

621.771
H632

В.А. НИКОЛАЕВ

**ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛА
ПРИ ПРОКАТКЕ
В КАЛИБРАХ**

Министерство образования и науки Украины
Запорожская государственная инженерная академия

ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ

МОНОГРАФИЯ

Запорожье
2006

621.771.073.8: 539,37

УДК 621.771.27

H632

Николаев В.А. Деформация металла при прокатке в калибрах: *Монография.* — Запорожье: Издательство Запорожской государственной инженерной академии, 2006. — 196 с.

Рецензенты:

В.Т. Тилик, д.т.н., зав. прокатной лабораторией ОАО «Запорожсталь»;

А.Я. Жук, профессор, зав. кафедрой механического оборудования

ISBN 966-7101-75-4

Рекомендовано к изданию:

решением ученого совета Запорожской государственной инженерной академии (протокол № 6 от 02.02.2006 г.)

В монографии изложены основы расчета средневзвешенных параметров очага деформации, в основе которого лежит новый метод определения среднего обжатия в калибрах. Выполнен анализ моделей расчета уширения металла в калибрах вытяжных систем. Предложена теоретическая модель уширения в калибрах простой формы, учитывающая влияние кривизны образующей калибра и степень заполнения его металлом. Выполнена оценка точности расчета уширения по различным моделям по отношению к опытным данным.

Предложен универсальный метод расчета калибровок валков для прокатки простых профилей. Предлагается новый подход к определению энергосиловых параметров прокатки в калибрах.

Монография предназначена для инженерно-технических работников металлургической отрасли и студентов специальности «Обработка металлов давлением».

~~338558~~

ЧИТАЛЬНИЙ
ЗАЛ №1

71 назв.

Запорізька державна
інженерна академія
БІБЛІОТЕКА

ISBN 966-7101-75-4

© Николаев В.А., 2006

352064

ЧИТАЛЬНИЙ
ЗАЛ №1

Запорізька державна
інженерна академія
БІБЛІОТЕКА

Содержание

Предисловие.....	5
1. Формы и параметры двухвалковых калибров.....	6
1.1. Системы вытяжных калибров.....	6
1.2. Параметры деформации в простых калибрах.....	20
1.3. Площадь контакта полосы с валками.....	22
1.4. Методы определения среднего обжатия в калибрах простой формы.....	28
1.5. Геометрические параметры деформации в фасонных калибрах.....	30
2. Уширение металла при прокатке.....	39
2.1. Уширение при прокатке в гладких валках.....	40
2.2. Уширение металла в калибрах (среднее по высоте и по оси калибра).....	46
2.3. Влияние коэффициента трения на уширение.....	55
2.4. Расчёт размеров калибров по среднему уширению.....	59
2.5. Средний угол наклона поверхности калибра.....	63
2.6. Осевое уширение при неполном заполнении калибра металлом.....	65
2.7. Алгоритм расчёта размеров калибра.....	67
2.8. Оценка формул для расчёта уширения в калибрах по экспериментальным данным.....	69
2.9. Эффективность формоизменения металла и максимальные коэффициенты вытяжки в калибрах.....	73
3. Расчёт режима деформации металла при прокатке на обжимном стане.....	77
3.1. Допускаемое обжатие из условия захвата металла валками.....	78
3.2. Влияние формы калибра на условиях захвата раската валками.....	80
3.3. Коэффициент трения при захвате металла валками (промышленные данные).....	82

3.4. Допускаемое обжатие по энергосиловым параметрам прокатки металла.....	86
3.5. Расчёт допускаемого обжатия	88
3.6. Расчёт режима деформации раската при прокатке на блюминге.....	94
4. Расчёт калибровок валков для прокатки мелкой заготовки и простых сортовых профилей.....	98
4.1. Расчёт калибровки валков непрерывно-заготовочных станов (НЗС).....	100
4.2. Системы калибровок валков для прокатки круглого и квадратного профилей.....	119
4.3. Универсальный метод расчёта калибровки валков для прокатки простых профилей.....	121
5. Расчёт энергосиловых параметров прокатки.....	141
5.1. Расчёт среднего нормального контактного напряжения.....	141
5.2. Расчёт напряжения течения металла.....	142
5.3. Коэффициент трения при горячей прокатке стали.....	145
5.4. Анализ методов расчёта напряжения течения металла и коэффициента трения.....	148
5.5. Анализ формул для расчёта среднего нормального контактного напряжения.....	153
5.6. Коэффициент положения равнодействующей сил при прокатке в гладких валках.....	158
5.7. Коэффициент положения равнодействующей сил при прокатке в простых калибрах.....	163
5.8. Мощность и средние контактные напряжения при сортовой прокатке металла.....	165
5.9. Анализ влияния формы калибра на среднее нормальное контактное напряжение.....	176
5.10. Энергосиловые параметры прокатки в четырёхвалковых калибрах.....	178
Библиографический список.....	187

Предисловие

Последнее время получила дальнейшее развитие теория расчета параметров деформации металла при прокатке в вытяжных калибрах простой формы, что обеспечило повышение надежности предварительного расчета их размеров.

