, увеличивающие продольные напряжения, способствуют повышению удельного давления.

Рассмотрим влияние на удельное давление основных факторов.

Увеличение коэффициента внешнего трения при продольной прокатке приводит к увеличению сил трения вдоль дуги захвата как в зоне опережения, так и в зоне отставания. Поскольку силы трения в обеих зонах направлены против течения металла относительно валков, их увеличение

вызывает повышение продольного напряжения σ_z . Средняя величина последнего в общем случае может быть определена по выражению

$$\sigma_z = \frac{N_x}{H_c B_c}, \quad (157)$$

где

N_x — сумма горизонтальных составляющих сил, действующих в очаге деформации;

H_c и B_c — средняя толщина и ширина полосы в очаге деформации.

Особенно большое влияние оказывает внешнее трение при прокатке тонких полос в горячем и холодном состоянии, когда даже незначительное увеличение коэффициента трения приводит к резкому повышению подпирющих напряжений σ_z и удельных давлений. Так, по данным И. М. Павлова и Я. С. Галлая увеличение коэффициента трения с 0,05 до 0,15 приводит к повышению удельного давления (рис. 101) на 30—40%. При прокатке толстых полос увеличение коэффициента трения и контактных сил трения также повышает значения напряжений σ_z и удельного давления, но в значительно меньшей степени, чем при деформации тонких полос.

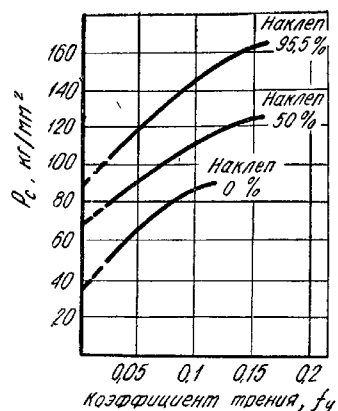


Рис. 101. Зависимость удельного давления от коэффициента внешнего трения (И. М. Павлов и Я. С. Галлай).

Толщина полосы оказывает значительное влияние на удельное давление. Как видно из выражения (157), величина напряжения σ_z , при неизменном отношении $\frac{N_x}{B_c}$, определяется

толщиной прокатываемой полосы. При этом чем тоньше полоса, тем заметнее влияние внешнего трения на напряжение σ_z , а следовательно, и на удельное давление. С увеличением толщины полосы, при всех других постоянных факторах, напряжение σ_z уменьшается и при прокатке высоких полос оказывается настолько малым, что практически не влияет на удельное давление.

При прокатке высоких полос на блумингах и слябингах с $\frac{l}{H_c} < 1$ вступает в действие новый фактор — неравномерность деформации раската по высоте; пластическая деформация не проникает на всю толщу, и сердцевина вследствие этого находится в упругом (недеформируемом) состоянии. Упругая зона препятствует продольному течению пластически деформированного слоя, что вызывает повышение напряжения σ_z . С уменьшением $\frac{l}{H_c}$ вы-

сота упругой зоны увеличивается, способствуя повышению напряжения σ_z и удельного давления.

Таким образом, при прокатке с $\frac{l}{H_c} < 1$ на удельное давление

влияют два фактора: интенсивность действия продольных подпирющих напряжений от внешнего трения и неравномерность деформации полосы.

С уменьшением $\frac{l}{H_c}$ интенсивность подпирющих напряжений за счет сил трения уменьшается, а неравномерность деформации увеличивается. Первый фактор способствует уменьшению, а второй — увеличению удельного давления. Поэтому, начиная с некоторого значения фактора формы, когда $\frac{l}{H_c} < 1$, удельное давление возрастает с уменьшением $\frac{l}{H_c}$ (рис. 102) [111]. Положение минимума кривой удельного давления, когда влияние внешнего трения на напряженное состояние очень мало и влияние неравномерности деформации практически отсутствует, зависит от условий деформации: температуры металла, коэффициента трения и др.

Влияние толщины полосы хорошо иллюстрируется рис. 103 [10], на котором изменение удельного давления при прокатке стали марки Ст2 при температуре 1000°С представлено в зависимости от отношения $\frac{h}{D}$, где $D = 120$ мм. Как видно из рисунка, удельное давление очень мало изменяется при прокатке сравнительно толстых полос $\frac{h}{D} = 0,1 — 0,3$ и интенсивно возрастает при деформации полос с толщиной меньше 12 мм и $\frac{h}{D} < 0,1$, когда действие внешнего трения оказывается значительным.

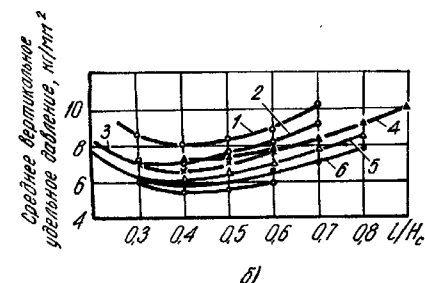
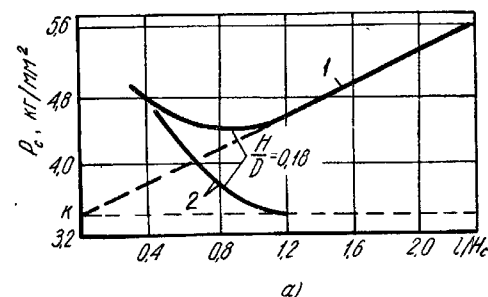


Рис. 102. Изменение среднего удельного давления при малых значениях параметра

$\frac{l}{H_c}$;

а — при прокатке свинца. 1 — влияние внешнего трения; 2 — влияние неравномерности деформации (М. А. Зайков); б — при прокатке слитков на блуминге: 1 — МСт 3 кл ($t_n = 0^\circ$); 2 — Ст. 5 ($t_n = 800^\circ$); 3 — Л53 ($t_n = 600^\circ$); 4 — МСт 4 ($t_n = 500^\circ$); 5 — МСт 3кл ($t_n = 0^\circ$); 6 — МСт 2 ($t_n = 700^\circ$); 7 — МСт 3кл ($t_n = 450^\circ$) (t_n — температура металла при посадке в коловец) (А. П. Чекарчев).

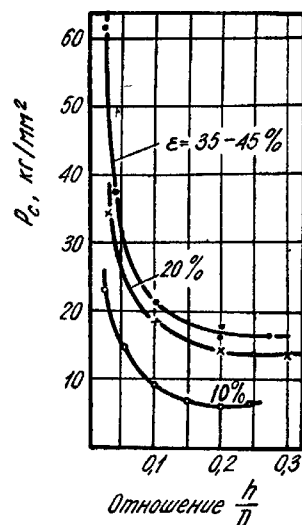


Рис. 103. Зависимость удельного давления от отношения $\frac{h}{D}$.
(М. А. Зайков).

ления малы и практически не оказывают заметного влияния на напряженное состояние. С увеличением угла захвата или, что то же самое, угла наклона деформирующего клина горизонтальная составляющая равнодействующей нормальных сил увеличивается интенсивнее, чем горизонтальная составляющая равнодействующей сил трения [131].

Такое действие сил в очаге деформации приводит к появлению максимума на кривой удельного давления, а при дальнейшем увеличении угла захвата — к снижению удельного давления.

Увеличение диаметра валков способствует удлинению дуги захвата (рис. 105), так как

$$l' = \sqrt{R\Delta h},$$

или

$$l = R\alpha.$$

Поэтому с увеличением диаметра валков силы трения вдоль

Влияние угла захвата на удельное давление довольно сложно, так как величина продольных сжимающих напряжений σ_z в общем случае определяется соотношением горизонтальных составляющих сил трения и давления. В зоне опережения горизонтальные составляющие указанных сил действуют в одном направлении и обуславливают наличие сжимающих напряжений. В зоне отставания горизонтальные составляющие сил трения создают напряжения сжатия, а горизонтальные составляющие нормального давления, направленные против хода прокатки, уменьшают эти напряжения.

В первый период увеличения угла захвата до некоторого значения удельное давление возрастает (рис. 104) [110] в результате увеличения сил трения по дуге контакта, а следовательно, и продольных подпирających напряжений σ_z . При сравнительно небольших углах захвата горизонтальные составляющие нормального давления

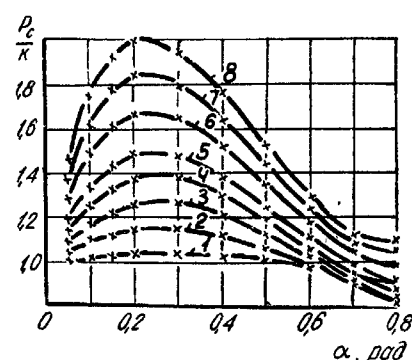


Рис. 104. Изменение коэффициента напряженного состояния в зависимости от угла захвата (А. П. Чекарев):

$$\begin{aligned} 1 - \frac{R}{h} = 1; 2 - \frac{R}{h} = 5; 3 - \frac{R}{h} = 10; \\ 4 - \frac{R}{h} = 15; 5 - \frac{R}{h} = 20; 6 - \frac{R}{h} = 30; \\ 7 - \frac{R}{h} = 40; 8 - \frac{R}{h} = 50 \text{ (при } i_{\sigma} = 0,4). \end{aligned}$$

дуги захвата, препятствующие продольному течению металла относительно поверхности валков, увеличиваются, повышая тем самым подпирające напряжение σ_z и среднее удельное давление.

Результаты опытов по исследованию зависимости $p_c = f(D)$ при различных обжатиях стали марки Ст. 3 представлены на рис. 106 [15], из которого следует, что с увеличением диаметра валков удельное давление увеличивается почти прямолинейно.

Таким образом, из теоретических и опытных данных следует, что с точки зрения уменьшения нагрузок на детали прокатного стана выгоднее деформировать металл в валках с меньшим диаметром.

Температура металла и скорость прокатки также влияют на удельное давление через сопротивление деформации (σ_u) и коэффициент трения. С увеличением скорости прокатки возрастают скорость и сопротивление деформации и, следовательно, удельное давление. Влияние скорости на удельное давление при горячей прокатке (рис. 107, а) в большей степени проявляется в интервале от 0 до 3 м/сек. С дальнейшим увеличением скорости меняется удельное давление меньше вследствие развития теплового эффекта от деформации.

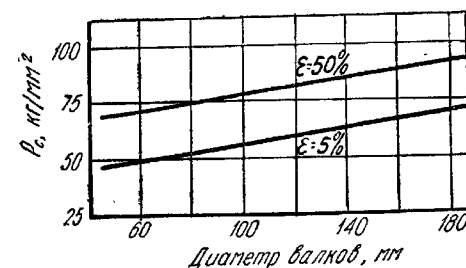


Рис. 106. Зависимость удельного давления от величины диаметра валков при холодной прокатке.

В случае прокатки отожженных полос явно выраженной зависимости между p_c и v_B не наблюдается. Прокатка предварительно наклепанной стали характеризуется определенной зависимостью между удельным давлением и скоростью прокатки. Кривые, отражающие эту зависимость, имеют максимум в интервале скоростей 1—1,5 м/сек (рис. 107, б).

Увеличение удельного давления до максимума может быть объяснено отставанием пластической деформации от упругой [3]. Уменьшение удельного давления после максимума объясняется возникновением теплового эффекта, т. е. повышением температуры металла в результате деформации и развитием явления возврата,

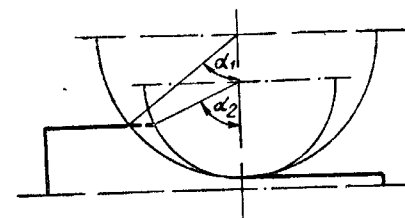


Рис. 105. Схема к объяснению влияния величины диаметра валков на удельное давление.

а также уменьшением упругого сплющивания валков [132]. Последнее приводит к заметному уменьшению отношения $\frac{R}{h}$, что снижает продольное подпирющее напряжение σ_s и, следовательно, удельное давление. Рассмотренная зависимость является наиболее вероятной для большинства производственных станов холодной прокатки, в которых после первого пропуска металл находится в наклепанном состоянии.

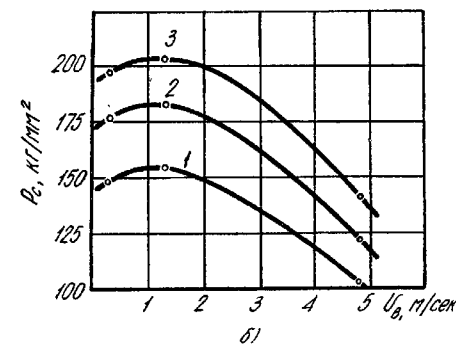
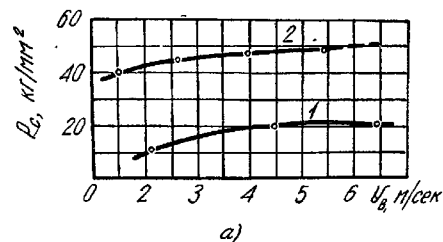


Рис. 107. Влияние скорости прокатки на удельное давление:

а — при горячей прокатке стали марки Ст. 1 [129]: 1 — $\epsilon = 10\%$; 2 — $\epsilon = 30\%$; б — при холодной прокатке; образцы толщиной 1 мм с предварительным наклепом: 1 — на 10%; 2 — на 30%; 3 — на 50%.

p_c — среднее удельное давление металла на валки, определяемое по теоретическим формулам или по экспериментальным данным.

В последние годы в литературе по прокатке появилось много работ, посвященных экспериментальному исследованию полного давления в лабораторных и производственных условиях.

Замеры давлений производятся при помощи современной тензометрической аппаратуры с записью измеряемых величин на пленку [111—114, 116 и др.]. Для измерения полного давления металла в клетки между подушками валков и нажимными винтами устанавливаются месдозы. Схема одной из многочисленных конструкций месдоз представлена на рис. 108.

Из данных, приведенных на рис. 107, следует, что с точки зрения силовых условий деформации экономически наиболее выгодной является прокатка на повышенных скоростях.

§ 7. Полное давление металла на валки

Давление на валки является одной из характеристик прокатки, знание которой необходимо для определения рациональных режимов обжатий, расчета размеров деталей рабочей клетки: станин, валков, нажимных винтов и др. Полное давление определяется по формуле

$$P = p_c F, \quad (158)$$

где

F — горизонтальная проекция площади контакта металла и валков;

Месдоза имеет выточку, где располагают рабочие и компенсационные датчики. Активные (рабочие) датчики наклеивают на внутреннюю поверхность мембраны, а компенсационные — на металлические пластинки, которые винтами крепятся в стенке месдозы. Рабочим элементом датчика является константовая проволока диаметром 0,02 мм. Рабочие и компенсационные датчики собираются по схеме моста.

С диагоналей моста проводники выводятся через отверстие к усилителю. На одну диагональ моста от усилителя подается переменный ток напряжением примерно 6 вольт. Другая диагональ моста является выходной. При деформации месдозы вместе с растяжением слоев металла, расположенных на внутренней поверхности корпуса (мембраны), растягиваются и проволока датчиков. В результате изменения сопротивления активных датчиков мост дебалансируется и на выходной диагонали возникает электрический сигнал, величина которого усиливается и передается на регистрирующий прибор, в качестве которого зачастую применяется магнитоэлектрический осциллограф.

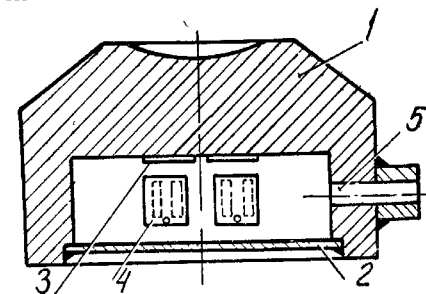


Рис. 108. Месдоза:

1 — корпус; 2 — защитная крышка; 3 — рабочие датчики; 4 — пластинка с компенсационными датчиками; 5 — отверстие для вывода проводников.

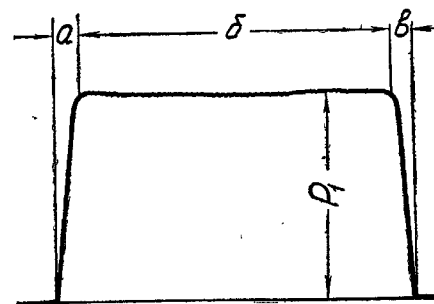


Рис. 109. Осциллограмма давления при прокатке.

Ординаты полученной в определенном масштабе кривой соответствуют изменению величины тока в датчиках.

Месдозу с аппаратурой тарируют при известных нагрузках и строят градуировочные кривые $P_1 = f(a_1)$, где P_1 — давление на месдозу; a_1 — ордината отклонения луча на осциллограмме в мм.

На рис. 109 представлена осциллограмма давления на нажимной винт при прокатке полосы. Участок а соответствует периоду заполнения передним концом полосы межвалковой щели. В этот период вследствие увеличения в каждый данный момент площади соприкосновения металла с валком происходит увеличение давления на винт. После выхода переднего конца полосы за вертикальную ось валков процесс устанавливается и давление остается постоянным до момента, пока задний торец полосы войдет в межвалковое пространство. С этого момента давление начинает сни-

жаться (участок b) из-за уменьшения обжатия и площади контакта. Если измерены нагрузки на оба винта, то полное давление определяется их суммированием:

$$P_B = P_1 + P_2.$$

Величина полного давления зависит от среднего удельного давления и поверхности соприкосновения металла с валками. В табл. 15 указано примерное значение полного давления для некоторых станков.

Таблица 15

Давление металла на валки при прокатке на различных станках

Наименование стана	Полное давление, t
Блуминги	500—1500
Слябинги	600—1800
Непрерывные тонколистовые станы	500—2000
Рельсобалочные и крупносортовые станы	150—700
Среднесортные станы	50—200
Мелкосортные станы	15—60

Для расчета давления металла на валки важно знать горизонтальную проекцию площади контакта полосы с валками. В общем виде ее можно определить по выражению

$$F = B_c l_c \cos \frac{\alpha}{2},$$

где

B_c — средняя ширина полосы в очаге деформации;

l_c — средняя длина дуги захвата;

α — угол захвата.

Принимая во внимание, что при малом угле захвата $\cos \frac{\alpha}{2} \approx 1$, можно написать

$$F = B_c l_c. \quad (159)$$

При горячей прокатке на гладкой бочке с небольшим удельным давлением площадь соприкосновения металла и валков определяют следующим образом:

для случая прокатки в валках одинакового диаметра

$$F = \frac{B+b}{2} \sqrt{R \Delta h}; \quad (160)$$

для случая прокатки в валках разного диаметра

$$F = \frac{B+b}{2} \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} \Delta h}, \quad (161)$$

где

R и r — радиусы большего и меньшего валков.

При прокатке в калибрах расчет площади контакта (горизонтальной проекции) следует производить по формулам, специально выведенным для каждого конкретного случая сочетания формы калибра и сечения заготовки. В. Г. Дрозд [135] получил формулы для определения площади контакта при прокатке в простых калибрах:

прокатка овала в квадрате

$$F = \frac{3}{4} b \sqrt{R_b (H-h)}; \quad (162)$$

прокатка квадрата в овале

$$F = 0,54 (B+b) \sqrt{R_b (H-h)}; \quad (163)$$

прокатка ромба в квадрате (квадрата в ромбе, ромба в ромбе)

$$F = \frac{2}{3} b \sqrt{R_b (H-h)}, \quad (164)$$

где

R_b — радиус валков в глубине ручья;

H и h — наибольшая толщина полосы до и после пропуска.

При прокатке прямоугольной полосы в угловых, зетобразных и швеллерных калибрах площадь контакта может быть определена по формулам, предложенным Д. И. Старченко [136].

Для определения площади контакта при прокатке в калибрах любой формы используют способ приведенных сечений:

$$F_{пр} = \frac{B+b}{2} \sqrt{R_{пр} (H_{пр} - h_{пр})}, \quad (165)$$

где

$$H_{пр} = \frac{\omega_0}{B}; \quad h_{пр} = \frac{\omega_1}{b}; \quad R_{пр} = R_m - \frac{h_{пр}}{2};$$

ω_0 и ω_1 — площади поперечного сечения раската до и после пропуска;

$H_{пр}$ и $h_{пр}$ — приведенная толщина раската до и после пропуска;

$R_{пр}$ — средний катающий радиус валков в калибре;

R_m — средний радиус двух сопряженных валков.

При горячей и холодной прокатке тонких листов жести и ленты рабочие валки упруго сплющиваются, увеличивая длину дуги захвата. Для определения длины дуги захвата с учетом упругого сжатия валков в литературе наиболее известна формула Хичкока, преобразованная А. И. Целиковым с учетом упругого сжатия прокатываемого металла [137, 140]:

$$l_{сп} = x_2 + \sqrt{R \Delta h + x_2^2}, \quad (166)$$

где

x_2 — увеличение длины дуги захвата в направлении выхода металла из валков.

Величина x_2 определяется из выражения

$$x_2 = 8p_c R \left(\frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2} \right), \quad (167)$$

где

μ_1 и μ_2 — коэффициенты Пуассона материала валков и раската;
 E_1 и E_2 — модули упругости материала валков и раската, кг/мм²;
 R — радиус валков, мм;
 p_c — удельное давление, кг/мм².

Длину дуги контакта раската и валков с учетом сплющивания последних удобно определять по методу А. А. Динника [139]:

$$l_{\text{сп}} = cl = cR\alpha, \quad (168)$$

где

c — коэффициент сплющивания валков, определяемый из выражений:
 для стальных валков

$$c = 1,03 + \frac{2,0p_c}{10000\alpha};$$

для чугуновых отбеленных валков

$$c = 1,04 + \frac{2,5p_c}{10000\alpha}.$$

§ 8. Момент прокатки в гладких валках

Момент, необходимый для осуществления деформации, является важнейшим силовым параметром процесса прокатки. Знание его величин позволяет правильно определять мощность главного двигателя, размеры основных деталей главной линии прокатного стана, а также рассчитывать рациональные режимы деформации металла в валках.

Для простого случая прокатки, когда условия деформации на нижнем и верхнем валках одинаковы (одинаковы диаметры валков и коэффициенты трения, раскат равномерно профрети по высоте и т. п.), момент прокатки определяется (рис. 110, а) из выражения:

$$M = aP_v = P_v \psi R \alpha, \quad (169)$$

где

P_v — вертикальная составляющая равнодействующей сил;

a — плечо момента;

ψ — коэффициент плеча момента, представляющий отношение плеча момента a к длине дуги захвата l .

Исходя из сил трения, действующих в каждой зоне очага деформации, уравнение для расчета крутящего момента может

быть найдено следующим образом (рис. 110, б). По длине дуги захвата силы трения в зонах отставания и опережения действуют в противоположном направлении, поэтому крутящие моменты в зонах имеют разные знаки. Полный момент вдоль дуги контакта равен алгебраической сумме моментов в каждой зоне

$$M = [T_1 R] + [-T_2 R]. \quad (170)$$

Равнодействующие сил нормального давления в зонах отставания и опережения P_1 и P_2 не создают крутящего момента, так как проходят через центр валков.

Принимая коэффициент трения и удельное давление усредненными по дуге захвата, найдем для одного валка

$$T_1 = f_y p_c B_c R (\alpha - \gamma);$$

$$T_2 = f_y p_c B_c R \gamma.$$

Подставляя эти выражения в (170), получим формулу В. Ф. Баюкова

$$M = 2p_c B_c R^2 f_y (\alpha - 2\gamma). \quad (171)$$

Для получения точной величины крутящего момента по формуле (171) необходимо подставлять в нее значения среднего удельного давления, угла критического сечения и коэффициента трения, соответствующих данным условиям прокатки.

Расчет момента прокатки по формуле (169) возможен при известных величинах полного давления на валки и плеча момента a .

Определению величин плеча момента сил при прокатке в различных условиях посвящены работы [16, 118—122, 137, 138]. Плечо момента можно определить из эпюр удельного давления, допуская, что вертикальная составляющая равнодействующей проходит через их центры тяжести. Отыскание центра тяжести эпюр относительно плоскости выхода не представляет особых трудностей. Эпюру разбивают на ряд близких к правильным фигурам и графическим путем определяют местонахождение центра тяжести каждой фигуры. Затем по выражению

$$a = \frac{x_1 S_1 + x_2 S_2 + x_3 S_3 + \dots + x_n S_n}{S_1 + S_2 + S_3 + \dots + S_n}, \quad (172)$$

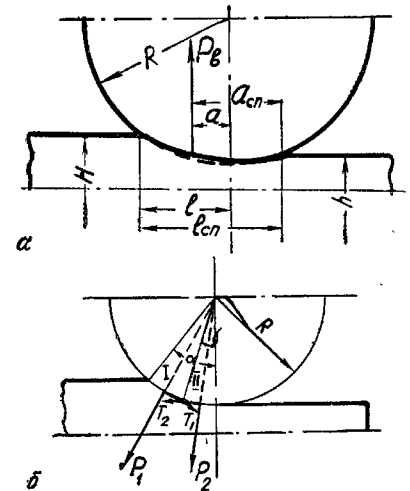


Рис. 110. Схемы к выводу формул крутящего момента:
 а — по равнодействующей давления; б — по силам трения.

где

$x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ — расстояния от плоскости выхода до центра тяжести фигур;

$S_1, S_2, S_3, \dots, S_n$ — площади фигур эюры, подсчитывается расстояние центра тяжести (длина плеча момента) от плоскости выхода.

Исследования показывают, что положение точки приложения равнодействующей сил давления на дуге захвата зависит от условий прокатки (от значений $\frac{l}{H_c}$ и $\frac{\gamma}{\alpha}$).

Установлено, что увеличение $\frac{l}{H_c}$ при постоянном значении $\frac{\gamma}{\alpha}$ приводит к уменьшению коэффициента плеча момента ψ . Уменьшение $\frac{\gamma}{\alpha}$ при $\frac{l}{H_c} = \text{const}$ снижает значение ψ . Объяснение причин, вызывающих смещение точки приложения равнодействующей к плоскости выхода при уменьшении $\frac{\gamma}{\alpha}$ и увеличении $\frac{l}{H_c}$, следует искать в изменении характера напряженного состояния металла в очаге деформации.

Так, увеличение $\frac{l}{H_c}$ в результате повышения угла захвата (при всех других постоянных факторах) приводит к уменьшению продольных сжимающих напряжений от действия горизонтальных составляющих давления металла на валки в зоне отставания.

При увеличении среднего удельного давления с ростом $\frac{l}{H_c}$ для случая $\alpha < \beta_y$, действие растягивающих напряжений в зоне отставания обуславливает снижение давлений в этой зоне. Это обстоятельство приводит к смещению центра тяжести, а значит, и точки приложения равнодействующей к плоскости выхода.

Уменьшение $\frac{\gamma}{\alpha}$ с увеличением угла захвата (при постоянстве всех других параметров) также способствует увеличению продольных растягивающих напряжений в зоне отставания при относительно меньшем увеличении площади эюры в этой зоне, по сравнению с зоной опережения. Как и при увеличении $\frac{l}{H_c}$, в этом случае центр тяжести эюр и, следовательно, точка приложения равнодействующей смещается к выходу.

С увеличением $\frac{\gamma}{\alpha}$ влияние растягивающих напряжений от составляющих сил нормального давления зоны отставания на напряженное состояние в очаге деформации уменьшается, и точка приложения равнодействующей смещается к плоскости входа.

Обобщенные данные исследований момента прокатки представлены графически на рис. 111; их можно использовать для практических расчетов плеча момента при прокатке в гладких валках, когда $\frac{l}{H_c} > 1$.

При прокатке с $\frac{l}{H_c} < 1$ коэффициент плеча момента может быть определен по кривой (рис. 112), полученной Е. С. Рокотяном при исследовании прокатки на блуминге [137].

При прокатке тонких полос с высокими удельными давлениями происходит сплющивание валков. В результате этого увеличивается длина дуги захвата, изменяется отношение $\frac{\gamma}{\alpha}$ и увеличивается площадь эюры элементарных давлений. Поскольку сплющивание наблюдается в основном на выходе металла из очага деформации, то приращение площади эюры давлений происходит главным образом от критического сечения к выходу. Это способствует смещению центра тяжести и, следовательно, точки приложения равнодействующей сил от геометрической плоскости выхода металла из валков и уменьшению коэффициента плеча момента относительно геометрической длины дуги захвата.

Величина смещения точки приложения равнодействующей тем больше, чем больше сплющивание валков. Согласно опытным данным [120], коэффициент ψ при наличии сплющивания в некоторых условиях прокатки может уменьшиться до 0,2.

Расчет коэффициента плеча момента для тонких полос производится подобно тому как и для прокатки толстых полос, с той лишь разницей, что все параметры очага деформации должны определяться с учетом сплющивания валков. Однако,

как показывают расчеты, такой учет не дает заметного уточнения величины ψ . Поэтому определение плеча момента можно производить по приведенной выше методике. Найденный таким образом коэффициент плеча дает отношение плеча момента к сплюсненной дуге захвата (см. рис. 110, а), т. е.

$$\psi_{\text{сп}} = \frac{a_{\text{сп}}}{l_{\text{сп}}}, \quad (173)$$

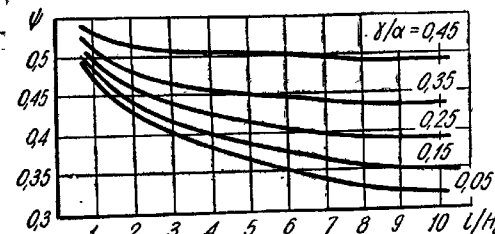


Рис. 111. Зависимость коэффициента плеча момента ψ от параметра $\frac{l}{H_c}$ и отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ при $\frac{l}{H_c} > 1$.

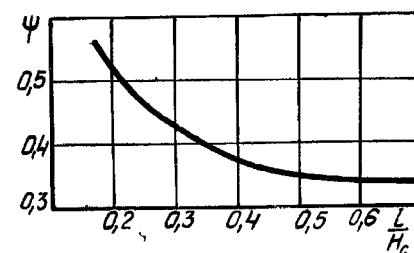


Рис. 112. Зависимость коэффициента плеча момента ψ от параметра $\frac{l}{H_c}$ при $\frac{l}{H_c} < 1$.

где

$a_{\text{сп}}$ — плечо момента относительно действительной плоскости выхода;

$l_{\text{сп}}$ — длина дуги захвата с учетом сплющивания валков.

Для определения коэффициента плеча и самого плеча момента относительно вертикальной оси валков следует пользоваться формулой

$$\psi'_{\text{сп}} = \frac{a_{\text{сп}} - (l_{\text{сп}} - l)}{l}, \quad (174)$$

или

$$\psi'_{\text{сп}} = \frac{\psi_{\text{сп}} l_{\text{сп}} - l_{\text{сп}} + l}{l} = \frac{l_{\text{сп}} (\psi_{\text{сп}} - 1) + l}{l},$$

откуда

$$\psi_{\text{сп}} = 1 - \frac{l_{\text{сп}}}{l} (1 - \psi_{\text{сп}}). \quad (175)$$

В формуле (175) коэффициент $\psi_{\text{сп}}$ определяется из (173) и рис. 110, а.

Расчет по приведенной методике показывает, что полученное значение коэффициента плеча момента ψ и $\psi'_{\text{сп}}$ в большинстве случаев отличается от опытных не более чем на 10%.

§ 9. Момент прокатки в калибрах

При деформации раската в калибрах, когда условия обработки одинаковы как на нижнем, так и на верхнем валках, в результате влияния наклонных стенок происходит увеличение продольных контактных сил трения и, вместе с этим, увеличение крутящего момента прокатки. Влияние наклонных стенок на величину момента можно учесть, если в формулу (171) вместо ширины полосы B_c подставить половину периметра контактной поверхности (для одного валка):

$$M_k = 0,5 p_c \Pi_c R_c^2 f_y (\alpha_c - 2\gamma_c), \quad (176)$$

где

M_k — крутящий момент в калибре.

В этом выражении принимается, что удельное давление равномерно распределено по ширине калибра и что удельные давления на боковых поверхностях равны вертикальным. Степень влияния формы калибра на крутящий момент получим, разделив уравнение (176) на (171)

$$n_{\Phi} = \frac{M_k}{M} = \frac{0,5 p_c \Pi_c R_c^2 f_y (\alpha_c - 2\gamma_c)}{p_c B_c R_c^2 f_y (\alpha - 2\gamma)}. \quad (176a)$$

При $R_c = R$ и $(\alpha_c - 2\gamma_c) = (\alpha - 2\gamma)$ получим

$$n_{\Phi} = \frac{M_k}{M} = \frac{\Pi_c}{2B_c}. \quad (176b)$$

Коэффициент формы n_{Φ} показывает, во сколько раз крутящий момент в калибрах больше такового в гладких валках.

В практических условиях момент при прокатке в калибрах определяется по выражению

$$M_k = P a_c n_{\Phi}, \quad (177)$$

где

a_c — среднее значение плеча момента;

P — полное давление металла при прокатке в данном калибре.

§ 10. Мощность деформации при прокатке

Определение мощности (а также работы), затрачиваемой на деформацию металла в валках, имеет большое значение для установления потребной мощности главного привода и для разработки рациональных режимов обжатий на действующих и вновь устанавливаемых прокатных станах. Известно много методов для расчета мощности (работы) прокатки, подробный анализ которых дан в книге И. М. Павлова [95].

Мощность деформации можно получить, исходя из крутящего момента прокатки, если умножить правую часть выражения (171) на угловую скорость (для двух валков):

$$\begin{aligned} N_d &= 2 p_c B_c R_c^2 f_y (\alpha - 2\gamma) \frac{2\pi n}{60}, \\ \text{или} \quad N_d &= f_y p_c B_c D v_B (\alpha - 2\gamma), \end{aligned} \quad (178)$$

где

N_d — мощность на бочке валков, *кВт/сек*;

n — число оборотов валков в минуту;

v_B — окружная скорость валков, *м/сек*;

f_y — коэффициент трения в установившемся процессе прокатки.

Эта формула неудобна для практических расчетов из-за наличия в ней угла критического сечения, а также коэффициента внешнего трения, неточность в определении которых в значительной степени сказывается на достоверности расчетов мощности прокатки. И. М. Павловым [95] показано, что учет зоны опережения, т. е. угла γ при выводе формулы (178) необязателен, а коэффициент трения f_y можно заменить через $\tan \frac{\alpha}{2}$.

По И. М. Павлову, формула для определения мощности деформации имеет вид:

$$N_d = p_c B_c D v_B \alpha \tan \frac{\alpha}{2}. \quad (179)$$

Мощность деформации можно рассчитать также по формуле

$$N_d = \frac{M n}{0,716}, \quad (180)$$

где

M — момент прокатки для двух валков, *тм*;

n — число оборотов валков в минуту.

Для расчета мощности деформации в калибрах на основании (177) формула имеет вид

$$N_d = \frac{M n n_\phi}{0,716}. \quad (181)$$

Формулы (179) и (181) дают одинаковую величину мощности деформации, если в последнем выражении при определении момента принять $\psi = 0,5$ и $n_\phi = 1$.

В действительности коэффициент плеча момента ψ может быть отличен от указанной величины, а коэффициент формы n_ϕ при прокатке в калибрах больше единицы. Поскольку формула (179) не учитывает изменений коэффициентов ψ и n_ϕ в зависимости от условий деформации, то результаты расчетов по ней менее точны, чем по уравнению (181). Например, определение мощности деформации в калибрах при $\psi = 0,5$ и $n_\phi = 1,5$ даёт ошибку в расчетах по формуле (179) до 50%.

Формулы (179) и (181) дают возможность подсчитать только мощность деформации, составляющими которой являются: мощность, потребная для формоизменения N_ϕ , и мощность, необходимая для преодоления контактных сил трения N_t , т. е.

$$N_d = N_\phi + N_t. \quad (182)$$

Для расчета мощности главного привода следует учесть мощность, затрачиваемую на трение при вращении деталей главной линии стана, мощность холостого хода и мощность, затрачиваемую на ускорение и замедление главной линии.

Глава VIII. НЕКОТОРЫЕ ОСОБЫЕ СЛУЧАИ ПРОКАТКИ

В предыдущих главах рассмотрены в основном закономерности деформации при простом случае прокатки. Простой случай прокатки характеризуется наличием двух приводных валков одинакового диаметра, имеющих равные окружные скорости, и симметричностью относительно линии прокатки.

В практике такой случай прокатки встречается довольно редко. Особенности технологического процесса вызывают необходимость прокатки в валках неравного диаметра, либо в условиях натяжения полосы соседними клетями, а также в валках с индивидуальным приводом или с одним неприводным валком.

Различные вопросы особых случаев прокатки нашли решение в работах А. Ф. Головина [22], А. И. Целикова [23], А. А. Королева [6], М. С. Мутьева [141], И. Д. Куземы [146], А. П. Чекмарева и А. А. Нефедова [143—145], В. Н. Выдрина [4], В. А. Теряева [149], В. Г. Сеницына [150], А. П. Чекмарева, А. А. Динника и В. П. Гречко [124, 127 и 128], Ю. М. Файнберга [147], П. Ф. Засухи [142], Н. М. Кириллина, Г. Юречека и других.

§ 1. Влияние натяжения на параметры процесса прокатки

На непрерывных станах прокатка осуществляется одновременно в нескольких клетях (рис. 113), и в большинстве случаев между клетями возникает натяжение полосы. Одной из причин этого служит такой подбор окружных скоростей валков двух смежных клеток, когда валки последующей клетки стремятся в каждую единицу времени пропустить большее количество металла, чем могут выдать валки предшествующей клетки. Таким образом, имеет место условие

$$v_2(1 + S_2)F_2 > v_1(1 + S_1)F_1,$$

где

v_1 и v_2 — окружные скорости валков в предыдущей и последующей клетях;

S_1 и S_2 — опережение в предыдущей и последующей клетях;
 F_1 и F_2 — площади поперечного сечения раската в предыдущей и последующей клетях.

$$v_b(1 + S)F = C \text{ или } F \cdot D_k n = C_1 \quad (183)$$

называется константой прокатки непрерывного стана. Для обеспечения прокатки без натяжения величина ее должна быть одинаковой во всех клетях.

Натяжение применяется при прокатке ленты и листов, сортовых профилей, проволоки и труб на непрерывных станах. При прокатке листов и ленты в рулонах натяжение создают моталки.

Величина натяжения при прокатке на непрерывных станах, как правило, находится в пределах $(0,2—0,5)\sigma_s$, где σ_s — предел текучести, зависящий от химического состава металла и температуры

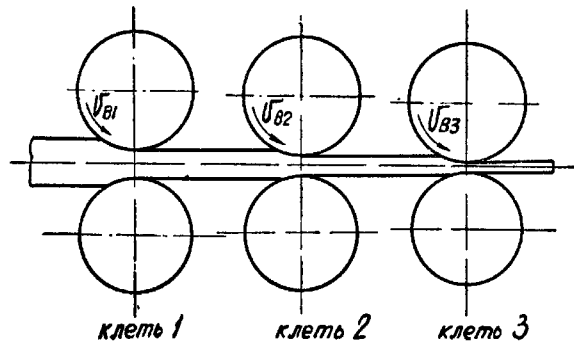


Рис. 113. Схема непрерывной прокатки.

обработки. В результате значительного рассогласования скоростей валков могут возникнуть напряжения растяжения, достигающие предела текучести. В этих условиях происходит пластическое течение металла на участке между клетями, иногда приводящее к разрыву полосы.