Необходимым условием определения действительных размеров калибров является точность расчета величины уширения металла в зависимости от форм заготовок и калибров. Зачастую для этой цели используют формулы полученные для условий прокатки в гладких валках (А.П.Чекмарев, Б.П.Бахтинов, А. В.Минкин), в других случаях предлагают специальные формулы, полученные непосредственно для калибров с учетом закономерностей формоизменения полосы (М.С. Мутьев, В.К. Смирнов, И.Я. Тарновский, В.С. Берковский, С.А. Тулупов и др.).

Вторым необходимым условием следует считать наличие методов, обеспечивающих достоверность определения усредненных величины абсолютного обжатия, ширины контакта полосы с валками и средней толщины полосы в калибре. В литературе рекомендуется несколько методов расчета усредненного абсолютного обжатия:

- метод приведенный полосы (максимальной ширины полосы А.И.Врацкий);
- метод соответственной полосы (А.Ф. Головин);
- метод на основе закона наименьшего сопротивления течения металла (И.Я. Тарновский).

Указанные методы расчета поперечного течения металла и усредненной высотной деформации имеют ряд недостатков, снижающих точность и имеющих некоторую сложность (громоздкость) расчета параметров.

По полученным значениям величин уширения и абсолютного обжатия необходимо построить калибр(третье условие калибровки) и определить энергосиловые параметры прокатки металла. Величина уширения и усредненного абсолютного обжатия максимально приближенные к фактическим условиям деформации металла при прокатке обеспечивает сокращение времени проектирования (освоения) калибровок валков прокатных станов, повышает качество готовых сортовых профилей. В данной работе предлагаются новые решения задач определения конечных параметров формоизменения металла в калибрах, обеспечивающих получение более точных теоретических результатов.

1. Формы простых двухвалковых калибров

Для прокатки сортовых профилей применяют различные системы калибровок валков [1-7]. Система калибровки валков имеет ряд чередующихся калибров заданной формы с площадями поперечного сечения, уменьшающимися от первого к последнему калибру. Ниже рассматриваются несколько наиболее часто применяемых систем калибровок. Использование той или иной системы обусловлено типом стана, формой готовой продукции, материалом прокатываемого профиля.

1.1. Системы вытяжных калибров

Система ящичных калибров. Ящичный калибр (рис.1.1) имеет дно и боковые стенки, наклоненные к вертикали на угол $\varphi=1-25^\circ$. Между валками имеется зазор S , который необходим для регулирования высотных размеров полосы в процессе настройки или после износа, мм

$$S = (0,005 - 0,02)D_6,$$

где D_6 — диаметр валков стана по буртам.

Угол (выпуск калибра) определяется по выражению

$$\operatorname{tg} \varphi = cd/ca = (b - b_d) / h_k.$$

Вследствие наклона боковых стенок ширина b_d дна калибра меньше ширины b у разъема. Углы ручьев скруглены на радиус $r = (0,10 - 0,15) h_k$, где h_k — глубина вреза калибра в валки на диаметр.

При наличии закруглений в углах калибра уменьшается концентрация напряжений в сечениях валка в местах перехода. Тупые углы способствуют равномерной деформации металла и уменьшению образования дефектов поверхности раската. Зазор и радиус закруглений определяются диаметром валков, химическим составом прокатываемого металла и другими особенностями технологического процесса. Дно калибра имеет выпуклость 2—5 мм, которая обеспечивает соответствующую форму раската и устойчивость его на рольганге и уменьшает возможность переполнения металлом

(образование лампасов) при прокатке полосы после кантовки в следующем калибре.

Наклон боковых стенок изношенного калибра, позволяет также восстанавливать переточкой его исходные размеры.

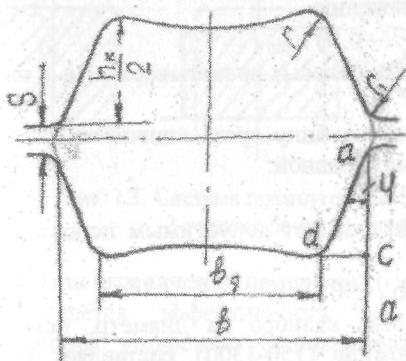


Рис.1.1. Ящичный калибр

Эта система содержит ряд последовательно расположенных ящичных (прямоугольных) калибров (рис.1.2). Её применяют на обжимных (блужингах) и заготовочных станах непрерывного и линейного типов. На валках блужинга врезают 4-5 калибров и в каждом из них осуществляют несколько проходов (1-6). При передаче в следующий калибр раскат кантуют на 90° . На непрерывно-заготовочном (НЗС) и линейном заготовочном станах в каждом калибре раскат прокатывают в один проход.

Ящичные калибры имеют небольшой врез ручья в валки и, следовательно, повышенную прочность, равномерное обжатие по ширине раската, а наклонные стенки способствуют увеличению предельного угла захвата валками и величин обжатия раската.

В целях предотвращения образования лампасов ширина калибра у разреза должна составлять, мм

$$b = B + \Delta b + (5-10),$$

где B - ширина раската до прокатки; Δb - суммарное уширение во всех проходах в данном периоде кантовки.

Прокатка в ящичных калибрах характеризуется большими углами захвата ($\alpha = 20-30^\circ$) и, следовательно, значительными абсолютными обжатиями ($\Delta h = 80-100$ мм) за один проход.