Принято различать натяжение переднее σ_n , если усилие приложено к выходящему концу раската, и заднее σ_z , если усилие приложено к входящему в валки концу полосы. Переднее натяжение главным образом оказывает влияние на характеристики процесса прокатки в зоне опережения, а заднее — в зоне отставания.

Влияя на напряженное состояние металла в очаге деформации, натяжение заметно изменяет удельное давление, момент прокатки, опережение и уширение.

Влияние натяжения на удельное давление. При прокатке подпирющее напряжение σ_z препятствует продольному течению металла и, согласно уравнениям (138) и (139), оказывает непосредственное влияние на удельное давление. Уменьшение сжимающих напряжений σ_z вызывает снижение удельного давления. При наличии натяжения переднего и заднего концов в сечении

полосы возникают растягивающие напряжения σ_n и σ_z , величина которых в общем случае может быть определена из выражений

$$\begin{aligned} \sigma_n &= \frac{Q_n}{F_n}; \\ \sigma_z &= \frac{Q_z}{F_z}; \end{aligned} \quad (184)$$

где

Q_n, F_n — усилие натяжения и площадь сечения переднего конца раската;

Q_z, F_z — то же заднего конца.

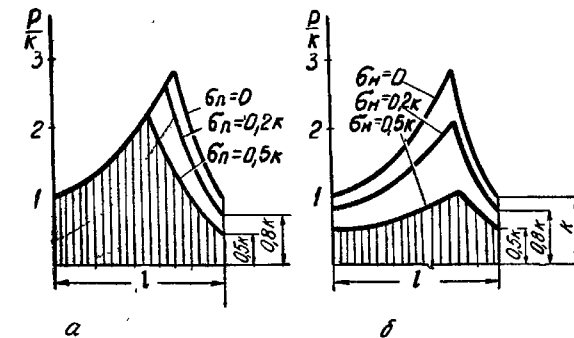


Рис. 114. Эпюры распределения удельного давления по дуге захвата при прокатке с натяжением ($\epsilon = 30\%$, $\alpha = 3^\circ 50'$

$$\frac{h}{D} = 0,5, f_y = 0,2).$$

а — при переднем натяжении; б — при переднем и заднем натяжении (А. И. Целиков).

Растягивающие напряжения σ_n и σ_z уменьшают величины сжимающего напряжения σ_z и удельного давления. Влияние натяжения на характер распределения элементарных удельных давлений отчетливо видно на эпюрах (рис. 114), полученных теоретическим путем А. И. Целиковым [23]. В результате действия переднего натяжения $\sigma_n = 0,5k$ максимальное значение коэффициента напряженного состояния $\frac{P_c}{k}$ уменьшается примерно с 2,8 до 2,2. При этом положение максимума сдвигается ближе к плоскости входа, что свидетельствует также об увеличении зоны опережения. При совместном влиянии переднего и заднего натяжений величина максимального и среднего удельного давления уменьшается в еще большей степени.

Уменьшение среднего удельного давления в результате натяжения может быть учтено с достаточной для практики точностью

поправочным коэффициентом [155]:

$$n_{\sigma}''' = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{\Pi}}{\rho_c} + \frac{\sigma_3}{\rho_c} \right), \quad (185)$$

где

n_{σ}''' — коэффициент, учитывающий влияние натяжения на удельное давление.

Действие натяжения непосредственно сказывается на продольном напряжении σ_3 , поэтому в таких условиях среднее удельное давление на основании (156) может быть определено по формуле

$$\rho_c = \beta \sigma_u \left[\left(\frac{\rho_c}{k} - 1 \right) n_{\sigma}''' \right]. \quad (186)$$

На рис. 115 приведены опытные данные [127] о влиянии натяжения на удельное давление при горячей прокатке толстых полос на лабораторном стане 180. Снижение давления представлено в функции отношения $\frac{\sigma_{\Pi}}{\sigma_3}$ или $\frac{\sigma_3}{\sigma_s}$.

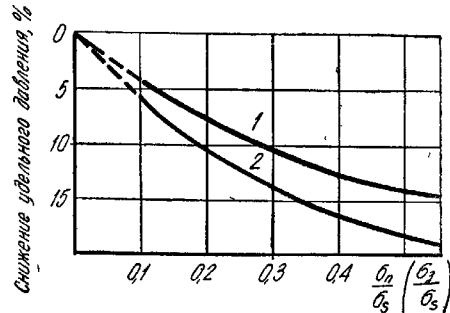


Рис. 115. Влияние натяжения на удельное давление:

1 — при переднем натяжении; 2 — при заднем натяжении (А. П. Чекмарев, В. П. Гречко).

Как следует из экспериментов, переднее натяжение, равное половине предела текучести, привело в данных условиях прокатки к снижению удельного давления в среднем на 14%, а такое же заднее натяжение — на 18%. При прокатке тонких профилей влияние натяжения может быть более значительным [23, 128].

Влияние натяжения на опережение. При натяжении концов полосы равновесие сил в очаге деформации нарушается, что ведет к изменению протяженности зон опережения и отставания. Приложение натяжения к переднему концу полосы вызывает уменьшение горизонтальных усилий в зоне опережения. В результате стремления процесса к уравновешенному состоянию зона опережения, а значит, и горизонтальные усилия в ней, возрастают за счет уменьшения размеров зоны отставания и действующих в ней горизонтальных усилий.

Следовательно, *переднее натяжение увеличивает угол критического сечения и само опережение* (рис. 116).

Натяжение заднего конца, в силу тех же причин, способствует увеличению зоны отставания, уменьшению угла критического сечения и снижению опережения.

Изменение угла критического сечения при наличии натяжения можно учесть выражением [4]

$$\Delta\gamma = \frac{h}{4f_y \rho_c R} (\sigma_{\Pi} - \sigma_3). \quad (187)$$

Расчет угла критического сечения при известных σ_{Π} и σ_3 производится по формуле

$$\gamma_{\Pi} = \gamma + \frac{h}{4f_y \rho_c R} (\sigma_{\Pi} - \sigma_3), \quad (188)$$

где

γ — угол критического сечения, определяемый по формулам (105), (106), (106а).

Влияние натяжения на крутящий момент. В общем случае крутящий момент прокатки определяется величиной равнодействующей сил и длиной плеча момента (см. рис. 110,а):

$$M = aP_{\text{в}}.$$

При натяжении концов полосы оба эти параметра меняют свое значение в ту или иную сторону. Изменение давления оказывает на момент прокатки меньшее влияние при натяжении, чем изменение направления равнодействующей сил [124].

При простом случае прокатки равнодействующая направлена вертикально (см. рис. 110,а). Появление дополнительных внешних сил, приложенных к концам полосы (рис. 117), меняет направление равнодействующей P' и величину плеча a' момента.

Из рис. 117,а следует, что *в результате действия заднего натяжения плечо момента и крутящий момент увеличиваются*. Это происходит, несмотря на уменьшение угла критического сечения и смещения точки приложения равнодействующей к плоскости выхода.

Увеличение крутящего момента при натяжении заднего конца полосы будет наблюдаться до тех пор, пока угол критического сечения окажется равным нулю. В этот момент процесс прокатки приостановится и валки будут буксовать по полосе. Это обстоятельство свидетельствует о том, что к полосе приложено усилие торможения, равное по величине контактным силам, осуществляющим процесс прокатки.

При переднем натяжении равнодействующая сил отклоняется от вертикали в направлении движения полосы (рис. 117,б), что

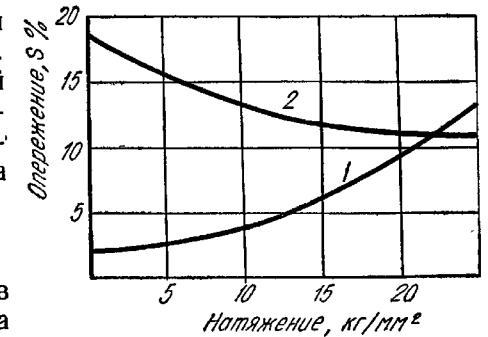


Рис. 116. Зависимость опережения от натяжения:

1 — при переднем натяжении; 2 — при заднем натяжении (С. Хейс и Р. Бернс [4]).

способствует уменьшению плеча момента и момента прокатки. С увеличением натяжения равнодействующая может отклониться настолько, что направление ее пройдет через центр вала, и крутящий момент, приложенный к валкам со стороны двигателя, окажется равным нулю. В этом случае процесс прокатки превращается в процесс волочения через неприводные ролики (валки).

Если известны величины усилий, приложенных к концам полосы, то крутящий момент можно определить по следующим формулам [23]:

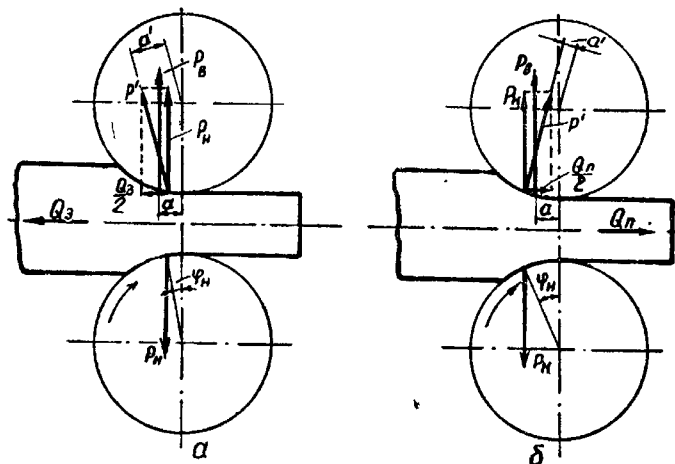


Рис. 117. Влияние натяжения на направление равнодействующей сил:
а — при заднем натяжении; б — при переднем натяжении.

для случая, когда $Q_3 > Q_n$,

$$M = D \left(P_n \sin \varphi_n + \frac{Q_3 - Q_n}{2} \right); \quad (189)$$

для случая, когда $Q_n > Q_3$

$$M = D \left(P_n \sin \varphi_n - \frac{Q_n - Q_3}{2} \right), \quad (190)$$

где

P_n — давление на валки с учетом натяжения, определяемое по формулам (158) и (186);

φ_n — угол приложения равнодействующей с учетом натяжения. Угол φ_n рассчитывается из выражения (74): $\varphi_n = \varphi_n \alpha$.

При определении φ_n угол критического сечения находится по формуле (188).

Влияние натяжения на ширину полосы. В результате натяжения концов полосы в зонах отставания и опережения очага деформации возникают напряжения растяжения,

уменьшающие величины продольных подпирющих напряжений σ_z . Вследствие этого облегчается течение металла в продольном направлении, которое возможно за счет уменьшения течения металла в поперечном направлении.

Таким образом, натяжение уменьшает величину уширения металла в валках и при значительном натяжении не исключено получение брака изделия из-за невыполнения ширины профиля вследствие непредусмотренного уменьшения уширения металла.

На рис. 118 представлены результаты исследования [126] изменения утяжки профилей в зависимости от натяжения в чистой клетке непрерывного стана. Как видно из рисунка, при рассогласовании скорости, достигающей 20% утяжка ширины полосы составляет 4 мм.

Для получения круга диаметром 19 мм, отвечающего требованиям ГОСТа, его можно прокатывать только при рассогласовании скорости не выше 2%, так как уже при этом рассогласовании горизонтальный диаметр круга уменьшается до максимально допустимых пределов по минусовому допуску (— 0,5 мм).

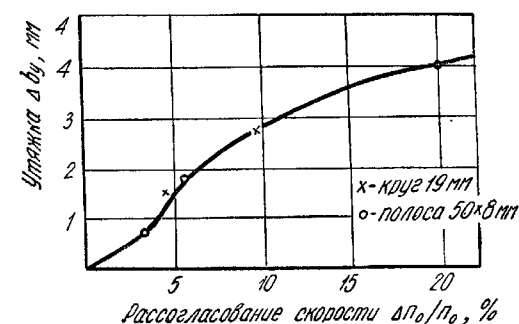


Рис. 118. Влияние натяжения на утяжку профиля (В. Н. Выдрин и др.):
x — круг диаметром 19 мм; ○ — полоса 50 × 8 мм.

На непрерывных мелкосортных и проволочных станах передний и задний концы полосы на участках, равных расстояния между клетями, прокатываются первый без переднего натяжения, а второй без заднего. Это приводит к увеличению горизонтального диаметра профиля, сопровождающегося зачастую переполнением калибра. Колебания натяжения в процессе непрерывной прокатки отрицательно сказываются на точности профиля.

Наиболее рациональным путем уменьшения колебания натяжения и улучшения качества продукции является переход на бесконечный процесс путем сварки заготовок встык и прокатки с контролируемым натяжением. Поддержание натяжения в известных границах возможно также при автоматическом регулировании чисел оборотов приводных двигателей непрерывного стана.

§ 2. Прокатка с одним неприводным валком

На металлургических заводах встречаются прокатные станы, у которых приводным является только один валок, а другой вращается от первого через прокатываемую полосу.

Такой способ привода валков применяется на тонколистовых станах пакетной прокатки, в чистовых клетях непрерывных проволочных и рессорных станов и в некоторых других случаях. Применение холостого валка обеспечивает необходимое согласование окружных скоростей валков при прокатке тонких профилей.

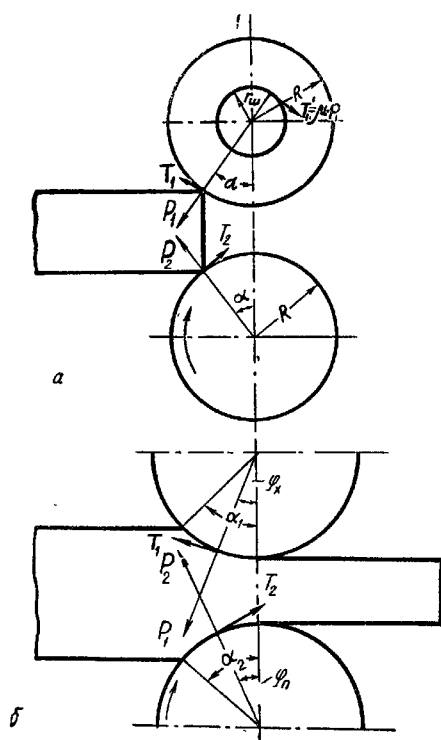


Рис. 119. Схема сил, действующих на полосу от валков, из которых один неприводной:

а — при захвате; б — в установившемся процессе прокатки.

Существенным преимуществом стана с одним приводным валком является отсутствие дорогостоящей шестеренной клетки, в которой неизбежны потери на трение, а также упрощение системы соединительных деталей: шпинделей, шпиндельной опоры и др. Это упрощает и удешевляет главную линию стана. Однако область применения такого привода ограничена прокаткой листов или профилей небольшой толщины. Случаи работы с одним неприводным валком возможны и на других станах при поломке муфты или шпинделя.

Условия захвата при прокатке на станах с одним приводным валком отличаются от таковых при простом случае прокатки. Это отличие обусловлено отсутствием активного момента на неприводном валке и наличием сопротивления вращению в его опорах. Указанное сопротивление равно моменту сил трения в шейках валков и для одного валка выражается

$$M_{тр} = T_1' r_{ш} = P_1 f_{ш} r_{ш}, \quad (191)$$

где

P — давление металла на валок;
 $f_{ш}$ — коэффициент трения в шейках;
 $r_{ш}$ — радиус шейки неприводного валка.

При задаче полосы в валки в точках встречи возникают радиальные силы P_1 и P_2 и контактные силы трения T_1 и T_2 , которые направлены на приводном валке (нижнем) по ходу прокатки, а на холостом — против хода (рис. 119, а).

Составляя уравнение равновесия сил, действующих при захвате, получим

$$\sum x = P_1 \sin \alpha + P_2 \sin \alpha + P_1 \frac{f_{ш} r_{ш}}{R} \cos \alpha - P_2 f_3 \cos \alpha = 0,$$

или при $P_1 = P_2$

$$2 \operatorname{tg} \alpha + \frac{f_{ш} r_{ш}}{R} - \operatorname{tg} \beta_3 = 0.$$

Отсюда

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\operatorname{tg} \beta_3 - \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}}{2}.$$

Следовательно, величина максимального угла захвата при прокатке на станах с одним приводным валком будет равна

$$\alpha_{3 \max} = \frac{\beta_3}{2} - \frac{f_{ш} r_{ш}}{2R}. \quad (192)$$

Из полученного выражения видно, что в данных условиях максимальный угол захвата в два с лишним раза меньше по сравнению с простым случаем прокатки, когда $\alpha_{3 \max} = \beta_3$. Из уравнения (192) также видно, что при прочих равных условиях захват будет тем лучше, чем меньше коэффициент трения в шейках валков. Эту закономерность используют в практике, вводя для улучшения захвата дополнительную смазку в подшипники неприводных валков.

Условия установившегося процесса прокатки. При прокатке на станах с одним холостым валком пластическая деформация производится двумя валками. Однако транспортировка полосы при этом осуществляется контактными силами трения только одного приводного валка. Силы трения, возникающие в опорах холостого валка, уменьшают силу, втягивающую полосу в очаг деформации, ухудшая тем самым условия установившегося процесса прокатки.

На рис. 119, б показана схема сил, действующих в очаге деформации при установившемся процессе прокатки. Составляя уравнение равновесия сил, найдем для предельного случая прокатки

$$\sum x = T_2 \cos \varphi_n - P_2 \sin \varphi_n - P_1 \sin \varphi_x - T_1 \cos \varphi_x = 0.$$

Если принять $\varphi_x = \varphi_n = \varphi$ и заменить $T_1 = P_1 \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}$, $T_2 = f_y P_2$,

$f_y = \operatorname{tg} \beta_y$, то после преобразований будем иметь

$$\operatorname{tg} \beta_y - \operatorname{tg} \varphi - \frac{P_1}{P_2} \operatorname{tg} \varphi - \frac{P_1}{P_2} \frac{f_{ш} r_{ш}}{R} = 0,$$

откуда

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\operatorname{tg} \beta_y - \frac{P_1}{P_2} \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}}{1 + \frac{P_1}{P_2}}. \quad (193)$$

Таким образом, условия установившегося процесса при прокатке с одним приводным валком определяются коэффициентом трения на поверхности контакта, соотношением нормальных давлений на валки и сопротивлением, вызываемым трением в шейках.

Допуская, что в некоторых условиях прокатки $\varphi = \frac{\alpha}{2}$ и $P_1 = P_2$, получим

$$\alpha_{y \text{ макс}} = \beta_y - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R}. \quad (194)$$

Аналогичное выражение, но другим путем, было получено М. С. Мутьевым [141].

Из уравнения (194) следует, что максимальный угол захвата при установившемся процессе прокатки на станах с одним холостым валком в два с лишним раза меньше, чем в простом случае прокатки ($\alpha_{y \text{ макс}} = 2\beta_y$). Это означает, что при поломке муфты или шпинделя у станков с двумя приводными валками возможность продолжения прокатки значительно сужается и нередко раскат застревает в валках.

Из практики, например, известно, что при поломке шпинделя или муфты в черновых клетях линейных сортовых станков оставшийся приводной валок в большинстве случаев буксует по полосе, и прокатка прекращается. Это объясняется тем, что в новых условиях угол захвата α оказался больше

$\beta_y - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R}$. При подобной аварии в

Рис. 120. Схемы к выводу формул для угла критического сечения: а — на приводном валке; б — на не приводном валке.

главной линии одной из клетей непрерывных сортовых станков прокатка некоторое время может продолжаться за счет влияния последующих клетей, создающих натяжение.