Величина абсолютного обжатия в калибрах этой системы определяется максимальными (допускаемыми) углами захвата (условиями трения).

Глубина вреза калибра (h_k) определяется - его назначением. Чем меньше соотношение сторон (H/B) полосы, задаваемой в калибр, тем меньше глубина вреза. По данным Б.П.Бахтинова и М.М.Штернова [1] при $H/B < 1,2$ врез может отсутствовать. При прокатке полос с отношением $H/B > 1,2$ высота вреза валков блюминга может быть определена по выражению

$$h_k = (0,7 - 0,9) h_{\min},$$

где $h_{\min}$ - минимальная толщина полосы, прокатываемой в данном калибре.

По данным Б.В.Мерекина глубину вреза ящичного калибра в валки блюминга можно принимать равной:

$$h_k = 0,2 D_6.$$

И.Я.Тарновский и др. [8] считают допустимым использование следующей зависимости (мм)

$$h_k = 0,3b_d + 90.$$

Фактическая глубина вреза калибра на диаметр, исходя из условий прочности вала (блюминг 1150-1300), составляет 180-200 мм. В черновой группе непрерывного заготовочного стана (НЗС) глубина вresa ящичного калибра в валки составляет 120-170 мм и зависит от толщины раската, а величина зазора между валками изменяется в пределах $S = 15-140$ мм [9]. При этом чем меньше толщина раската (последние клетки черновой группы), тем меньше зазор между валками ($S = 15-16$ мм) и больше отношение h_k / h . Так, для клетки 8 НЗС 900/700/500 это отношение составляет $h_k / h \approx 0,9$ и обеспечивает получение точных размеров заготовки.

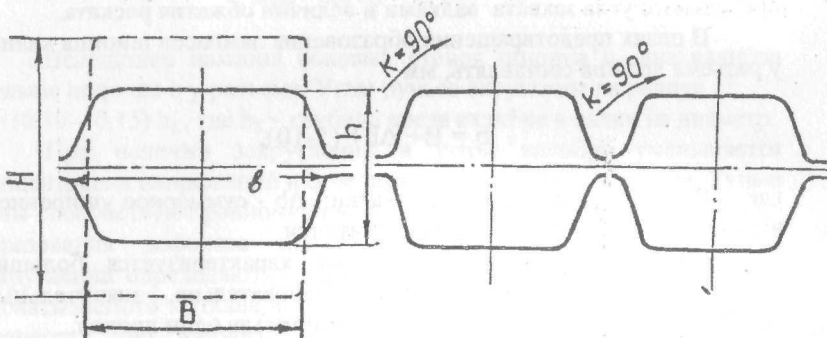


Рис. 1.2. Система ящичных калибров блюминга и непрерывно-заготовочного стана

Условия деформации металла в ящичных (прямоугольных или квадратных) калибрах и в гладких валках достаточно близки между собой. Особенно в случае свободного уширения металла.

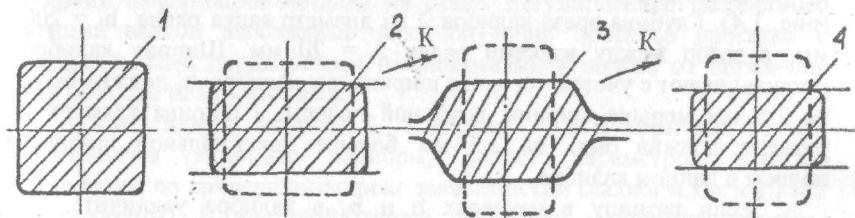


Рис. 1.3. Система прямоугольник –гладкая бочка (1- заготовка; 2-гладкая бочка; 3- ящичный калибр; 4-гладкая бочка)

При ограничении поперечного течения металла стенками калибра повышается эффективность деформации за счет уменьшения величины уширения. Одновременно улучшаются условия захвата раската валками, увеличивается влияние поперечных подпирющих напряжений σ_2 (через увеличение коэффициента Лодэ) и дополнительных контактных сил трения на боковых стенках калибра. Последние два фактора обуславливают повышение энергосиловых параметров прокатки.

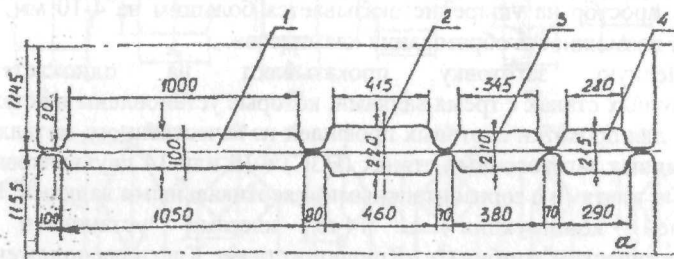


Рис.1.4. Схемы расположения калибров :1- гладкая бочка; 2, 3, 4 - ящичные калибры

На современных блюмингах валки приводятся от индивидуальных двигателей и поэтому нижнее давление для изгиба переднего конца полосы создается разностью скоростей валков (окружная скорость нижнего вала больше). При этом диаметры валков одинаковые и линия прокатки совпадает со средней линией

валков. Если максимальная ширина слитка на стане не превышает 950 мм, то ширину гладкой бочки по дну калибра можно принять равной, $b_d = 1000$ мм, а у разъема $b = 1050$ мм. Глубина ручья равна $h_k = 80$ мм (рис. 1.4). Глубина вреза калибра 2 на диаметр валка равна $h_k = 200$ мм, а зазор между валками равен $S = 20$ мм. Ширину калибра устанавливают с учетом того, что ширина дна калибра b_d должна быть на 2-5 мм меньше ширины исходной полосы, а ширина калибра у разъема должна быть на 2-5 мм больше максимальной ширины полосы в данном калибре.