Угол критического сечения и опережение. При прокатке на станах с одним приводным валком опережение и углы критического сечения на верхнем и нижнем валках будут неодинаковы, а именно, на не приводном больше, чем на при-

водном. Причиной этого является различие в условиях деформации металла каждым из валков. Приводной валок осуществляет вытягивание металла в очаг деформации, а холостой, также деформирующий полосу, препятствует такому воздействию. Поэтому горизонтальные вытягивающие силы на приводном валке должны быть больше по сравнению с простым случаем прокатки на величину сопротивления движению полосы со стороны холостого валка. Указанное взаимодействие обоих валков влияет на течение металла вблизи не приводного валка аналогично влиянию переднего натяжения, а вблизи приводного — аналогично заднему натяжению. Вследствие этого угол критического сечения на не приводном валке увеличивается, а на приводном уменьшается.

Выражение для расчета угла критического сечения на приводном валке можно получить из схемы сил, действующих в очаге деформации (рис. 120, а):

$$\Sigma x = -P_2 \sin \varphi_2 - P_1 \sin \varphi_1 - P_1 \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \cos \varphi_1 - T_{2 \text{ оп}} \cos \frac{\gamma_{\text{п}}}{2} + T_{2 \text{ отс}} \cos \frac{\alpha_2 + \gamma_{\text{п}}}{2} = 0.$$

Принимая $f_y \approx \beta_y$, $\sin \varphi_2 \approx \varphi_2$, $\sin \varphi_1 \approx \varphi_1$, $B = 1$ и приравнявая косинусы углов единице, получим

$$\Sigma x = -R \alpha_2 p_2 \varphi_2 - R \alpha_1 p_1 \varphi_1 - R \alpha_1 p_1 \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} - R \gamma_{\text{п}} p_2 \beta_y + R p_2 (\alpha_2 - \gamma_{\text{п}}) \beta_y = 0.$$

Или

$$-\varphi_2 - \frac{\alpha_1 p_1}{\alpha_2 p_2} \varphi_1 - \frac{\alpha_1 p_1}{\alpha_2 p_2} \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} - \frac{\gamma_{\text{п}}}{\alpha_2} \beta_y + \beta_y - \frac{\gamma_{\text{п}}}{\alpha_2} \beta_y = 0.$$

Так как

$$P_1 = P_2 \text{ или } p_1 \alpha_1 = p_2 \alpha_2,$$

то при

$$\varphi_1 = \frac{\alpha_1}{2}; \quad \varphi_2 = \frac{\alpha_2}{2}$$

будем иметь

$$-\frac{\alpha_2}{2} - \frac{\alpha_1}{2} - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} - 2 \frac{\gamma_{\text{п}}}{\alpha_2} \beta_y + \beta_y = 0$$

или

$$\gamma_{\text{п}} = \frac{\alpha_2}{2} \left[\left(1 - \frac{\alpha_2}{2\beta_y} \right) - \left(\frac{\alpha_1}{2\beta_y} + \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R\beta_y} \right) \right]. \quad (195)$$

Полученным выражением устанавливается зависимость между углом критического сечения на приводном валке, углами захвата и трения, что учитывает соотношение удельного давления на валках и сопротивление вращению холостого валка.

При $p_1 = p_2$ и $\alpha_1 = \alpha_2$ формула (195) принимает вид

$$\gamma_n = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{\beta_y} - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{\beta_y R} \right), \quad (196)$$

которая другим путем была получена М. С. Мутьевым. Угол критического сечения на неприводном валке можно определить из схемы сил, представленной на рис. 120, б. Благодаря тому, что равнодействующая сил в очаге деформации всегда отклонена от вертикали, уравнение равновесия сил записывается следующим образом:

$$\Sigma x = P_{1x} + T_{1x} - N_{2x} = 0, \quad (197)$$

где

P_{1x} — горизонтальная проекция сил нормального давления;

T_{1x} — горизонтальная проекция сил трения в шейках, приведенных к поверхности валка;

N_{2x} — горизонтальная проекция равнодействующей сил приводного валка.

Как известно, крутящий момент на валке создают контактные силы трения, а силы нормального давления, проходя через центр валка, крутящего момента не вызывают. По дуге захвата действуют силы трения в зонах отставания и опережения, направленные противоположно друг другу. На неприводном валке разность этих сил равна силам трения в шейках, приведенным к поверхности валка:

$$T_x = T_{x \text{ оп}} - T_{x \text{ отс}}. \quad (198)$$

Подставляя (198) в (197), получим

$$P_{1x} + T_{x \text{ оп}} - T_{x \text{ отс}} - N_{2x} = 0,$$

или

$$p_1 R \alpha_1 \sin \varphi_1 + p_1 R \gamma_x \beta_y \cos \frac{\gamma_x}{2} - p_1 R (\alpha_1 - \gamma_x) \beta_y \cos \frac{\alpha_1 + \gamma_x}{2} - N_2 \sin (\beta_y - \varphi_2). \quad (199)$$

Равнодействующая N_2 определяется выражением

$$N_2 = \sqrt{P_2^2 + T_2^2} = P_2 \sqrt{1 + f_y^2},$$

в которое входит коэффициент трения. Так как равнодействующие N_2 и N_1 равны между собой, а силу N_1 можно выразить через сопротивление вращению холостого валка

$$N_1 = P_1 \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2},$$

то в уравнении (199) произведем замену N_2 на N_1 и получим

$$p_1 R \alpha_1 \sin \varphi_1 + p_1 R \gamma_x \beta_y \cos \frac{\gamma_x}{2} - p_1 R (\alpha_1 - \gamma_x) \beta_y \cos \frac{\alpha_1 + \gamma_x}{2} - p_1 R \alpha_1 \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2} \sin (\beta_y - \varphi_2) = 0.$$

Принимая

$$\sin \varphi_1 = \varphi_1; \sin (\beta_y - \varphi_2) = \beta_y - \varphi_2; \varphi_1 = \frac{\alpha_1}{2}; \varphi_2 = \frac{\alpha_2}{2};$$

$$\cos \gamma_x \cong 1; \cos \frac{\alpha_1 + \gamma_x}{2} \cong 1; \frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{1}{m_1}, \frac{p_1}{p_2} = m_1,$$

получим

$$2 \frac{\gamma_x}{\alpha_2} \beta_y + \frac{\alpha_1}{2} \frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_1} \beta_y - \frac{1}{m_1} \beta_y \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2} + \frac{\alpha_1}{2} \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2} = 0,$$

откуда

$$\gamma_x = \frac{1}{m_1} \frac{\alpha_2}{2} \left(1 - \frac{\alpha_1}{2\beta_y} \right) + \frac{\alpha_2}{2} \left(\frac{1}{m_1} - \frac{\alpha_1}{2\beta_y} \right) \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2}. \quad (200)$$

При $m_1 = 1; \alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$

$$\gamma_x = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right) \left[1 + \sqrt{1 + \left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2} \right]. \quad (200a)$$

Так как в практических условиях $\left(\frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R} \right)^2$ величина малая по сравнению с единицей, то выражение для определения угла критического сечения на неприводном валке примет вид [4]

$$\gamma_x = \alpha \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta_y} \right). \quad (201)$$

В предельных условиях установившегося процесса прокатки, когда $\alpha_y = \beta_y - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{R}$ (194), угол критического сечения на приводном валке (196) будет равен

$$\gamma_n = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\beta_y}{\beta_y} + \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{\beta_y R} - \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{\beta_y R} \right) = 0,$$

а на холостом валке (201)

$$\gamma_x = \alpha \left(1 - \frac{\beta_y}{2\beta_y} + \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{2\beta_y R} \right) = \frac{\alpha}{2} \left(1 + \frac{f_{\text{ш}} r_{\text{ш}}}{\beta_y R} \right). \quad (201a)$$

Таким образом, в момент начала буксования валков по полосе угол критического сечения на приводном валке равен нулю, а на холостом — несколько больше половины угла захвата.

При известных значениях углов γ_n и γ_x опережение можно определить по формуле

$$S = \frac{R}{h} \gamma^2.$$

Зависимость изменения углов γ_n и γ_x в функции α представлена на рис. 121. Кривая изменения критического угла на приводном валке γ_n имеет максимум, положение которого обусловлено значением коэффициента трения на контактной поверхности и сопротивлением вращению в шейках вала. Поэтому γ_n становится равным нулю при углах захвата, меньших угла трения.

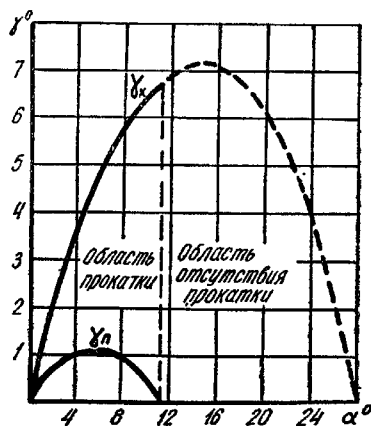


Рис. 121. Зависимость угла критического сечения на приводном и холостом валках от угла захвата (при $r_{ш} = 55$ мм, $R = 105$ мм, $f_{ш} = 0,1$, $\beta_y = 0,25$).

Опытные данные А. А. Королева [6] по опережению для случая прокатки с одним неприводным валком представлены на рис. 122, из которого видно, что опережение на холостом валке всегда больше, чем на приводном, что находится в соответствии с теоретическими выводами (195), (196), (200) и (201).

Крутящий момент прокатки. В рассматриваемом случае прокатки весь крутящий момент, необходимый для деформации металла и вращения холостого вала, передается через приводной валок. Величина момента может быть определена из рассмотрения схемы сил трения, действующих в очаге деформации на оба вала (см. рис. 120):

$$M = M_{2 \text{ отс}} - M_{2 \text{ оп}} + M_{1 \text{ оп}} - M_{1 \text{ отс}},$$

здесь

M — момент прокатки;

$M_{2 \text{ оп}}, M_{2 \text{ отс}}$ — крутящие моменты, создаваемые силами трения зон опережения и отставания на приводном валке;

Критический угол на холостом валке γ_x достигает наибольшего значения, которое не соответствует максимуму кривой $\gamma_x = f(\alpha)$ вследствие влияния сопротивления вращению в шейках холостого вала. Отношение $\frac{\gamma_x}{\alpha}$

по мере увеличения угла захвата при $\beta_y = \text{const}$ является величиной переменной и уменьшается от единицы до значений, несколько превышающих 0,5 в зависимости от величины $\frac{f_{ш} r_{ш}}{\beta_y R}$.

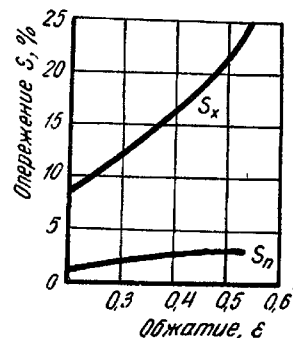


Рис. 122. Влияние обжатия на опережение (медь, $H=3$ мм.):
 S_x — опережение металла у холостого вала;
 S_n — то же у приводного вала.

$M_{1 \text{ оп}}, M_{1 \text{ отс}}$ — то же для неприводного вала.

Имеем

$$M = p_2 B_c R (\alpha_2 - \gamma_n) \beta_y R - p_2 B_c R \gamma_n \beta_y R + p_1 B_c R \gamma_x \beta_y R - p_1 B_c R (\alpha_1 - \gamma_x) \beta_y R,$$

или

$$M = p_2 B_c R^2 \beta_y (\alpha_2 - 2\gamma_n) + p_1 B_c R^2 \beta_y (2\gamma_x - \alpha_1). \quad (202)$$

Таким образом, общий момент прокатки равен сумме момента прокатки на приводном валке и момента сопротивления вращению со стороны холостого вала. Вследствие того, что угол критического сечения на неприводном валке (201a) всегда больше половины угла захвата, разность $2\gamma_x - \alpha_1$ является величиной положительной.

Подставив в (202) значения γ_n и γ_x из (196) и (201), получим

$$M = p_2 B_c R^2 \left(\alpha_2^2 + \frac{\alpha_2 f_{ш} r_{ш}}{R} \right) + p_1 B_c R^2 (\alpha_1 \beta_y - \alpha_1^2).$$

Принимая $p_1 = p_2 = p_c$ и $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$, будем иметь

$$M = p_c B_c R^2 \alpha \left(\beta_y + \frac{f_{ш} r_{ш}}{R} \right). \quad (203)$$

Выражение (203) представляет собой общий вид формулы для расчета крутящего момента при прокатке на станах с одним неприводным валком.

В предельных условиях прокатки, когда $\alpha_y = \beta_y - \frac{f_{ш} r_{ш}}{R}$, крутящий момент достигает максимального значения и определяется по формуле [141]

$$M = p_c B_c R^2 \alpha \left(\alpha + \frac{2f_{ш} r_{ш}}{R} \right). \quad (204)$$

В производственных условиях нередко наблюдаются случаи поломки муфты (реже шпинделя) одного из приводных валков. При этом весь крутящий момент прокатки мгновенно нагружает оставшуюся целой соединительную линию другого вала. Если прочность деталей этой линии окажется недостаточной, то тотчас после разрушения первой муфты ломается муфта второго вала.

Соотношение окружных скоростей холостого и приводного валков. В любых случаях прокатки с одним неприводным валком окружная скорость его будет всегда меньше окружной скорости приводного вала. Уменьшение скорости холостого вала происходит в результате сопротивления вращению в его шейках, которое будет тем больше, чем больше давление при прокатке и коэффициент трения в шейках валков. Как показывают исследования [142], проведенные на тонколистовом

стане пакетной прокатки, окружная скорость холостого вала уменьшается с увеличением коэффициента вытяжки за проход (рис. 123).

§ 3. Прокатка в валках разного диаметра

В станах дуо с целью преднамеренного загиба выходящего раската на один из валков и упрощения проводковой арматуры применяют валки с небольшой разницей диаметров, составляющей около 1% от диаметра. Как показывает практика, при таком подборе диаметров обеспечивается загиб выходящего конца раската на валок меньшего катающего диаметра.

В станах трио, работающих с использованием сопряженных калибров, разница в величинах катающих диаметров зависит от применяемого обжатия и достигает значительных величин, порядка 5—10% от диаметра вала.

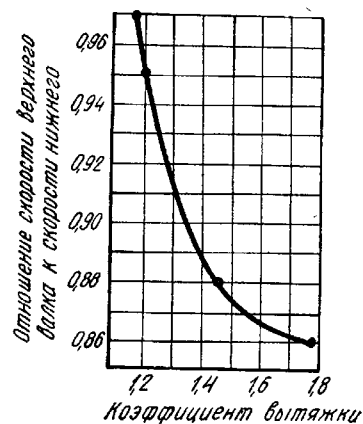


Рис. 123. Зависимость относительной скорости прокатных валков от коэффициента вытяжки.

Наличие разности диаметров валков накладывает на процесс деформации ряд особенностей, отличающих его от простого случая прокатки.

Условия захвата и установившегося процесса прокатки. При захвате полосы валок большего диаметра оказывает большее втягивающее действие, чем валок меньшего диа-

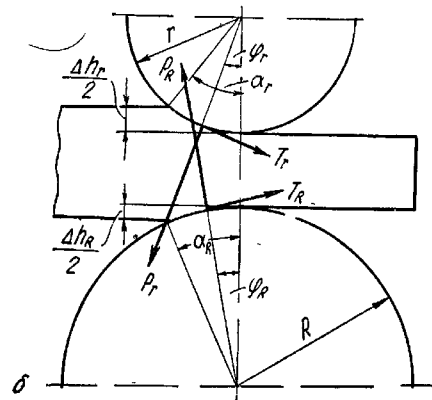
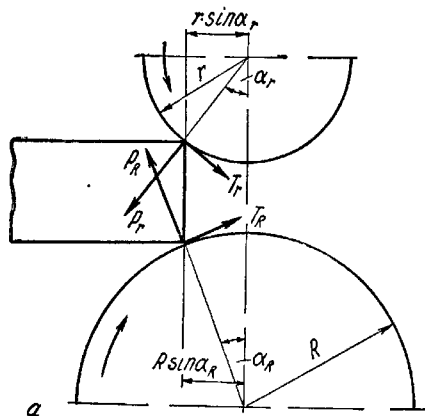


Рис. 124. Схемы действия сил в валках неравного диаметра:

а — при захвате; б — в установившемся процессе.

метра. Условия захвата можно получить при рассмотрении схемы сил, действующих на полосу (рис. 124, а).

$$\Sigma x = T_{rx} + T_{Rx} - P_{rx} - P_{Rx} = 0,$$

или

$$f_3 P_r \cos \alpha_r + f_3 P_R \cos \alpha_R - P_r \sin \alpha_r - P_R \sin \alpha_R = 0.$$

Если принять, что $P_r = P_R$ и плоскость передней грани в момент захвата параллельна линии центров, т. е.:

$$r \sin \alpha_r = R \sin \alpha_R \text{ и } \cos \alpha_r = \cos \alpha_R,$$

то получим:

$$2f_3 \cos \alpha_r = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \sin \alpha_r,$$

или

$$2 \operatorname{tg} \beta_3 = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \operatorname{tg} \alpha_r.$$

Отсюда условие захвата для вала меньшего диаметра определяется выражением:

$$\alpha_{r3} \leq \frac{2}{1 + \frac{r}{R}} \beta_3, \quad (205)$$

а для большего диаметра:

$$\alpha_{R3} \leq \frac{2}{1 + \frac{R}{r}} \beta_3. \quad (206)$$

Из выражений (205) и (206) следует, что захват полосы двумя валками происходит при условии, когда

$$\alpha_{r3} + \alpha_{R3} \leq 2\beta_3. \quad (207)$$

При рассмотрении установившегося процесса прокатки следует исходить из того очевидного факта, что вертикальное давление на верхний и нижний валки одинаково. Уравнение равновесия сил при предельном случае прокатки получаем из схемы рис. 124, б:

$$\Sigma x = T_{rx} + T_{Rx} - P_{rx} - P_{Rx} = 0,$$

или

$$f_y P_r \cos \varphi_r + f_y P_R \cos \varphi_R - P_r \sin \varphi_r - P_R \sin \varphi_R = 0.$$

Допуская, что

$$P_r = P_R, \cos \varphi_r \approx \cos \varphi_R, \varphi_r = \frac{\alpha_r}{2}, \varphi_R = \frac{\alpha_R}{2} \text{ и } r \sin \frac{\alpha_r}{2} = R \sin \frac{\alpha_R}{2},$$

получим

$$2f_y \cos \frac{\alpha_r}{2} = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \sin \frac{\alpha_r}{2},$$

или

$$2 \operatorname{tg} \beta_y = \left(1 + \frac{r}{R}\right) \operatorname{tg} \frac{\alpha_r}{2}.$$

Отсюда условие установившегося процесса для вала меньшего диаметра имеет вид

$$\alpha_{ry} \leq \frac{4\beta_y}{1 + \frac{r}{R}}, \quad (208)$$

а для вала большего диаметра

$$\alpha_{Ry} \leq \frac{4\beta_y}{1 + \frac{R}{r}}. \quad (209)$$

Процесс прокатки прекращается, и валки буксуют по металлу, когда, согласно (208) и (209),

$$\alpha_{ry} + \alpha_{Ry} = 4\beta_y. \quad (210)$$

В реальных условиях прокатки удельное давление на обоих валках неодинаково, а поэтому выражение (210) является приближенным.

Соотношение между обжатиями, производимыми каждым из валков.

Из условия равенства вертикальных давлений на оба вала

$$P_{Br} = P_{BR}$$

имеем

$$p_r B_c \sqrt{2r \left(\frac{\Delta h_r}{2}\right)} = p_R B_c \sqrt{2R \left(\frac{\Delta h_R}{2}\right)},$$

где

p_r и p_R — удельное давление на валках меньшего и большего диаметров;

$\frac{\Delta h_r}{2}$ и $\frac{\Delta h_R}{2}$ — обжатия, производимые валками меньшего и большего диаметров.

Отсюда

$$\frac{p_r}{p_R} = \frac{\sqrt{2R \left(\frac{\Delta h_R}{2}\right)}}{\sqrt{2r \left(\frac{\Delta h_r}{2}\right)}}. \quad (211)$$

Заменяя $\frac{p_r}{p_R} = m$ и освобождаясь от радикалов, получим

$$m^2 \frac{r}{R} \left(\frac{\Delta h_r}{2}\right) = \left(\frac{\Delta h_R}{2}\right). \quad (212)$$

Общее обжатие Δh равно сумме обжатий от каждого вала:

$$\Delta h = \frac{\Delta h_r}{2} + \frac{\Delta h_R}{2}. \quad (213)$$

Решая совместно (212) и (213), найдем

$$\begin{aligned} \frac{\Delta h_r}{2} &= \frac{\Delta h}{1 + m^2 \frac{r}{R}}; \\ \frac{\Delta h_R}{2} &= \Delta h \left(1 - \frac{1}{1 + m^2 \frac{r}{R}}\right) = \frac{\Delta h \cdot m^2 \frac{r}{R}}{1 + m^2 \frac{r}{R}}. \end{aligned} \quad (214)$$

Если $m = 1$, то выражения (214) принимают вид, который был впервые получен А. Ф. Головиным:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta h_r}{2} &= \frac{\Delta h}{1 + \frac{r}{R}}; \\ \frac{\Delta h_R}{2} &= \frac{\Delta h \frac{r}{R}}{1 + \frac{r}{R}}. \end{aligned} \quad (215)$$

Из условий (214), (215) следует, что обжатие, производимое валком меньшего диаметра, как правило, больше обжатия от вала большего диаметра.

Изгиб полосы при прокатке. Одной из особенностей прокатки в валках неодинакового диаметра является изгиб полосы в вертикальной плоскости при выходе из валков.

Существовало мнение, что в этих условиях прокатки выходящая полоса всегда должна изгибаться в сторону вала меньшего диаметра [23, 28, 148 и др.]. Объясняли это воздействием разности окружных скоростей валков. Если диаметр верхнего вала больше нижнего, то при одинаковом числе оборотов обоих валков верхний будет иметь большую скорость, чем нижний, и, следовательно, будет тянуть металл вперед. Для того, чтобы представить себе действие указанных скоростей, нужно вообразить, что нижний валок неподвижен, а верхний имеет поверхностную скорость, равную разности действительных скоростей. В единицу времени верхний валок, а следовательно, и примыкающий к нему металл, совершают больший путь, чем нижний валок с примыкающим к нему металлом. Поэтому верхние слои полосы после прокатки должны иметь большую длину, чем нижние, и полоса стремится загнуться книзу.

Однако эксперименты [143] показывают, что выходящий конец полосы, в зависимости от условий деформации, может изгибаться как на валок меньшего, так и большего диаметра. Основным фактором, определяющим характер изгиба полосы, является ве-

личина относительного обжатия. При обжатиях до 30—40%, наиболее часто встречающихся в практике, полоса изгибается на валок меньшего диаметра. Увеличение обжатия приводит к изгибу на валок большего диаметра. На рис. 125, а по оси ординат отложены значения кривизны внутренней поверхности

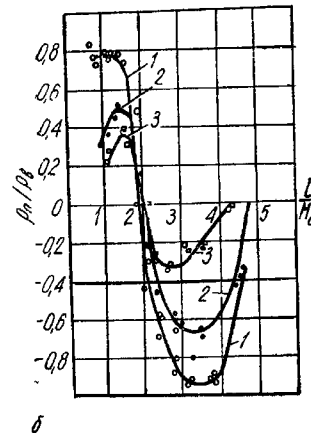
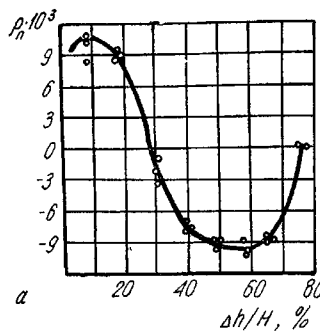


Рис. 125. Характер изгиба свинцовых полос при прокатке в валках разного диаметра:

а — изменение кривизны полосы в зависимости от относительного обжатия; б — изменение относительной кривизны полосы в зависимости от $\frac{l}{H_c}$; $1 - \frac{r}{R} =$

$$= 0,88; \quad 2 - \frac{r}{R} = 0,94;$$

$$3 - \frac{r}{R} = 0,985.$$

В том случае, когда влияние этих двух факторов на процесс деформации равнозначно, полоса выходит из валков без изгиба. Относительное обжатие, соответствующее прокатке полосы без изгиба, может быть названо критическим. В данных условиях прокатки при меньшем обжатии изгиб полосы происходит на меньший валок, при большем — на больший.

Эксперименты показывают, что величина критического обжатия определяется главным образом отношением толщины полосы

на валок большего диаметра. На рис. 125, а по оси ординат отложены значения кривизны внутренней поверхности полос $\rho_n = \frac{1}{R_n}$, где R_n — радиус внутренней поверхности полосы в метрах, а на рис. 125, б — относительная кривизна полосы, определяемая отношением кривизны полосы к кривизне валка, на который происходит изгиб $\left(\frac{\rho_n}{\rho_R}\right)$.

Причиной такой закономерности является то, что на прокатываемую полосу одновременно действуют два противоположно влияющих фактора: разность окружных скоростей и различие в обжатиях, производимых каждым из валков. Это различие в обжатиях вызывает повышение скорости пластического течения в слоях металла у валка меньшего диаметра по сравнению со скоростью течения металла у валка большего диаметра. Чем больше общее обжатие, тем больше различие в скоростях пластического течения.

Разность окружных скоростей способствует изгибу полосы на валок меньшего диаметра, а различие в обжатиях, наоборот, — изгибу полосы на валок большего диаметра. Конечный результат, т. е. направление изгиба полосы, будет зависеть от того, какой из факторов окажет преобладающее влияние.

В том случае, когда влияние этих двух факторов на процесс деформации равнозначно, полоса выходит из валков без изгиба. Относительное обжатие, соответствующее прокатке полосы без

к среднему диаметру валков $\frac{H}{D_c}$ и практически не зависит от отношения радиусов $\frac{r}{R}$. Увеличение $\frac{H}{D_c}$, т. е. увеличение H или уменьшение D_c , приводит к возрастанию критического обжатия (рис. 126, а) и интервала обжатий, обеспечивающих изгиб полосы на валок меньшего диаметра. На рис. 126, б представлено изме-

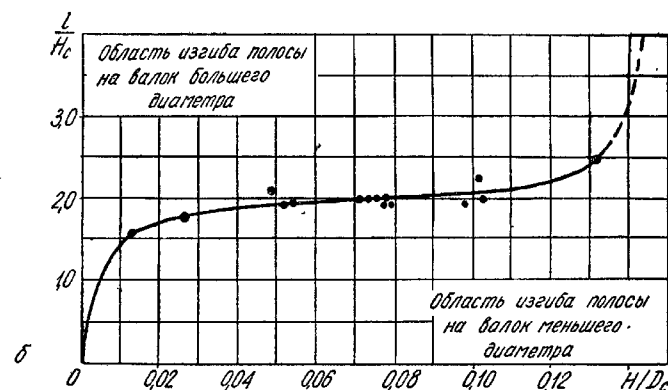
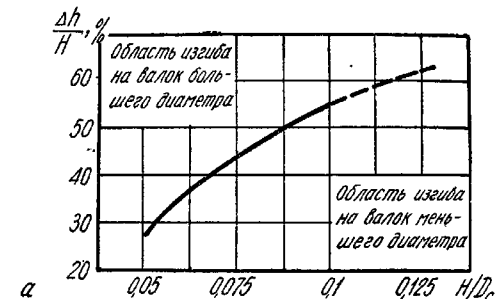


Рис. 126. Зависимость от отношения $\frac{H}{D_c}$:

а — критического обжатия при $\frac{r}{R} = 0,83$; б — параметра $\frac{l}{H_c}$, соответствующего критическому обжатию.

нение параметра $\frac{l}{H_c}$, соответствующего критическому обжатю, в зависимости от $\frac{H}{D_c}$ при различных толщинах и диаметрах валков. Кривая делит поле графика на две области. Значения параметра $\frac{l}{H_c}$, попадающие в нижнюю область, характеризуют

процесс прокатки, в котором выходящая полоса изгибается на валок меньшего диаметра. Наоборот, верхняя область определяет параметр $\frac{l}{H_c}$, соответствующий изгибу полосы на валок большего диаметра.

Поскольку в практических условиях обжатия за проход обычно не превышают 50—60%, то при прокатке с $\frac{H}{D_c} > 0,13—0,15$ любые применяемые обжатия вызывают изгиб полосы только на валок меньшего диаметра. Уменьшение $\frac{H}{D_c}$ смещает критическое обжатие в область малых деформаций, и при прокатке тонких полос при $\frac{H}{D_c} < 0,01$ практически во всем интервале применяемых обжатий происходит изгиб полосы только на валок большего диаметра.

Кривая рис. 126, б характеризует условия прокатки, когда полоса выходит из валков, не изгибаясь. Очевидно, что при этом случайные факторы процесса, как, например, различие в коэффициентах трения на нижнем и верхнем валках, неравномерность нагрева по высоте полосы, неточная установка валков в вертикальной плоскости и другие, могут вызвать некоторый изгиб полосы. Поэтому для создания условий изгиба полосы в строго определенном направлении необходимо, чтобы при данном $\frac{H}{D_c}$ значение параметра $\frac{l}{H_c}$ находилось ниже или выше кривой. Например, для обеспечения изгиба полосы на валок меньшего диаметра при $\frac{H}{D_c} = 0,05$ нужно, чтобы $\frac{l}{H_c} < 1,9$.

Исследования показывают, что увеличение разности диаметров, т. е. уменьшение $\frac{r}{R}$, приводит к возрастанию экстремальных значений кривизны при изгибе полос на тот или другой валок (см. рис. 125, б).

Опережение и угол критического сечения. При прокатке в валках разного диаметра опережение металла, отнесенное к каждому из валков, различно. На валке меньшего диаметра оно больше, чем на валке большего диаметра. Неодинаковая величина опережения является следствием различия напряженного состояния, в котором находится металл у каждого из валков.

При малых обжатиях, когда контакт металла с валками происходит по дуге малой длины, кривизна дуг обоих валков различается незначительно. Вследствие этого металл, который стремится двигаться в очаге деформации со скоростью, близкой к окружной скорости большего валка, не будет встречать почти никакого сопротивления со стороны валка меньшего диаметра. Проскальзы-

вание металла относительно валка меньшего диаметра и является причиной того, что опережение, отнесенное к валку меньшего диаметра, оказывается больше опережения, отнесенного к валку большего диаметра. Угол критического сечения на валке меньшего диаметра в этом случае может приближаться к углу захвата, а на валке большего диаметра он будет близок к нулю.

С увеличением обжатия сопротивление продольному течению металла со стороны меньшего валка возрастает. Воздействие этого сопротивления на слои металла у валка большего диаметра аналогично заднему натяжению, приводящему к уменьшению опережения у этого валка. С другой стороны, валок большего диаметра, стремясь придать полосе свою окружную скорость, воздействует на приконтактные слои металла у меньшего валка, аналогично переднему натяжению, способствующему увеличению опережения.

Изменение опережения влияет на направление изгиба полосы при выходе из валков. Различие в опережении на верхнем и нижнем валках определяет неравенство частных вытяжек в элементарных слоях любого продольного сечения в очаге деформации. Полоса изгибается в сторону слоя, имеющего меньшую частную вытяжку и, следовательно, меньшую скорость пластического течения.

Из схемы на рис. 127 можно записать следующее соотношение:

$$\frac{\mu_R}{\mu_r} = \frac{v_{nR}}{v_{nr}}, \quad (216)$$

где

μ_r и μ_R — частные вытяжки в слоях раската вблизи валков большего и меньшего диаметров;

v_{nR} и v_{nr} — скорости пластического течения металла в слоях раската вблизи валков большего и меньшего диаметров.

Известно, что скорость пластического течения любой точки металла в плоскости выхода составляется из окружной скорости валка и скорости опережения, т. е.

$$\begin{aligned} v_{nR} &= v_{oR} + S_R v_{or}, \\ v_{nr} &= v_{or} + S_r v_{or}, \end{aligned} \quad (217)$$

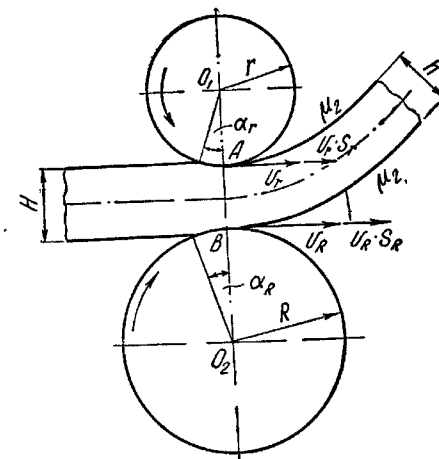


Рис. 127. Схема распределения скоростей пластического течения в плоскости выхода металла из валков.

где

v_{oR} и v_{or} — окружные скорости валков большего и меньшего диаметров;

S_R и S_r — опережение у валков большего и меньшего диаметров.

Подставив (217) в (216), получим

$$\frac{\mu_R}{\mu_r} = \frac{v_{oR}(1 + S_R)}{v_{or}(1 + S_r)},$$

или

$$\frac{\mu_R}{\mu_r} = \frac{v_{oR} \lambda'_R}{v_{or} \lambda'_r}, \quad (218)$$

где

$\lambda'_R = 1 + S_R$; $\lambda'_r = 1 + S_r$ — коэффициенты опережения полосы относительно валков большего и меньшего диаметров.

Заменив окружные скорости валков через радиусы, найдем

$$\frac{\mu_R}{\mu_r} = \frac{R \lambda'_R}{r \lambda'_r}. \quad (219)$$

В производственных условиях прокатные клетки оборудованы валковой арматурой, препятствующей изгибу полосы при выходе и направляющей ее по линии прокатки. В этом случае кривизна полосы равна нулю, а частные вытяжки в слоях полосы будут одинаковы. Тогда

$$\begin{aligned} \frac{\mu_R}{\mu_r} &= 1; \\ \frac{\lambda'_R}{\lambda'_r} &= \frac{r}{R}. \end{aligned} \quad (220)$$

Таким образом, при выходе полосы из валков без изгиба отношение коэффициентов опережения обратно пропорционально отношению соответствующих катающих радиусов валков.

Величина опережения для каждого из валков определяется из следующих соображений. В первом приближении можно принять, что средняя скорость продвижения полосы в случае прокатки без учета приращения за счет пластической деформации равна

$$v_{cp} = \frac{v_{nr} + v_{nR}}{2}. \quad (221)$$

Таким образом, скорость механического транспортирования полосы оказывается несколько большей, чем скорость меньшего валка, и меньшей, чем окружная скорость валка большего

диаметра. Разница в скоростях полосы и валков при этом составит для меньшего валка

$$\Delta v_r = v_{cp} - v_{nr}; \quad (222)$$

и для большего валка

$$\Delta v_R = v_{nR} - v_{cp}. \quad (223)$$

Наличие пластической деформации металла в валках способствует некоторому увеличению скорости полосы за счет возникновения опережения. Следовательно, полная скорость полосы относительно меньшего и большего валков соответственно будет равна

$$\begin{aligned} v_{nr} &= (1 + S'_r) v_{or} + \Delta v_r; \\ v_{nR} &= (1 + S'_R) v_{oR} + \Delta v_R, \end{aligned} \quad (224)$$

где

S'_r и S'_R — опережение относительно валков с радиусами r и R при симметричной прокатке.

После подстановки в (224) выражений (222) и (223) и преобразований, получим

$$\begin{aligned} \frac{v_{nr}}{v_{or}} &= (1 + S'_r) + 0,5 \left(\frac{v_{oR}}{v_{or}} - 1 \right); \\ \frac{v_{nR}}{v_{oR}} &= (1 + S'_R) + 0,5 \left(\frac{v_{or}}{v_{oR}} - 1 \right). \end{aligned} \quad (225)$$

Вычитая из левой и правой частей уравнений единицу, получим формулы для определения опережения относительно валков меньшего и большего диаметров при несимметричной прокатке:

$$\begin{aligned} S_r &= S'_r + 0,5 \left(\frac{R}{r} - 1 \right); \\ S_R &= S'_R + 0,5 \left(\frac{r}{R} - 1 \right). \end{aligned} \quad (226)$$

Величины S'_r и S'_R , входящие в формулы (226), определяют для соответствующих условий симметричной прокатки на валках данного радиуса по известной формуле

$$\begin{aligned} S'_r &= \frac{r \gamma_1^2}{h}; \\ S'_R &= \frac{R \gamma_2^2}{h}. \end{aligned}$$

Угол критического сечения рассчитывают по формуле И. М. Павлова (105).

Характер влияния соотношения радиусов валков на изменение опережения иллюстрируют экспериментальные данные по замерам

опережения при прокатке уголка $36 \times 36 \times 4$ мм из Ст. 3 на стане 330 (рис. 128). Фактическое опережение в разных точках калибра и диаметры валков, соответствующие им, показаны на рис. 128, а. Изменение опережения на верхнем и нижнем валках в зависи-

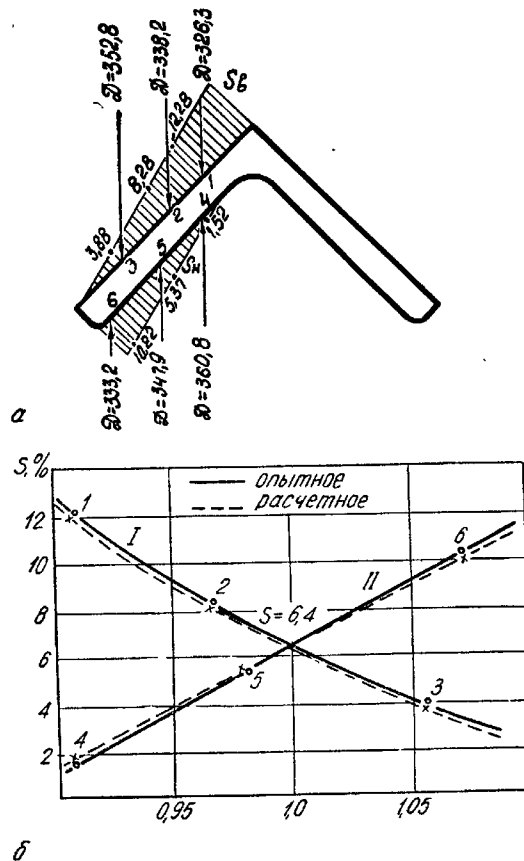


Рис. 128. Влияние соотношения радиусов валков на опережение:

а — изменение опережения по ширине нижней и верхней полок уголка; б — изменение опережения в зависимости от соотношения радиусов валков. Арабские цифры 1—6 определяют номера керновых отметок на валках.

относительного обжатия показано на рис. 129.

Формулы для определения углов критического сечения можно получить, выразив опережение в (226) через соответствующие углы критического сечения. Тогда

$$\gamma_r^2 \frac{r}{h} = \gamma_1^2 \frac{r}{h} + 0,5 \left(\frac{R}{r} - 1 \right);$$

мости от соотношения катающих диаметров показано на рис. 128, б. Здесь сплошными линиями показаны экспериментальные данные, пунктиром — расчетные по формулам (226). Кривая I — соответствует прокатке верхней полки, кривая II — нижней. Кривые пересекаются в точке, соответствующей $\frac{R_v}{R_n} = 1$ (где

R_v — радиус верхнего валка, R_n — радиус нижнего валка). Таким образом, в точках равных катающих диаметров опережение одинаковое.