Если разницу в размерах b и b_d в калибре увеличить, то возрастет уклон стенок и это будет предотвращать образование «лампасов» (выход металла в зазор между валками).

Радиус закругления у дна калибра принимают равным:

$$r = (0,08-0,1) b_d,$$

а у зазора между валками

$$r_1 = (0,1-0,15) h_k.$$

Выпуклость дна калибра принимают равной 2-5 мм (на радиус) и поэтому высота калибра по оси будет меньше расчетной на 4-10 мм. При такой форме калибра, выходящей из валков раскат получает большую устойчивость на рольганге, даже в случае его выработки. Кроме того, при кантовке такого раската и прокатке его в следующем калибре простор на уширение оказывается большим на 4-10 мм, что снижает возможность образования «лампасов».

Мелкую заготовку прокатывают на одноклетевых заготовочных станах с тремя валками, которые установлены на старых заводах для прокатки сортовых профилей из качественного металла, и непрерывных заготовочных станах (НЗС) с 12 или 14 двухвалковыми рабочими клетями с горизонтальными и вертикальными валками. НЗС последней конструкции с 14-ю клетями установлен на металлургическом комбинате «Криворожсталь». Клетки расположены в трех группах: обжимной - 2 клетки с горизонтальными валками диаметром 900 мм; черновой - 4 клетки с горизонтальными и 2 клетки с вертикальными валками диаметром 900 и 730 мм; чистовой - 3 клетки с горизонтальными и 3 клетки с вертикальными валками диаметром 530 (рис. 1.5).

На стане прокатывают заготовку с размерами 80х80 до 200х200 мм для сортовых станов комбината из блюмов до 400х400 мм и массой 12 т (НЗС 900/700/500). В отличие от ранее установленных, стан имеет индивидуальный привод валков во всех клетях. Наличие чередующихся клеток с горизонтальными и вертикальными валками

исключает операции кантовки раската на 90° в процессе прокатки, а индивидуальные приводы для валков каждой клетки дают возможность регулировать окружные скорости валков в зависимости от изменения условий деформации металла на стане. Регулирование скоростного режима валков необходимо для получения процесса прокатки с минимальными продольными напряжениями в полосе от натяжения или подпора между клетями.

Как следует из рис.1.5, в клетях 1-8 в черновой группе изготовлены ящичные калибры, расчет параметров которых выполняют по приведенным ниже зависимостям (калибры клеток 1 и 2 не показаны). В чистовой группе на валках выполнены калибры системы ромб-квадрат (клетки 9-14) (см.ниже) ($S=5-10\text{мм}$).

Определение высотной деформации в калибрах выполняют из условия захвата металла валками (см. ниже).

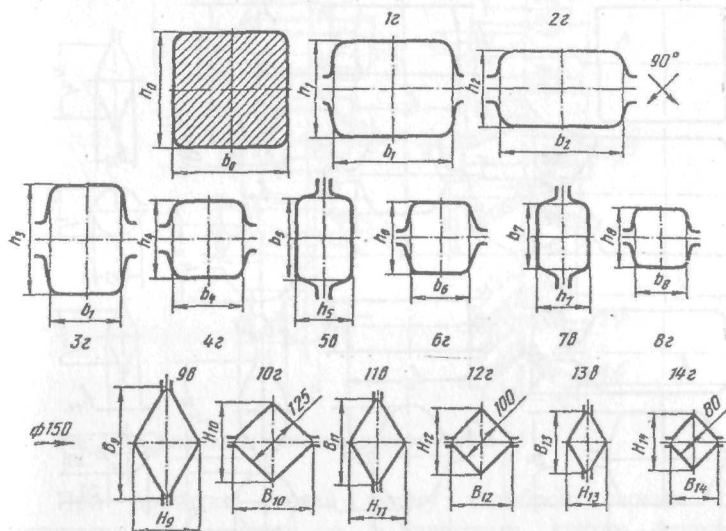


Рис.1.5. Схема калибровки валков НЗС (ящичные калибры клетки 1 и 2 не показаны)

Система прямоугольник - гладкая бочка

Эту систему применяют в черновых клетях непрерывных и линейных сортовых станов, а также в черновых клетях станов с последовательным расположением клеток (рис.1.3). Она очень удобна для прокатки различных профиларазмеров готовой продукции. В этой

системе, как правило, предусматривается кантовка полосы после каждого прохода. Коэффициенты вытяжек и допустимые углы захвата в ящичных калибрах на 10-15% больше, чем в гладких валках. Вследствие большего уширения эффективность прокатки в гладких валках меньше.