При свободном выходе переднего конца полосы из валков без проводок закономерности изменения опережения в функции $\frac{r}{R}$ в значи-

тельной степени определяются величиной обжатия и поэтому имеют более сложный характер [144]. Изменение в этих условиях опережения в зависимости от

$$\gamma_R^2 \frac{R}{h} = \gamma_2^2 \frac{R}{h} - 0,5 \left(1 - \frac{r}{R} \right),$$

или

$$\begin{aligned} \gamma_r &= \sqrt{\gamma_1^2 + \frac{h}{2r} \left(\frac{R}{r} - 1 \right)}; \\ \gamma_R &= \sqrt{\gamma_2^2 - \frac{h}{2R} \left(1 - \frac{r}{R} \right)}, \end{aligned} \quad (227)$$

заменяя

$$\frac{h}{2r} \left(\frac{R}{r} - 1 \right) = A$$

и

$$\frac{h}{2R} \left(1 - \frac{r}{R} \right) = A',$$

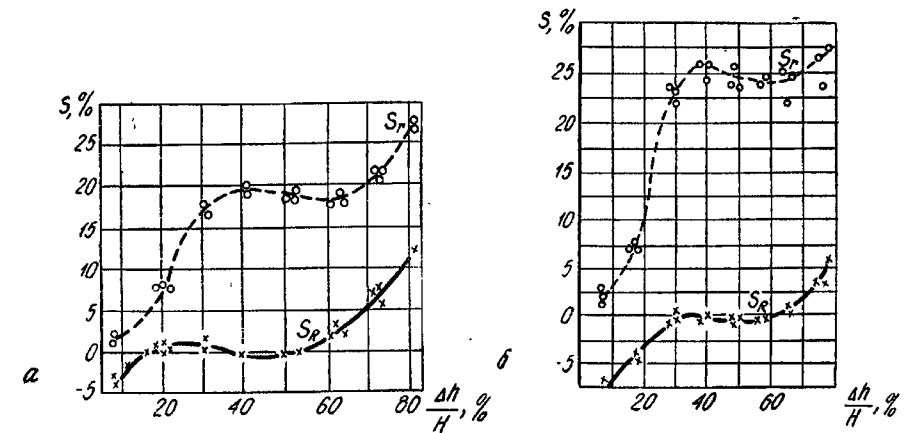


Рис. 129. Зависимость опережения от обжатия при прокатке свинцовых полос с начальной высотой 10 мм:

а — на валках с $\frac{r}{R} = 0,88$; б — на валках с $\frac{r}{R} = 0,83$.

окончательно получим

$$\begin{aligned} \gamma_r &= \sqrt{\gamma_1^2 + A} = \sqrt{\left[\frac{\alpha_1}{2} \left(1 - \frac{\alpha_1}{2\beta_y} \right) \right]^2 + A}; \\ \gamma_R &= \sqrt{\gamma_2^2 + A'} = \sqrt{\left[\frac{\alpha_2}{2} \left(1 - \frac{\alpha_2}{2\beta_y} \right) \right]^2 - A'}, \end{aligned} \quad (228)$$

где

γ_r и γ_R — углы критического сечения на валках меньшего и большего диаметров;

γ_1 и γ_2 — углы критического сечения при симметричной прокатке полосы данной толщины соответственно в валках с радиусами r и R ;

A и A' — слагаемые, учитывающие влияние отношения радиусов валков и толщины полосы на величину угла критического сечения при прокатке в валках разного диаметра;

α_1 и α_2 — углы захвата при симметричной прокатке полосы данной толщины соответственно в валках с радиусами r и R .

Полученные формулы пригодны для расчета опережения и углов критического сечения для случаев прокатки в валках разного диаметра, когда полоса выходит, не изгибаясь, либо при наличии валковой арматуры, обеспечивающей прямолинейность выхода полосы.

Отличительной особенностью формул (228) является возможность

расчета характеристик процесса несимметричной прокатки по общеизвестным выражениям для симметричного процесса. При этом выражения для пересчета имеют следующий вид:

$$A' = \left(\frac{r}{R}\right)^2 A;$$

$$\alpha_r = \frac{\alpha_1}{\sqrt{0.5 \left(1 + m^2 \frac{r}{R}\right)}};$$

$$\alpha_R = \frac{\alpha_2}{\sqrt{0.5 \left(1 + \frac{1}{m^2} \cdot \frac{R}{r}\right)}};$$

$$\alpha_2 = \frac{\alpha_1}{\sqrt{\frac{R}{r}}}.$$

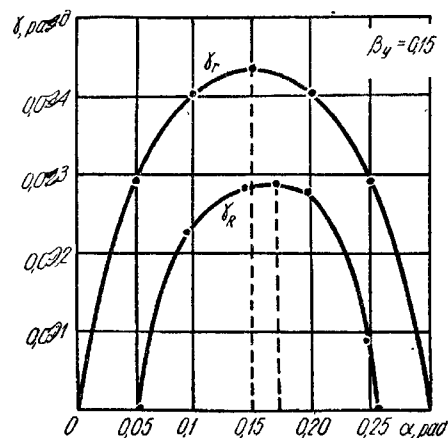


Рис. 130. Зависимость углов критического сечения γ_r и γ_R от угла захвата α .

На рис. 130 представлена графическая зависимость изменения углов критического сечения γ_r и γ_R на валках разного диаметра в функции угла захвата при $\frac{r}{R} = 0,94$, $\beta_y = 0,15$, $A = 0,0005$ и $A' = 0,000445$. Угол критического сечения на валке меньшего диаметра всегда больше угла критического сечения на валке большего диаметра.

Имеются две области изменения угла захвата, в которых угол критического сечения на валке большего диаметра равен нулю. Это означает, что в указанных интервалах изменения угла захвата и обжатия происходит буксование большего валка по полосе.

Экспериментальные данные (см. рис. 129) подтверждают существование двух областей буксования валка большего диаметра по полосе в интервалах малых и больших (40—60 %) обжатий. Возникновение первой области буксования вызывается сопротивлением

движению полосы со стороны меньшего валка, уменьшающим ее скорость. Возникновение второй области буксования валка большего диаметра может быть объяснено более ранним достижением предельного угла захвата по сравнению с валком меньшего диаметра. Это обстоятельство является результатом увеличения доли обжатия большим валком вследствие уменьшения удельного давления, происходящего из-за повышения сопротивления продольному течению металла у валка меньшего диаметра, действие которого на слои металла у большего валка аналогично заднему натяжению.

Обобщенные зависимости между отношениями $\frac{\gamma_r}{\alpha_r}$ и $\frac{\gamma_R}{\alpha_R}$ в функции $\frac{\alpha_1}{\beta_y} \left(\frac{\alpha_2}{\beta_y}\right)$ при $\frac{R}{r} = 1,06$ и $\beta_y = 0,25$ показаны на рис. 131, где α_1 и α_2 — углы захвата при симметричной прокатке на валках с радиусами r и R .

Как видно из рис. 131, а, с увеличением угла захвата (при $\beta_y = \text{const}$) отношение $\frac{\gamma_r}{\alpha_r}$ уменьшается. При различных значениях параметра A имеют место условия прокатки, когда $\frac{\gamma_r}{\alpha_r} \geq 0,5$. В этом случае валок меньшего диаметра не передает на привод никакого крутящего момента и является фрикционно-ведомым, превращаясь в тормоз.

На рис. 131, б каждая кривая при данном значении A' показывает изменение $\frac{\gamma_R}{\alpha_R}$ в функции $\frac{\alpha_2}{\beta_y}$. С увеличением параметра A' , т. е. с увеличением $\frac{R}{r}$ и h , область действительных значений $\frac{\gamma_R}{\alpha_R}$ резко сужается. Вне границ областей действительных значений $\frac{\gamma_R}{\alpha_R}$ существуют два интервала изменения $\frac{\alpha_2}{\beta_y}$ (при малых и больших обжатиях с $\beta_y = \text{const}$), в которых $\frac{\gamma_R}{\alpha_R} = 0$, т. е. имеет

место буксование большего валка по полосе. При прокатке полос с высокими значениями параметра $A' > 0,0044$ буксование валка большего диаметра происходит во всем интервале обычно применяемых обжатий, а опережение имеет отрицательные значения (см. рис. 129, б).

Моменты прокатки на валках разного диаметра. При прокатке на валках разного диаметра в очаге деформации действуют силы, схема которых представлена на рис. 132 [23, 154]. А. И. Целиков предложил эту схему, исходя из соображений, что прокатываемый металл по своим механическим свойствам однороден, а давление на валки, длина дуг контакта и характер распределения удельного давления на обоих валках одинаковы.

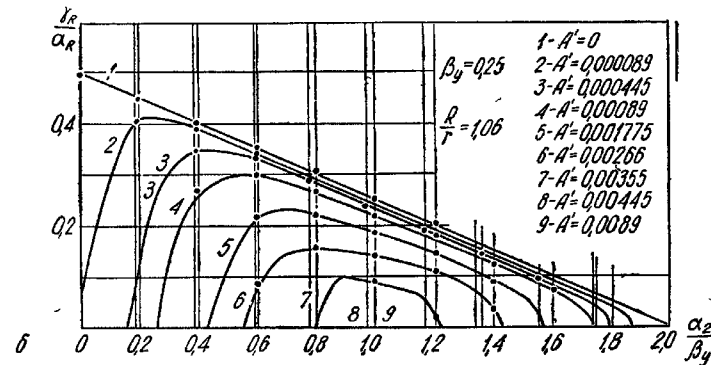
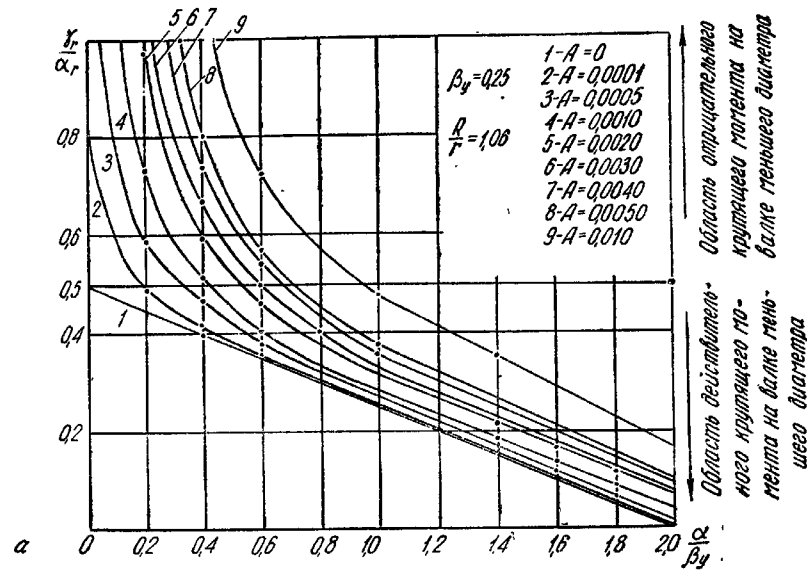


Рис. 131. Зависимости при разных значениях A и A' :

$$a - \frac{\gamma_r}{\alpha_r} \text{ от } \frac{\alpha_1}{\beta_y}; \quad b - \frac{\gamma_R}{\alpha_R} \text{ от } \frac{\alpha_2}{\beta_y}.$$

В этом случае длины отрезков дуг, характеризующих положение точки приложения равнодействующих на каждом из валков, должны быть равны между собой, т. е. $\cup AF = \cup BG$.

Вследствие того, что радиусы валков различны, при одинаковой длине дуг AF и BG , точка A расположена ближе к плоскости выхода, чем точка B . Из условий равновесия сил в очаге деформации следует, что равнодействующие давления на валки P_{br} и P_{bR} будут находиться на одной прямой, проходящей через точки A и B . Эта прямая будет несколько наклонена к вертикали.

Из рис. 132 видно, что плечи a_r и a_R обеих равнодействующих сил различны, и поэтому моменты, необходимые для привода валков, также не равны;

$$M_r = P_{br}a_r < M_R = P_{bR}a_R, \quad (229)$$

где

$$\begin{aligned} a_r &= r \sin(\varphi_r - \theta); \\ a_R &= R \sin(\varphi_R + \theta). \end{aligned} \quad (230)$$

Угол наклона равнодействующих сил θ определяется из выражения

$$\theta = \arctg \frac{R \sin \varphi_R - r \sin \varphi_r}{h + R(1 - \cos \varphi_R) + r(1 - \cos \varphi_r)}, \quad (231)$$

где

φ_r и φ_R — углы, характеризующие точки приложения равнодействующих сил на валках.

Используя выражение (171), запишем применительно к каждому из валков:

$$M_r = p_r B_c r^2 \beta_y (\alpha_r - 2\gamma_r);$$

$$M_R = p_R B_c R^2 \beta_y (\alpha_R - 2\gamma_R),$$

где

M_r, M_R — крутящие моменты на валках меньшего и большего диаметров;

r, R — радиусы валков;

β_y — угол трения;

γ_r, γ_R — углы критического сечения;

α_r, α_R — углы захвата на валках меньшего и большего диаметров.

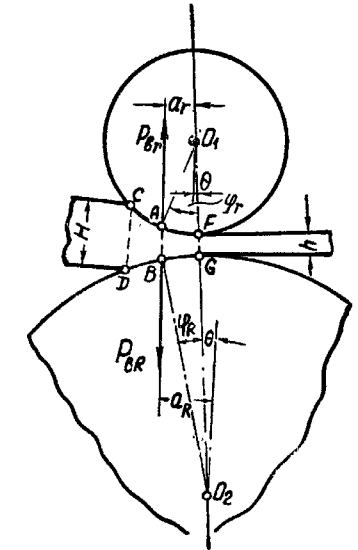


Рис. 132. Схема действия сил в очаге деформации при прокатке в валках разного диаметра.

Отношение крутящих моментов равно

$$\frac{M_r}{M_R} = \frac{p_r}{p_R} \left(\frac{r}{R} \right)^2 \frac{\alpha_r}{\alpha_R} \left(\frac{1 - 2 \frac{\gamma_r}{\alpha_r}}{1 - 2 \frac{\gamma_R}{\alpha_R}} \right),$$

или, обозначив отношение удельных давлений $\frac{p_r}{p_R} = m$, получим

$$\frac{M_r}{M_R} = m \left(\frac{r}{R} \right)^2 \frac{\alpha_r}{\alpha_R} \left(\frac{1 - 2 \frac{\gamma_r}{\alpha_r}}{1 - 2 \frac{\gamma_R}{\alpha_R}} \right). \quad (232)$$

Величины углов захвата можно получить по известной формуле $\alpha_i = \sqrt{\frac{\Delta h_i}{r_i}}$, если подставить соответствующие обжатия из выражений (214).

Соотношение углов захвата на валках меньшего и большего диаметров

$$\frac{\alpha_r}{\alpha_R} = \frac{1}{m} \cdot \frac{R}{r}. \quad (233)$$

Подставляя (233) в (232), получим выражение для расчета соотношения между крутящими моментами при прокатке на валках разного диаметра:

$$\frac{M_r}{M_R} = \left(\frac{r}{R} \right) \frac{1 - 2 \frac{\gamma_r}{\alpha_r}}{1 - 2 \frac{\gamma_R}{\alpha_R}}. \quad (234)$$

Значения нейтральных углов определяем по формулам (228).

Экспериментальные данные [6, 138, 145 и др.] подтверждают вывод о том, что общий крутящий момент распределяется между валками разного диаметра неравномерно. Как правило, момент на валке большего диаметра больше момента на валке меньшего диаметра.

На рис. 133 представлено изменение крутящих моментов на валках разного диаметра в зависимости от относительного обжатия. При небольших обжатиях момент на валке меньшего диаметра имеет отрицательные значения или равен нулю, т. е. валок является фрикционно-ведомым. В этом случае валок большего диаметра будет не только передавать весь крутящий момент прокатки, но и преодолевать сопротивление продольному течению металла в очаге деформации со стороны меньшего валка. При этом детали соединительной линии валка большего диаметра перегружаются, что может вызвать разрушение наименее прочных из них.

С другой стороны, увлекаемый большим валком металл будет увлекать за собой валок меньшего диаметра, стараясь придать

ему свою скорость. Это может произойти только за счет увеличения числа оборотов валка. Такое увеличение числа оборотов имело бы место, если бы не существовало жесткой кинематической связи его с шестеренной клетью. Поэтому движущийся металл может увеличить скорость валка только в пределах зазоров в звеньях кинематической связи.

С увеличением скорости вращения валка меньшего диаметра будет происходить снятие нагрузки с него и передача ее на валок большего диаметра. В случае большой разности диаметров валков и при небольших зазорах в соединительной линии валка меньшего диаметра, последний через свою передачу будет увлекать шестеренный валок. Это приведет к обратному закручиванию шпинделей и к появлению на меньшем валке отрицательного крутящего момента, на величину которого возрастет общий момент прокатки, передаваемый валком большего диаметра. В подобных условиях прокатки при выходе полосы из валков в соединительной линии валка меньшего диаметра возникают динамические удары, зачастую приводящие к поломкам муфт или выколу зубьев шестеренных валков.

С увеличением обжатия относительная протяженность зоны опережения на валке меньшего диаметра уменьшается (см. рис. 131, а), что приводит к возникновению на нем крутящего момента, направленного по ходу прокатки.

Кривые, приведенные на рис. 129, 133, получены по результатам исследования прокатки в валках разного диаметра без выводных проводок и поэтому только качественно отражают описанные закономерности.

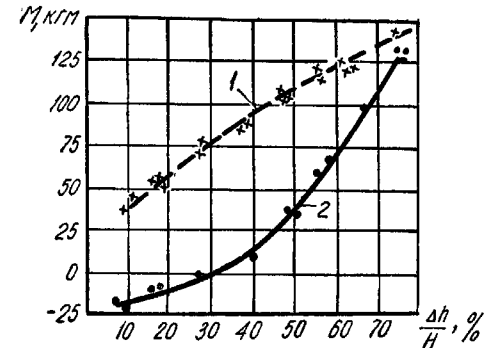


Рис. 133. Зависимость крутящего момента на валках разного диаметра от обжатия [145]:
1 — для большего валка; 2 — для меньшего валка.

ПРИМЕРЫ РАСЧЕТОВ

Пример 1. Определение коэффициента внешнего трения

Условия прокатки. Прокатывается сталь марки Ст. 08 кп на стальных валках с диаметром $D = 800$ мм. Поверхность валков изношена. Твердость поверхности 45 единиц по Шору. Окружная скорость валков $v_b = 3$ м/сек. Температура металла $t = 1100^\circ\text{C}$. Толщина полосы до прокатки $H = 60$ мм; обжатие $\Delta h = 20$ мм. Ширина полосы $B = 150$ мм.

Решения.

1. По формуле С. Экедунда [уравнение (91), рис. 68] коэффициент внешнего трения при захвате

$$f_z = aK_1K_2(1,05 - 0,0005 \cdot t) = 1,0 \cdot 0,9 \cdot 1,0 \cdot (1,05 - 0,0005 \cdot 1100) = 0,9 \cdot 0,5 = 0,45.$$

2. По Т. М. Голубеву и М. А. Зайкову [уравнение (94), табл. 10 и 11] коэффициент внешнего трения в установившемся процессе при скорости скольжения [уравнение (89)]

$$v_c = \frac{v_n \Delta h}{3h} = \frac{3,0 \cdot 20}{3 \cdot 40} = 0,5 \text{ м/сек}$$

равен

$$f_y = K'_1 K'_2 f'_y = 1,0 \cdot 1,15 \cdot 0,31 = 0,356.$$

3. По А. П. Чекмареву и В. А. Николаеву [уравнение (96), рис. 69, табл. 12] коэффициент внешнего трения установившегося процесса при

$$\frac{l}{H_c} = \frac{\sqrt{R\Delta h}}{\sqrt{Hh}} = \frac{\sqrt{400 \cdot 20}}{\sqrt{60 \cdot 40}} = \frac{89,5}{49,0} = 1,83,$$

$$\alpha = \frac{l}{R} = \frac{89,5}{400} = 0,223$$

равен

$$f_y = f_u K_t K_{\text{ш}} K_v K_{\text{п}} = 0,19 \cdot 1,07 \cdot 0,99 \cdot 1,0 \cdot 0,69 \cdot 1,5 = 0,21.$$

Пример 2. Определение опережения

Условия прокатки из примера 1.

Принимая f_y по Т. М. Голубеву и М. А. Зайкову, из (106), имеем

$$\frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{\alpha}{2f_y} \right) = 0,5 \left(1 - \frac{0,223}{2 \cdot 0,356} \right) = 0,340.$$

Угол критического сечения

$$\gamma = 0,340 \cdot \alpha = 0,340 \cdot 0,223 = 0,0760.$$

Опережение с учетом уширения определяется из уравнения (117). При уширении, равном $\Delta b = 13,3 \text{ мм}$, коэффициент уширения

$$\beta = \frac{b}{B} = \frac{163,3}{150} = 1,086$$

и коэффициент $C_0 = 0,945$ [109].

Опережение равно

$$S = C_0 \left\{ \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1 \right\} \cdot 100 =$$

$$= 0,945 \left\{ \frac{[800 \cdot (1 - 0,9968) + 40] \cdot 0,9968}{40} - 1 \right\} \cdot 100 =$$

$$= 0,945 \cdot (1,065 - 1,0) \cdot 100 = 6,15\%.$$

Опережение из уравнения (109а) при отсутствии уширения составляет

$$S = \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1 = 1,065 - 1,0 = 0,065,$$

или $S = 6,5\%$.

Пример 3. Определение уширения

Условия прокатки из примера 1.

Уширение по формуле А. П. Чекмарева (уравнение (125, б)).

Угол захвата

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{D} \right) = \arccos \left(1 - \frac{20}{800} \right) = 12^\circ 48',$$

или $\alpha = 0,223$.

Длина дуги захвата

$$l = R\alpha = 400 \cdot 0,223 = 89,2 \text{ мм}.$$

Отношение

$$\frac{B}{R\alpha} = \frac{150}{89,2} = 1,68.$$

При этом показатель степени $n = 2$.

Уширение по формуле (125, б):

$$\Delta b = \frac{2b\Delta h}{(H+h) \left[1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B}{R\alpha} \right)^2 \right]} = \frac{2 \cdot 150 \cdot 20}{100 \cdot (1 + 1,223 \cdot 2,83)} = 13,3 \text{ мм}.$$

Уширение по формуле Б. П. Бахтинова — [уравнение (126)] (коэффициент трения по Т. М. Голубеву и М. А. Зайкову)

$$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{2H} \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f_y} \right) =$$

$$= 1,15 \cdot \frac{20}{120} \cdot \left(89,2 - \frac{20}{0,712} \right) = 11,8 \text{ мм}.$$

Уширение по формуле А. И. Целикова [уравнение (127), рис. 87]

$$\Delta b = c\Delta h \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f_y} \right) f \left(\frac{\Delta h}{H} \right) =$$

$$= 0,9 \cdot 20 \cdot (2 \cdot 4,48 - 2,81) \cdot 0,130 = 18 \cdot 6,19 \cdot 0,130 = 14,5 \text{ мм}.$$

Уширение по формуле И. Я. Тарновского [уравнение (128)].

Логарифм высотной деформации

$$\lg \frac{1}{\eta} = \lg \frac{H}{h} = \lg \frac{60}{40} = \lg 1,5 = 0,176.$$

Отношение

$$A = \left(\frac{B}{l}\right)^{4f_y} = \left(\frac{150}{89,2}\right)^{4 \cdot 0,356} = (1,68)^{1,42} = 2,10.$$

При $A = 2,10$ (из [24], табл. 10) коэффициент $K'_1 = 0,454$.

Коэффициент K' при $\frac{\Delta h}{D} = \frac{20}{800} = 0,025$ (из [24], рис. 113) равен $K' = 0,60$

Логарифм поперечной деформации из (128).

$$\lg \beta = \lg \frac{1}{\eta} \frac{K'_1}{1 + \frac{1}{K'} \left(\frac{B}{Ra}\right)^{4f_y}} = 0,176 \frac{0,454}{1 + \frac{1}{0,60} \cdot 2,10} = 0,176 \cdot 0,1 = 0,0176.$$

Отсюда коэффициент уширения равен $\beta = 1,04$.

Ширина после прокатки

$$b = B\beta = 150 \cdot 1,04 = 156 \text{ мм.}$$

Уширение равно

$$\Delta b = 6 \text{ мм.}$$

Пример 4. Определение среднего удельного давления

Условия прокатки из примера 1:

1. Определение удельного давления по А. И. Целикову [уравнение (151)].

Скорость деформации по формуле (8) равна

$$u = \frac{3000 \cdot 20}{89,2 \cdot 60} = 11,2 \text{ сек}^{-1}.$$

По рис. 19, а сопротивление деформации $\sigma_u = 10,3 \text{ кг/мм}^2$.

Коэффициент δ находим из формулы (142, б)

$$\delta = \frac{2f_y}{a} = \frac{0,716}{0,223} = 3,21.$$

При $\varepsilon = 33,8\%$ и $\delta = 3,21$ коэффициент напряженного состояния $\frac{p_c}{K} = 1,40$ (рис. 97, б).

Коэффициент, учитывающий влияние внешних зон $n''_\sigma = 1,00$ (рис. 97, а).

Среднее удельное давление рассчитывается по формуле (151):

$$p_c = \beta \sigma_u \left(\frac{p_c}{k}\right) n''_\sigma.$$

Подставляя в нее известные значения, получим

$$p_c = 1,15 \cdot 10,3 \cdot 1,40 \cdot 1,0 = 16,6 \text{ кг/мм}^2.$$

2. Удельное давление по А. П. Чекмареву [уравнение (152)].

Отношение $\frac{a}{f_\sigma}$ равно

$$\frac{a}{f_\sigma} = \frac{0,223}{0,356} = 0,63.$$

Коэффициент напряженного состояния при $\varepsilon = 0,333$ из рис. 99 равен

$$n'_\sigma = \frac{p_c}{k} = 1,21.$$

Сопротивление деформации

$$\sigma_u = 10,3 \text{ кг/мм}^2.$$

Среднее удельное давление

$$p_c = \beta \sigma_u n'_\sigma = 1,15 \cdot 10,3 \cdot 1,21 = 14,4 \text{ кг/мм}^2.$$

Пример 5. Определение среднего удельного давления в калибрах

Условия прокатки. Прокатывается овальная полоса $H = 100 \text{ мм}$, $b = 50 \text{ мм}$ в квадратном калибре со стороной $a = 45 \text{ мм}$. Остальные исходные данные соответствуют примеру 1.

Решение.

Средние размеры по высоте:

овальной полосы

$$H_c = \frac{2/3 BH}{B} = \frac{2}{3} H = \frac{2}{3} \cdot 100 = 67 \text{ мм,}$$

квадратной полосы

$$h_c = \frac{a^2}{a \cdot 1,41} = \frac{45^2}{63,5} = 31,7 \text{ мм.}$$

Абсолютное обжатие

$$\Delta h_c = H_c - h_c = 67 - 31,7 = 35,3 \text{ мм.}$$

Относительное обжатие

$$\varepsilon = \frac{\Delta h_c}{H_c} = \frac{35,3}{67} = 0,527.$$

Средний диаметр валка

$$D_c = D - h_c = 800 - 31,7 = 768,3 \text{ мм.}$$

Средняя скорость скольжения (89)

$$v_c = \frac{v_B \Delta h}{3h} = \frac{3 \cdot 35,3}{3 \cdot 31,7} = 1,12 \text{ м/сек.}$$

Коэффициент внешнего трения по уравнению (94) и табл. 10

$$f_y = K'_1 K'_2 f'_y = 1,15 \cdot 1,0 \cdot 0,265 = 0,305.$$

Скорость деформации по (8)

$$u = \frac{v_B \Delta h_c}{l_c H_c} = \frac{3000 \cdot 35,3}{116,0 \cdot 67} = 13,7 \text{ сек}^{-1}.$$

Сопротивление деформации (рис. 19, а)

$$\sigma_u = 11,3 \text{ кг/мм}^2.$$

Коэффициент напряженного состояния из рис. 97, б при коэффициенте

$$\delta = \frac{2f_y}{\alpha} = \frac{0,610}{0,303} = 2,01$$

равен

$$n'_\sigma = \frac{p_c}{k} = 1,45.$$

Среднее удельное давление из (156) при коэффициенте формы калибра $n_\Phi = 1,41$ (табл. 14) равно

$$p_c = \beta \sigma_u [1 + (n'_\sigma - 1) n_\Phi] = 1,15 \cdot 11,3 \cdot [1 + (1,45 - 1) \cdot 1,41] = 21,3 \text{ кг/мм}^2.$$

Пример 6. Определение крутящего момента

Условия прокатки. На гладких валках диаметром $D = 400 \text{ мм}$ прокатывается полоса из стали марки Ст. 3 с размерами $20 \times 60 \text{ мм}$ и обжатием $\Delta h = 6 \text{ мм}$. Сопротивление деформации металла (при данных условиях прокатки) $\sigma_u = 10 \text{ кг/мм}^2$. Коэффициент трения в установившемся процессе принимаем равным $f_y = 0,2$.

Рассчитываем длину дуги захвата:

$$l = \sqrt{R \Delta h} = \sqrt{200 \cdot 6} = 34,7 \text{ мм}.$$

Угол захвата равен

$$\alpha = \frac{l}{R} = \frac{34,7}{200} = 0,173.$$

По формуле (106) отношение

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{0,173}{0,4} \right) = 0,285.$$

Параметр очага деформации

$$\frac{l}{H_c} = \frac{34,7}{\sqrt{20 \cdot 14}} = 2,07.$$

При известных $\frac{\gamma}{\alpha}$ и $\frac{l}{H_c}$ из рис. 111 находим $\phi = 0,46$.

Плечо момента

$$a = \phi l = 0,46 \cdot 34,7 = 15,9 \text{ мм}.$$

Удельное давление определяем из уравнения (151):

$$p_c = 1,15 \cdot 10,0 \cdot 1,25 = 14,4 \text{ кг/мм}^2.$$

Полное давление (при $\Delta b = 2 \text{ мм}$)

$$P = p_c \frac{B+b}{2} \sqrt{R \Delta h} = 14,4 \cdot 61 \cdot 34,7 = 30500 \text{ кг}.$$

Крутящий момент на одном валке равен (169):

$$M = aP = 15,9 \cdot 30500 = 48500 \text{ кг} \cdot \text{см}.$$

Пример 7. Определение крутящего момента при прокатке в калибре

Условия прокатки. Прокатка полосы в овальном калибре с $h = 30 \text{ мм}$, $b = 62 \text{ мм}$. Все остальные данные из предыдущего примера для рассматриваемого случая являются средними.

Для овального калибра коэффициент формы

$$n_\Phi = \frac{\Pi}{2b} = \frac{71,5}{62} = 1,17.$$

Отношение $\frac{\gamma}{\alpha}$ равно

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{0,173}{1,17 \cdot 0,400} \right) = 0,315.$$

Из рис. 111 находим

$$\phi_c = 0,465.$$

Плечо момента

$$a_c = \phi_c l_c = 16,15 \text{ мм}.$$

Удельное давление находим из уравнения (156):

$$p_c = 1,15 \cdot 10,0 \cdot 1,300 = 14,9 \text{ кг/мм}^2.$$

Полное давление (при $\Delta b = 2 \text{ мм}$) равно

$$P = 14,9 \cdot 61 \cdot 34,7 = 31500 \text{ кг}.$$

Крутящий момент на одном валке равен (177)

$$M_k = a_c P n_\Phi = 1,615 \cdot 31500 \cdot 1,17 = 59600 \text{ кг/см},$$

т. е. примерно на 22% больше, чем при прокатке в гладких валках.

ЛИТЕРАТУРА

1. И. М. Павлов. Современные проблемы прокатки. «Проблемы металлургии». Из-во АН СССР, 1953.
2. И. А. Одинг. Теория дислокации в металлах и ее применение. Изд-во АН СССР, 1959.
3. С. И. Губкин и др. Пластическая деформация металлов, т. 2, Металлургиздат, 1960.
4. В. Н. Выдрин. Динамика прокатных станов. Металлургиздат, 1960.
5. А. П. Чекмарев, Р. А. Машковцев. Износ прокатных валков. Металлургиздат, 1955.
6. А. А. Королев. Новые исследования деформации металла при прокатке. Кн. 53, Машгиз, 1953.
7. Т. М. Голубев. Особенности деформации слитка при прокатке на блуминге. Труды НТО ЧМ, т. II, Металлургиздат, 1954.
8. А. П. Гуляев. Металловедение. Оборонгиз, 1956.
9. Н. И. Корнеев, И. Г. Скугарев. Основы физико-химической теории обработки металлов давлением. Машгиз, 1960.
10. М. А. Зайков. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. Металлургиздат, 1960.
11. С. И. Губкин и др. Деформируемость металлов, Металлургиздат, 1953.
12. В. Н. Перетятко, М. А. Зайков. Пластичность углеродистых сталей. Известия вузов. «Черная металлургия», 1961, № 6.
13. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, В. Б. Ляшков. Деформация металла при прокатке. Металлургиздат, 1956.
14. С. И. Губкин. Теория обработки металлов давлением. Металлургиздат, 1947.
15. И. М. Павлов. Теория прокатки. Металлургиздат, 1950.
16. Е. П. Унксов. Инженерные методы расчета усилий при обработке металлов давлением. Машгиз, 1955.
17. М. В. Сторожев, Е. А. Попов. Теория обработки металлов давлением. «Высшая школа», 1963.
18. М. В. Врацкий, И. Н. Францевич. Временное сопротивление дозвектоидных сталей при высоких температурах. «Сталь», 1932, № 7—8.
19. А. А. Ильюшин. Пластичность, ч. I. Упруго-пластическая деформация. ГИИТЛ, 1948.
20. И. Я. Тарновский. Классификация процессов обработки металлов давлением. Сб. «Новые исследования процессов обработки металлов давлением». Металлургиздат, 1961.
21. Б. Д. Грозин. Механические свойства закаленной стали. Машгиз, 1951.
22. А. Ф. Головин. Прокатка, ч. II и III. ОНТИ, 1936.
23. А. И. Целиков. Прокатные станы, Металлургиздат, 1946.
24. И. Я. Тарновский. Формоизменение при пластической обработке металлов. Металлургиздат, 1954.

25. В. С. Смирнов, К. Н. Богоявленский, Н. Н. Павлов. Калибровка прокатных валков, Металлургиздат, 1953.
26. С. Г. Некрасов. О расчете высотной деформации при неравномерном обжатии. Известия высших учебных заведений, «Черная металлургия», 1959, № 1.
27. А. Ф. Головин. Прокатка, ч. I. Металлургиздат, 1933.
28. С. И. Губкин и др. Пластическая деформация металлов, т. I. Металлургиздат, 1960.
29. А. А. Пресняков. Соотношение углов захвата при вводе металла в валки и при установившемся процессе прокатки. «Сталь», 1952, № 7.
30. Е. К. Ларке. Прокатка листового и полосового металла. Металлургиздат, 1959.
31. М. М. Горенштейн. Интенсификация режима обжатий при прокатке по условиям трения. Труды межвузовской научно-технической конференции. Ленинград, 1958.
32. А. П. Грудев. К вопросу о захватывающей способности прокатных валков. Научные доклады высшей школы. Металлургия. Металлургиздат, 1958, 2.
33. И. М. Павлов, Р. Фишгольд. Исследование условий захвата и установившегося процесса. Обработка стали и сплавов, сб. 36. Московский институт стали, ГОНТИ, 1957.
34. Б. П. Бахтинов, М. М. Штернов. Калибровка прокатных валков. Металлургиздат, 1953.
35. В. М. Клименко. Захват металла в прямоугольных калибрах. Труды Института черной металлургии АН УССР, т. X. Прокатное производство, Академиздат, Киев, 1956.
36. Н. М. Санько. Влияние формы калибра и микрогеометрии поверхности валка на захват металла при прокатке. Труды конференции. «Технический прогресс в технологии прокатного производства». Металлургиздат, 1960.
37. А. П. Чекмарев, В. А. Николаев. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1958, № 11.
38. А. П. Чекмарев, П. В. Фирсов. Принудительный захват металла валками при прокатке. Сб. «Обработка металлов давлением», Вып. IV. Металлургиздат, 1956.
39. В. Д. Кузнецов. Наросты при резании и трении. ГИТТЛ, 1956.
40. Ф. П. Боуден. Вопросы трения металлов. Прикладная механика и машиностроение. Изд-во иностранной литературы, 1953, 3.
41. А. П. Чекмарев. Уширение при прокатке. Прокатное производство и нагрев металла, вып. XII. Научные труды Днепропетровского металлургин-та, 1948.
42. А. П. Семенов. Новая методика исследования схватывания металлов. Трение и износ в машинах, сб. VIII. Институт машиноведения АН СССР, 1953.
43. А. П. Семенов. Схватывание металлов. Машгиз, 1958.
44. С. Б. Айнбиндер, Э. Ф. Клокова. О возникновении сцепления металлов при совместной пластической деформации. Журнал технической физики, вып. 13, 1955.
45. Ф. П. Боуден, Ж. В. Роу. Адгезия очищенных металлов. Машиностроение. Сб. переводов. Изд-во иностранной литературы, 1956, № 6.
46. В. Д. Кузнецов. Физика твердого тела, т. IV. Полиграфиздат, 1947.
47. А. П. Грудев. Современные методы исследования внешнего трения при прокатке. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки), Металлургиздат, 1962.
48. Виттон, Форд. Поверхностное трение и смазка при холодной прокатке ленты. «Проблемы современной металлургии», 1956, № 3.
49. И. М. Павлов, П. И. Давидков, Д. И. Пирязев. Метод определения коэффициента трения при прокатке металла валковым торсиомером. «Заводская лаборатория», 1957, № 2.

50. А. П. Чекмарев, В. А. Николаев. Исследование коэффициента трения при горячей прокатке. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1958, № 12.

51. А. П. Грудев. О методах определения коэффициента трения при прокатке. Сб. «Прокатное и трубное производство» (приложение к журналу «Сталь»). Металлургиздат, 1958.

52. И. М. Павлов. К определению коэффициента трения при прокатке клещевым методом. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. III. Металлургиздат, 1954.

53. С. Экелунд. Некоторые динамические условия прокатки. «Металлург», 1933, № 2, 3, 4.

54. А. А. Динник. Инженерные методы расчета давления металла на валки и крутящего момента при горячей прокатке на гладких валках. Обработка металлов давлением. Научные труды Днепропетровского металлург. ин-та, вып. 48. Металлургиздат, 1962.

55. Ф. П. Боуден и Д. Тейбор. Механизм трения и смазки при обработке металлов. Сб. переводов «Машиностроение», Изд-во иностранной литературы, 1955, № 7.

56. А. Д. Мури Т. Д. Тегарт. Зависимость между трением и твердостью. Сб. переводов «Прикладная механика и машиностроение», Изд-во иностранной литературы, 1953, № 3.

57. И. В. Крагельский, И. Э. Виноградова. Коэффициенты трения. ГОНТИ, 1955.

58. Я. С. Галлай. Материалы по теории прокатки, ч. I. Металлургиздат, 1934.

59. Л. Ф. Молотков. Труды Укр. НТО черной металлургии, т. II. Днепропетровск, 1957.

60. Л. Ф. Молотков, В. А. Николаев. Коэффициент трения при горячей прокатке стали. Сб. трудов Днепродзержинского вечернего металлург. ин-та, вып. I. Укртехиздат, 1955.

61. В. Н. Рудбах, С. М. Сафонов. Изучение свойств окалины стали различного химического состава. Прокатка и тепловая обработка стали. Сб. трудов Московского ин-та стали, вып. 20. ОНТИ, 1936.