В данной системе калибровки глубина вреза ящичного калибра минимальна в первой клетке непрерывного сортового стана, в которой применяют небольшое обжатие для взламывания окалины ($h_k = 30-40\text{мм}$), и максимальная в последующих ящичных калибрах при зазоре $S=8-9\text{мм}$. Особенности деформации в ящичных калибрах рассмотрены ниже. Применение валков с гладкой бочкой упрощает расчет калибровки валков, снижает расход валков и электроэнергии вследствие отсутствия влияния боковых наклонных стенок.

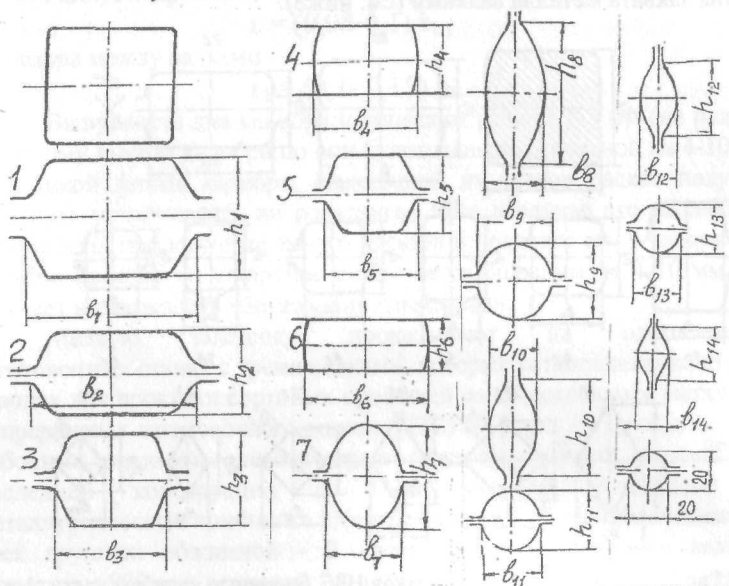


Рис.1.6. Схема калибровки валков непрерывного мелкосортного стана (1-7-номера клеток)

Пример схем калибровки валков для клеток непрерывного мелкосортного стана 250 представлен на рис.1.6-1.7. В черновой группе клеток применена система ящичных калибров прямоугольник (квадрат) – гладкая бочка, а в чистовой – система овал – ребровой овал (круг). Переход от первой системы ко второй выполняется через

Величины обжатий в клетях 1-7 черновой группы определяют из условия захвата металла валками или через допускаемые коэффициенты вытяжки.

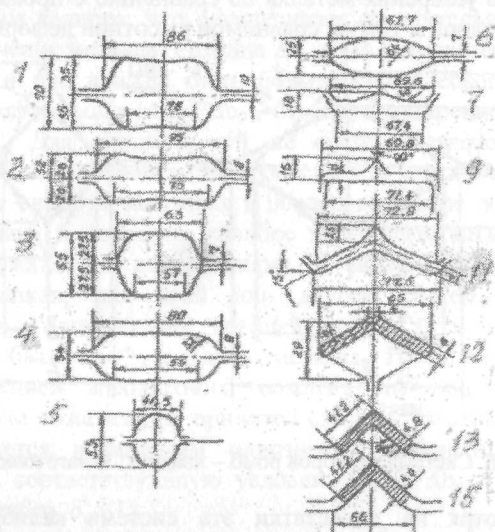


Рис.1.7. Схема калибровки валков клеток 8-15

При прокатке уголка форму калибров первых клетей практически не меняют, а в чистовых клетях используют специальную калибровку с закрытыми (или открытыми) калибрами, которые позволяют получать точные размеры полок по ширине.

Система ромб-квадрат

Систему ромб-квадрат используют для прокатки квадратных профилей на непрерывно-заготовочных станах (рис.1.8). Для этой системы характерны сравнительно небольшие коэффициенты вытяжек. При этом вследствие большей ширины ромба, коэффициент

вытяжки в нем несколько больше, чем в квадратном калибре. Однако в практических расчетах коэффициенты вытяжек в калибрах этой системы принимают одинаковыми в пределах

$$\mu = 1,2-1,4.$$

Угол при вершине ромба составляет $100-120^\circ$ ($b/h = 1,19-1,73$), а в чистовом квадратном калибре $\sim 88^\circ$. Это необходимо для получения угла квадрата при вершине равным 90° после его остывания.

Наличие наклона боковых стенок калибров обеспечивает уменьшение уширения металла по сравнению с прокаткой в гладких валках при одной и той же сравнимой высотной деформации металла.

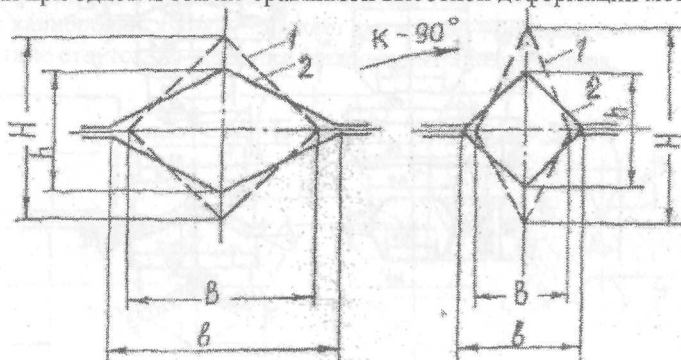


Рис.1.8. Система калибров ромб — квадрат; 1- заготовка; 2- калибр

Несмотря на недостатки эта система калибровки широко применяется на сортовых станах линейного стана. При прокатке полос в этой системе горизонтальные ребра не подвергаются деформации, больше охлаждаются и на них могут появляться дефекты в виде волосовин и закатов. На участках горизонтальных ребер возникают растягивающие напряжения, что способствует образованию поперечных трещин. Растягивающие напряжения на кромках возникают ввиду того, что в результате большей величины вытяжки по оси полосы по ширине раската имеет место неравномерное распределение в очаге деформации продольных напряжений. Там, где величина вытяжки будет меньше (на кромках), возникают напряжения растяжения. При недостаточной пластичности металла (легированные марки стали) эти напряжения могут приводить к разрушению металла, образованию трещин. Поэтому

применяют при прокатке малопластичных металлов. Ребра готового квадратного профиля получаются из ребер заготовки, поэтому дефекты, имеющие место на заготовке, переходят на готовый профиль. Отсутствует «перемешивание» металла в процессе деформации.

В этой системе обязательна кантовка раската на 90° при переходе от одного калибра к другому, а соотношение размеров заготовки и последующего калибра имеют следующий вид:

$$H/h > 1 ; \quad B/b < 1,$$

т.е. высота заготовки больше высоты калибра, а ширина заготовки меньше ширины калибра, что обеспечивает сравнительно свободное поперечное течение металла. Разница $\Delta b_n = b - B$ называется простором на уширение и она должна быть больше фактического уширения металла при деформации ($\Delta b_n \geq \Delta b_0$, где Δb_0 – уширение металла по оси калибра). Для одной и той же системы заготовка – калибр величина обжатия ($\Delta h = H - h$) должна обеспечить заданное заполнение калибра (H и h – высоты заготовки и полосы в калибре по оси; B и b – ширина заготовки и полосы в калибре по горизонтальной оси; Δh – абсолютное обжатие по оси калибра). В связи с этим сложность калибровки валков, для этой или другой систем калибровок, заключается в наличии, по крайней мере, двух неизвестных: абсолютного обжатия и уширения металла. Поскольку уширение является функцией абсолютного обжатия, то при неизвестном предварительном обжатии для принятой системы заготовка – калибр, не представляется возможным однозначно определить величину уширения Δb_0 , соответствующую условию $\Delta b_0 = \delta_k \cdot \Delta b_n$ (δ_k – степень заполнения калибра, $\delta_k \leq 1$).

Деформация металла в системе ромб – квадрат крайне неравномерна. В первую очередь при входе раската в калибр, пластической деформации подвергаются участки металла в вершинах заготовки при наличии некоторого уширения. В центральных (внеконтактных) слоях уширение отсутствует. В них возникают продольные растягивающие напряжения. По мере входа раската в валки пластическая деформация охватывает максимальную площадь поперечного сечения, но горизонтальные участки заготовки по оси калибра получают небольшую деформацию, а продольные растягивающие напряжения оказываются максимальными.

В системе калибровки ромб-квадрат применяют коэффициенты вытяжек в пределах $\mu = 1,2 - 1,4$. Для профилей из легированных сталей $\mu = 1,2 - 1,25$. Коэффициент вытяжки $\mu = 1,4$ возможен при использовании

ромбических калибров с углом при вершине $\varphi=120^\circ$. Коэффициент вытяжки определяют по выражению

$$\mu = q_0 / q ,$$

где q_0 и q – площади поперечного сечения заготовки и полосы в калибре.

В практических условиях коэффициенты вытяжек в ромбических калибрах несколько больше, чем в квадратных. Так, если известен коэффициент вытяжки в паре калибров (ромб- квадрат), то коэффициент вытяжки в ромбе будет равен

$$\mu_p = (1,02-1,03) \sqrt{\mu_n} , \quad (1.1)$$

а в квадратном калибре

$$\mu_{кв} = \mu_n / \mu_p , \quad (1.2)$$

где μ_n , $\mu_{кв}$, μ_p – коэффициенты вытяжек соответственно в паре калибров, квадратном и ромбическом калибрах.

Система овал – квадрат

Систему овал - квадрат широко применяют на станах линейного (старого) типа. Она обеспечивает интенсивную деформацию металла (рис.1.9). Отношение размеров осей овала обычно принимают равным $b/h = 2-3$. Большие значения b/h обеспечивают и большие величины вытяжек (обжатий), но при этом ухудшаются условия захвата металла валками. В связи с этим для больших размеров овалов принимают меньшие значения b/h . При прокатке трубной заготовки ($d > 80-100$ мм) отношение диагоналей овалов находится в пределах $b/h = 1,3-1,5$ (b , h – ширина и высота калибра при $S=0$).