62. А. И. Бетанели. Твердость сталей и твердых сплавов при повышенных температурах. Машгиз, 1958.

63. В. Н. Гуляев. Метод определения прочности окисных пленок. «Заводская лаборатория», 1958, № 10.

64. Л. Ф. Молотков. Коэффициент трения при горячей прокатке высокоуглеродистых сталей. «Теория и практика металлургии», 1940, № 3.

65. Т. М. Голубев, М. А. Зайков. Опережение и коэффициент трения при горячей прокатке. Труды Сибирского металлургического ин-та, вып. I, 1954.

66. И. М. Павлов, М. И. Куприн. Исследования трения при горячей прокатке стали. Технологические процессы обработки стали и сплавов. Сб. 30. Московский институт стали, ГОНТИ, 1955.

67. И. М. Павлов, А. Е. Шелест. Исследование коэффициента трения при прокатке титана и его сплавов. Научные доклады высшей школы. «Металлургия», 1959, № 1.

68. И. Л. Перлин. Об унификации понятий и терминов и о методах определения предела текучести и коэффициентов трения. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.

69. А. К. Чертавских. Трение и смазка при обработке металлов. Металлургиздат, 1955.

70. А. А. Динник. Максимальные углы захвата при прокатке. Труды НТО черной металлургии, т. II. Днепропетровск, 1957.

71. М. М. Горенштейн. Исследование коэффициента трения в зависимости от режима деформации при прокатке. Сб. трудов Ждановского металлург. ин-та. Производство и обработка металлов, вып. III. Металлургиздат, 1955.

72. С. В. Макаев. К вопросу о захвате металла валками блуминга «Сталь», 1956, № 12.

73. В. М. Клименко, Ю. В. Воротынцев, М. П. Иванин. Захват металла в валках блуминга. Научные труды ИЧМ АН УССР. Днепропетровск, 1957.

74. М. Стоун. Методика определения силовых параметров при прокатке тонких листов. Экспресс-информация, вып. 12, 1957.

75. А. П. Грудев. Контактное трение и технологическая смазка при холодной прокатке стали. Листопрокатное производство. Труды совещания по листопрокатному производству. Металлургиздат, 1960.

76. Д. И. Пирязев. Исследование скольжения контактного трения и силовых условий в очаге деформации. Технология производства и свойства черных металлов. Труды УНИИМ, вып. VI. Металлургиздат, 1960.

77. С. Я. Вейлер, В. И. Лихтман. Действие смазок при обработке металлов давлением. Издательство АН СССР, 1960.

78. Ф. П. Боуден, Д. Тейбор. Трение и смазка. Машгиз, 1960.

79. И. М. Павлов, Я. С. Галлай. Влияние смазки на вытяжку металла при прокатке. «Металлург», 1935, № 7.

80. М. А. Лейченко. Влияние смазок на процесс холодной прокатки. Бюллетень ЦИИИ МП, 1950, № 3.

81. Н. М. Санько. Опережение и условия захвата при прокатке в калибрах. Автореферат канд. дисс., Днепропетровск, 1954.

82. А. П. Чекмарев, М. М. Сафьян. Резервы прокатных станов, увеличение производительности и улучшение качества проката. Научные труды Днепропетровского металлургического ин-та, вып. I, 1939.

83. А. П. Грудев. Коэффициент трения на двух стадиях процесса прокатки. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. IV. Металлургиздат, 1956.

84. А. П. Чекмарев, С. Н. Филиппов, А. А. Динник, В. П. Гречко. Исследование условий захвата при заполненном очаге деформации (установившийся процесс прокатки). Прокатное производство. Труды Ин-та черной металлургии АН УССР, т. XI, 1957.

85. А. П. Чекмарев, Л. Ф. Молотков. Исследование опережения металла при горячей прокатке полос. «Теория и практика металлургии», 1936, № 3.

86. М. И. Бояршинов, В. В. Мельтцер. Опережение при прокатке толстых полос. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. IV. Металлургиздат, 1960.

87. И. М. Павлов, Я. С. Галлай. Опережение при прокатке. ОНТИ, 1936.

88. И. М. Павлов, М. И. Капустина. Исследование опережения и отставания при прокатке в калибрах. Производство и обработка стали. Сб. трудов Московского ин-та стали, вып. 29. ГОНТИ, 1950.

89. А. П. Чекмарев, Н. М. Санько. Опережение при прокатке в калибрах. Обработка металлов давлением. Сб. трудов Днепропетровского металлург. ин-та, вып. 39. Металлургиздат, 1960.

90. Ю. М. Чижиков. К вопросу об определении коэффициента трения при прокатке. Сб. статей. «Обработка металлов давлением», вып. 2. Металлургиздат, 1953.

91. И. М. Павлов. Теоретические проблемы прокатки. «Проблемы черной металлургии», сб. 23. Московский ин-т стали. Металлургиздат, 1946.

92. П. И. Полухин. Анализ уширения при прокатке. «Технология обработки стали», сб. 26, Московский ин-т стали. Металлургиздат, 1948.

93. Ю. М. Чижиков. Закономерности уширения при прокатке и анализе формул для его определения. Ж. «Сталь», 1948, № 11.

94. М. Л. Зарошинский. Исследование уширения при прокатке стали. «Сталь», 1949, № 11.

95. И. М. Павлов. Теория прокатки и основы пластической деформации металлов. ГОНТИ, 1938.

96. П. И. Полухин. Уширение в овальных и квадратных калибрах. «Сталь», 1949, № 4.

✓ 97. А. П. Чекмарев, П. В. Фирсов. Уширение при прокатке с углом захвата больше угла трения. Научные труды Ин-та черной металлургии АН УССР. Днепропетровск, 1957.

✓ 98. А. П. Чекмарев, С. Н. Филиппов, А. А. Динник, В. П. Гречко. Исследование калибровок валков при прокатке с большими обжатиями при угле захвата больше угла трения. Научные труды Ин-та черной металлургии АН УССР. Днепропетровск, 1957.

99. А. И. Целиков. Формула для точного определения средней скорости деформации при прокатке. Сб. «Прокатные станы», кн. 73 ЦНИИТМАШ. 1955.

100. А. А. Динник. Истинные пределы текучести стали при горячей прокатке. Теория прокатки. (Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.

101. А. П. Чекмарев, З. А. Риднер. Истинное сопротивление пластическому деформированию углеродистых сталей при высоких температурах и скоростях деформации. «Прокатное производство». Труды ИЧМ АН УССР, 1957.

102. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, Л. В. Меандров, Г. А. Хасин. Механические свойства стали при горячей обработке давлением. Металлургиздат, 1960.

103. А. П. Чекмарев, Л. Е. Каптуров, П. Л. Клименко. Экспериментальное исследование распределения удельных давлений на контактной поверхности при прокатке на гладких валках. Труды Днепропетровского металлург. ин-та, вып. 39. Металлургиздат, 1960.

104. И. М. Павлов, Дун Дэ-юань. Составной (с разрезом) валковый торсиометр. Научные доклады высшей школы. «Металлургия», 1958, № 1.

105. А. П. Чекмарев, П. Л. Клименко. Распределение удельного давления и удельного трения по дуге контакта при прокатке. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1960, № 2.

106. В. Г. Гросвальд, Н. И. Сведе-Швец. Исследование удельных сил трения и удельных давлений по всей контактной поверхности зоны деформации при прокатке. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1961, № 6.

✓ 107. А. И. Целиков. Современное состояние теории давления металла на валки при продольной прокатке. «Сталь», 1958, № 5.

108. А. А. Королев. Определение давления металла на валки прокатного стана с учетом зоны прилипания. Прокатные станы кн. 73, вып. 5. Машгиз, 1955.

109. И. М. Павлов. Равновесие сил при прокатке с уширением. «Сталь», 1947, № 1.

110. А. П. Чекмарев. О некоторых вопросах теории прокатки. Теория прокатки (Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.

111. В. И. Мелешко. Давление металла на валки при прокатке в блумингах. Труды научно-технического общества черной металлургии, т. 1, Днепропетровск, 1956.

112. А. П. Чекмарев, В. И. Мелешко, М. М. Сафьян, С. Н. Рабинович. Давление металла на валки чистовой группы непрерывного тонколистового стана горячей прокатки 1680. Труды ИЧМ АН УССР. Днепропетровск, 1957.

113. В. И. Мелешко, М. М. Сафьян. Энергетическое и силовое исследования непрерывного тонколистового стана горячей прокатки. Труды межвузовской научно-технической конференции. «Современные достижения прокатного производства». Ленинград, 1958.

114. Е. С. Рокотян. Исследование типового блуминга 1000 конструкции ЦКБММ ЦНИИТМАШ. Прокатные станы, вып. 5. Машгиз, 1955.

115. А. П. Чекмарев, Л. Ф. Молотков «Теория и практика металлургии», 1937, № 4, 7.

116. Н. Е. Скороходов, Н. А. Чельшев, М. А. Зайков, В. А. Абакумов. «Сталь», 1952, № 5.

117. П. И. Полухин, В. Г. Жадаи. «Исследование деформации металла во фланцевых калибрах», сб. 36. Московский ин-т стали, 1957.

118. Н. В. Дадочкин, М. А. Зайков. Плечо равнодействующей в зависимости от различных факторов прокатки. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1960, № 12.

119. А. П. Чекмарев, В. И. Мелешко, М. М. Сафьян. Экспериментальное определение мощности и моментов прокатки в чистовой группе непрерывного тонколистового стана. Обработка металлов давлением. Сб. Днепропетровского металлург. ин-та, т. 39. Металлургиздат, 1960.

120. М. М. Сафьян. Экспериментальное исследование плеча моментов при холодной прокатке. Обработка металлов давлением. Сб. трудов Днепропетровского металлург. ин-та, т. 39. Металлургиздат, 1960.

121. Г. Валквист. Исследование энергосиловых параметров при горячей прокатке металлов. Металлургиздат, 1957.

122. М. А. Зайков, Н. В. Дадочкин. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1960, № 8.

123. А. А. Динник. Определение контактной поверхности с учетом упругого сжатия валков. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1959, № 10.

124. А. П. Чекмарев, В. П. Гречко. Исследование параметров непрерывной прокатки с натяжением. Труды ИЧМ АН УССР, т. XV. Изд-во АН УССР. Киев, 1961.

125. П. В. Фирсов. Экспериментальное исследование методов определения коэффициента трения при прокатке. Труды Донецкого индустриального института, т. XIX, 1957.

126. В. Н. Выдрин, М. Е. Бойко, П. Н. Амосов, С. И. Мошкин. Исследование режима натяжений на непрерывном мелкосортном стане ЧМЗ. Труды УкрНТОЧМ, т. XIII. Днепропетровск, 1958.

127. А. П. Чекмарев, В. П. Гречко. Влияние натяжения на давление металла на валки при прокатке полос. Прокатное производство, т. XV. Труды ИЧМ АН УССР, изд-во АН УССР, Киев, 1961.

128. А. П. Чекмарев, А. А. Динник, В. П. Гречко. Давление металла на валки при непрерывной прокатке с натяжением и подпором. Труды научно-технической конференции по непрерывной прокатке, т. XIII, Днепропетровск, 1958.

129. Ю. М. Чижиков. Прокатное производство. Металлургиздат, 1958.

130. А. П. Чекмарев. Опережение и коэффициент внешнего трения при прокатке. Труды Днепропетровского металлург. ин-та, вып. XII. Гостехиздат УССР, 1948.

131. И. Л. Перлин, К. К. Годерзиан. Графо-аналитическое исследование характера распределения давления по дуге захвата при прокатке в гладких валках. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. III. Металлургиздат, 1954.

132. М. А. Лейченко. Влияние скорости на процесс холодной прокатки. «Сталь», 1949, № 8.

✓ 133. А. П. Чекмарев, В. А. Токарев. Анализ формул для определения удельного давления металла на валки. Прокатное производство, т. XV. Труды Института черной металлургии АН УССР. Академиздат УССР, 1961.

134. А. П. Чекмарев, В. И. Прокофьев. Аналитическое определение удельного давления при горячей прокатке стали. Прокатное производство, т. XVII. Труды Ин-та черной металлургии АН УССР. Академиздат УССР, 1962.

135. В. Г. Дрозд. Определение контактной площади при прокатке сортовых профилей в вытяжных калибрах. Теория прокатки (Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.

136. Д. И. Старченко. Развернутая калибровка фасонных профилей. Металлургиздат, 1952.
137. Е. С. Рокотян. Силовые воздействия в обжимных и листовых станах. Вопросы обработки металлов давлением. Академиздат СССР, 1958.
138. Н. М. Кириллин. Аналитическое определение положения равнодействующей давления металла на валки при простом процессе прокатки. Известия вузов. Машиностроение, 1959, № 11.
139. А. А. Динник. Контактная поверхность и коэффициент плеча крутящего момента с учетом упругого сжатия валков. Обработка металлов давлением. Сб. трудов Днепропетровского металлург. ин-та, т. 48. Металлургиздат, 1962.
140. А. И. Целиков. Определение контактной поверхности при прокатке с учетом упругой деформации. «Сталь», 1961, № 6.
141. М. С. Мутьев. О равновесии сил и крутящем моменте для стана дуо с верхним холостым валком. Прокатное производство. Научные труды Днепропетровского металлург. ин-та, вып. 27. Металлургиздат, 1951.
142. П. Ф. Засуха. Исследование окружных скоростей прокатных валков. Бюллетень ЦИИЧМ, 1959, № 12.
143. А. П. Чекмарев, А. А. Нефедов. Прокатка на валках неравного диаметра (непростые случаи прокатки). «Обработка металлов давлением», т. IV. Металлургиздат, 1956.
144. А. П. Чекмарев, А. А. Нефедов. Опережение при прокатке на валках неравного диаметра. «Прокатное производство», т. XI. Академиздат УССР, 1957.
145. А. П. Чекмарев, А. А. Нефедов. Динамика прокатки на валках неравного диаметра. Научные труды Ин-та черной металлургии АН УССР, Днепропетровск, 1957.
146. И. Д. Кузема. Условия захвата в станах трио Лаута. «Сталь», 1948, № 8.
147. Ю. М. Файнберг, А. Б. Зеленев. Регулирование электропривода непрерывных станов горячей прокатки. Металлургиздат, 1956.
148. А. П. Виноградов, Г. А. Виноградов. Калибровка прокатных валков, Металлургиздат, 1950.
149. В. А. Теряев. Некоторые особенности прокатки в приводных валках неравного диаметра. Прокатное производство. Труды Ин-та черной металлургии АН УССР, т. XI. Академиздат УССР, 1957.
150. В. Г. Синицын. Получение прямолинейных биметаллических полос при прокатке на стане с валками разного диаметра. Бюллетень ЦИИЧМ, 1958, № 5.
151. П. А. Александров. Противоречия в современном направлении конструирования блумингов. Сб. «Обработка металлов давлением», т. II. Металлургиздат, 1953.
152. Д. И. Старченко, М. М. Горенштейн и др. Интенсификация режима обжатий на блуминге. «Сталь», 1954, № 1.
153. В. М. Клименко. Об определении величины диаметра валков блуминга. Прокатное производство. Труды Института черной металлургии АН УССР, вып. XI. Академиздат УССР, 1957.
154. А. И. Целиков. Влияние внешних зон на уширение и распределение скоростей и напряжений по ширине прокатываемой полосы. Проблемы металлургии. Академиздат СССР, 1953.
155. А. И. Целиков. Теория расчета усилий на прокатных станах. Металлургиздат, 1962.
156. А. П. Чекмарев. Прокатка экономичных профилей. Гостехиздат, Киев, 1963.
157. А. П. Чекмарев. Проблемы теории прокатки листов. Труды научно-технического общества черной металлургии «Листопрокатное производство», т. XXIII. Металлургиздат, 1960.
158. А. П. Виноградов. Калибровка прокатных валков. ГОНТИ УССР, 1934.

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Предисловие	3
Введение. Характеристика некоторых способов обработки металлов давлением	5

ЧАСТЬ ПЕРВАЯ

ОСНОВЫ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛОВ

Глава I. Физическая природа пластической деформации	8
§ 1. Строение металлов	8
§ 2. Виды твердых деформируемых тел	10
§ 3. Механизм пластической деформации	13
§ 4. Влияние температуры на прочностные характеристики стали	15
§ 5. Степень и скорость деформации	17
§ 6. Влияние скорости и степени деформации на сопротивление металла пластическому деформированию	20
§ 7. Влияние химического состава стали и величины зерна на сопротивление металла пластическому деформированию	25
§ 8. Закон постоянства объема	25
§ 9. Смещенный объем	26
§ 10. Холодная пластическая деформация металла	27
§ 11. Рекристаллизация упрочненного металла	29
§ 12. Пластическая деформация металла в горячем состоянии	31
§ 13. Пластические свойства металла	33
Глава II. Напряженное состояние деформируемого тела	36
§ 1. Понятие о напряженном состоянии тела. Полное напряжение на площадке, в точке	36
§ 2. Компоненты полного напряжения в точке	38
§ 3. Определение полного напряжения, действующего на любую площадку в данной точке, через компоненты напряжения	40
§ 4. Схемы напряженного состояния	42
§ 5. Теории предельного состояния	43
§ 6. Условие пластичности при плоском напряженном состоянии	46
§ 7. Условие пластичности при линейном напряженном состоянии	48
§ 8. Влияние напряженного состояния на пластичность материала	49
§ 9. Общие закономерности формоизменения	52
§ 10. Неравномерность деформации и дополнительные напряжения	55
§ 11. Работа при пластической деформации	57

ЧАСТЬ ВТОРАЯ

ТЕОРИЯ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ

Глава III. Условия захвата раската валками	59
§ 1. Параметры и характеристики очага деформации	59

§ 2. Условия захвата и установившегося процесса прокатки в гладких валках	61
§ 3. Условия захвата в простых калибрах	65
Глава IV. Внешнее трение при обработке давлением	69
§ 1. Сущность внешнего трения	69
§ 2. Значение внешнего трения	71
§ 3. Методы экспериментального определения коэффициента трения	72
§ 4. Основные закономерности изменения коэффициента трения	76
§ 5. Соотношение между коэффициентами трения в установившемся процессе и при захвате	90
§ 6. Определение коэффициента трения при прокатке расчетным путем	91
§ 7. Мероприятия, улучшающие захват раската валками	96
Глава V. Продольное течение металла в очаге деформации	98
§ 1. Продольное течение металла при осадке	98
§ 2. Продольное течение металла при прокатке	100
§ 3. Соотношение между углами α , β , γ	102
§ 4. Опережение при прокатке в гладких валках	106
§ 5. Опережение в калибрах	110
§ 6. Определение коэффициента трения по опережению	110
§ 7. Отставание при прокатке	111
§ 8. Зона прилипания при прокатке	112
Глава VI. Поперечное течение металла при прокатке	115
§ 1. Значение уширения	115
§ 2. Составляющие уширения при прокатке	116
§ 3. Влияние различных факторов на уширение	119
§ 4. Расчет уширения при прокатке	126
Глава VII. Энергосиловые условия прокатки	130
§ 1. Теории распределения удельного давления по дуге захвата	131
§ 2. Дифференциальное уравнение прокатки	132
§ 3. Формулы для определения элементарного удельного давления	134
§ 4. Экспериментальное определение удельных сил трения и давления по дуге захвата	138
§ 5. Формулы для определения среднего удельного давления	142
§ 6. Влияние различных факторов на удельное давление при прокатке	149
§ 7. Полное давление металла на валки	154
§ 8. Момент прокатки в гладких валках	158
§ 9. Момент прокатки в калибрах	162
§ 10. Мощность деформации при прокатке	163
Глава VIII. Некоторые особые случаи прокатки	165
§ 1. Влияние натяжения на параметры процесса прокатки	165
§ 2. Прокатка с одним неприводным валком	171
§ 3. Прокатка в валках разного диаметра	180
Примеры расчетов	197
Литература	204