Коэффициенты вытяжек в квадратных калибрах $\mu_{кв} = 1,2-1,5$, а в овалах $\mu_{ов} = 1,3-2,0$. Большая вытяжка в овальном калибре обеспечивается большей шириной полосы, прокатываемой в нём и меньшим уширением. Небольшой врез ручья овального калибра в валки, обеспечивая прочность валка, также позволяет производить в нём интенсивное обжатие. При прокатке квадратной полосы в овальном калибре каждый раз металл из ребровых участков переходит на поверхность овальной полосы, что повышает качество готовой продукции. Недостаток системы - плохая устойчивость овальной полосы в квадратном калибре, что требует установки плотных линейек перед валками. Наличие большой неравномерности деформации по

плотных линеек перед валками. Наличие большой неравномерности деформации по ширине полос обуславливает неравномерность износа калибров. Кроме однорадиусных овалов применяют также шестиугольные калибры при прокатке в квадратном калибре и плоские овалы при прокатке в круглых калибрах (рис.1.10). В шестиугольном калибре параметр $m=0,4b$.

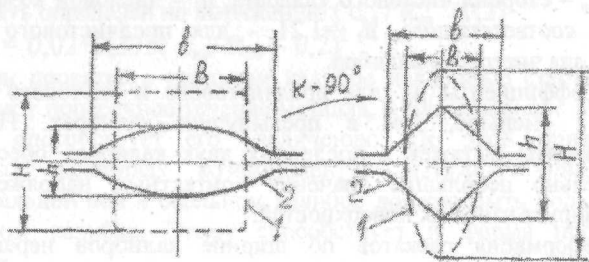


Рис.1.9. Калибры системы овал- квадрат (сплошные линии- калибр; пунктирные - заготовка); 1-заготовка ; 2- калибр

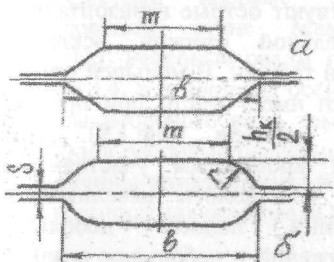


Рис. 1.10. Калибры ; а- шестиугольник ; б- плоский овал

Частным случаем является шестиугольный калибр с наклоном стенок под углом $\varphi = 45^\circ$. В этом случае $m = b - 1,41h_k$.

При прокатке в системе овал – квадрат коэффициент вытяжки в паре калибров из данных работы [3] может быть определен из выражения (при $\mu_{kv} > 1,18$)

$$\mu_{kv} = 1,40(\mu_{kv} - 0,59)(1 + 0,59b/h),$$

где b и h – высота и ширина овала при зазоре $S=0$.

При заданном значении коэффициента вытяжки в квадратном калибре, коэффициент вытяжки в овальном калибре равен ($\mu_{kv} < \mu_{ов}$)

Запорізька державна
інженерна академія
БІБЛІОТЕКА

ЧИТАЛЬНИЙ
ЗАЛ №1

Запорізька державна
інженерна академія
БІБЛІОТЕКА
ЧИТАЛЬНИЙ
ЗАЛ №1

$$\mu_{ов} = \mu_{п} / \mu_{кв}.$$

Коэффициента вытяжки в предчистовом и чистовом калибрах из работы [6] равен

$$\mu_{кв} = n_1 + 0,05(c_{кв} - 5)/145, \quad (1.4)$$

где $c_{кв}$ — сторона чистового квадрата; n_1 — числовой коэффициент, равный, соответственно, $n_1 = 1,21$ — для предчистового калибра; $n_1 = 1,13$ — для чистового калибра.

Коэффициенты μ_i для предчистового и чистового калибров всегда меньше, чем в предыдущих калибрах. Небольшие коэффициенты вытяжек в последних двух калибрах обеспечивают сравнительно небольшие значения контактных напряжений, что минимизирует износ их поверхностей.

Деформация раскатов по ширине калибров неравномерна, особенно при прокатке овальной заготовки в квадратном калибре (рис.1.9). В этом калибре высотная деформация максимальна по оси и убывает до минимальных значений на кромках профиля, но в отличие от системы ромб-квадрат здесь отсутствуют острые горизонтальные участки заготовки, что в значительной степени исключает образование дефектов в виде морщин и трещин. В меньшей степени неравномерность высотной деформации имеет место при прокатке квадратной заготовки в овальном калибре (рис.1.9). Здесь максимальное обжатие соответствует кромочным участкам, но различие обжатий на кромках и по оси полосы невелико, что обуславливает наличие в сечении полосы небольших дополнительных растягивающих напряжений и небольшое различие длины дуги контакта по ширине полосы. Величину максимального обжатия по кромке (без учета закруглений углов заготовки) определим из выражений:

$$\Delta h_{\max} = \Delta h + (m_1 \cdot R_{ов});$$

$$R_{ов} \approx 1,128 \sqrt{q_{ов}},$$

где $R_{ов}$ — радиус однорадиусного овала; Δh — обжатие по оси калибра; $q_{ов}$ — площадь поперечного сечения овального калибра; m — коэффициент, зависящий от параметра $c_k / R_{ов}$ [6].

Так, при $\Delta h = 15 \text{ мм}$; $q_k = 1600 \text{ мм}^2$; $m_1 = 0,15$, получим:

$$R_{\text{ов}} \approx 1,128 \sqrt{1600} = 45 \text{ мм};$$

$$\Delta h_{\text{max}} = 15 + (0,15 \cdot 45) = 21,8 \text{ мм}.$$

Таким образом, при заданных условиях деформации обжатие квадратной заготовки в овальном калибре по кромке в $\sim 1,45$ раза больше, чем по оси. Коэффициент m_1 с достаточным приближением может быть определен по выражению ($c_{\text{кв}} / R_{\text{ов}} > 0,2$)

$$m_1 = 0,02 + 0,375 (c_{\text{кв}} / R_{\text{ов}} - 0,2)^2.$$

При прокатке в овальном калибре наклонные стенки калибра сдерживают поперечное течение металла, а максимальное обжатие на кромках способствует его увеличению. По этой причине, при сравнимых величинах коэффициентов вытяжек, уширение по горизонтальной оси в овальном калибре должно быть больше, чем в квадратном калибре. Этому способствует и форма простора на уширение.

Система овал -ребровой овал (круг)

Система впервые была применена на непрерывном мелкосортном стане Макеевского металлургического завода (рис.1.11). Ребровые овалы применяют с соотношением диагоналей $h/b = 1,1-1,4$, а отношение осей овала - $b/h = 2-3$. При этом, чем больше размеры ребрового вала, тем меньше отношение h/b . Коэффициент вытяжки в ребровых овалах $\mu_{\text{ров}} = 1,2-1,4$ и определяется в зависимости от величины коэффициента вытяжки в паре калибров овал - ребровой овал и отношения осей овала b/h .

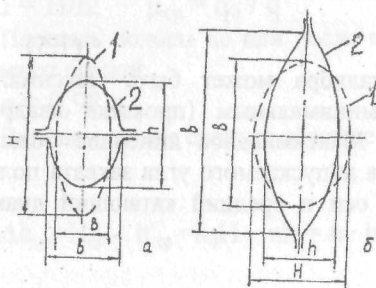


Рис. 1.11. Система калибров: а - овал - ребровой овал; б - ребровой овал-овал; 1- заготовка; 2- калибр

Представленная система калибровки валков обеспечивает меньшую неравномерность деформации по ширине калибра, сравнительно небольшое различие в величинах коэффициентов вытяжек в овальном калибре и ребровом овале, а следовательно, и

высокое качество полосы. Обычно эту систему применяют в чистовых группах непрерывных сортовых станов (рис.1.7). На непрерывных станах ребровые овалы врезают в горизонтальные валки, а однорадиусные - в вертикальные. Эта система обладает следующими преимуществами:

- надежный захват раската валками на больших скоростях;
- самоцентрирование ребрового овала в овале, что позволяет применять простую конструкцию валковой арматуры;
- равномерность деформации по ширине полосы, что благоприятно сказывается на качестве поверхности готового профиля;
- хорошее удаление окалины с поверхности раската.

Иногда вместо ребровых овалов используют круглые калибры. Как и в системе овал – квадрат, коэффициент вытяжки в овальном калибре несколько больше, чем в ребровом овале. В зависимости от коэффициента вытяжки в ребровом овале и отношения размеров овала b/h коэффициент вытяжки в паре калибров может быть определен по выражению

$$\mu_n = 0,94(\mu_{po} - 0,38)(1 + 0,58 b/h),$$

где μ_{po} – коэффициент вытяжки в ребровом овале.

1.2. Параметры деформации в простых калибрах

В отличие от прокатки в гладких валках, для прокатки металла в простых калибрах характерна неравномерная деформация по высоте полосы, что сопровождается переменностью всех геометрических параметров по ширине калибра (рис.1.6-1.11). Абсолютное обжатие по оси калибра равно

$$\Delta h = H - h. \quad (1.5)$$

Это обжатие по оси калибра может быть максимальным (система ромб-квадрат) или минимальным (прокатка квадратной полосы в овальном калибре). Максимальное линейное обжатие в калибре используют для расчета допускаемого угла захвата полосы в калибре. Диаметр калибра по оси и средний катающий диаметры равны:

$$D_o = D_6 - (h - S), \quad D = D_6 - (h'_{cp} - S), \quad (1.6)$$

где D_6 – диаметр валка по буртам; h – высота полосы по оси калибра; h'_{cp} – средняя толщина полосы после прокатки.

Угол захвата по оси калибра и средний по ширине:

$$\alpha_o = \sqrt{\frac{\Delta h}{R_0}}; \quad \alpha_{cp} = \sqrt{\frac{\Delta h_{cp}}{R}}. \quad (1.7)$$

где R_0 и R - минимальный по оси и средний катающий радиусы валков в калибре; Δh_{cp} - среднее обжатие по ширине калибра.

Длины дуг контакта по оси и средняя по ширине калибра:

$$l_{do} = \sqrt{R_0 \cdot \Delta h}; \quad l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}}. \quad (1.8)$$

Среднее обжатие по ширине калибра в упрощенном варианте по методу максимальной ширины (по приведенной полосе) определяется из выражения

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h'_{cp}, \quad (1.9)$$

где H_{cp} - средняя толщина полосы до прокатки.

Средние толщины полос до и после прокатки приближенно рассчитывают по выражениям:

$$H_{cp} = q_0/B; \quad h'_{cp} = q/b, \quad (1.10)$$

где q_0 и q - площади поперечного сечения заготовки и калибра.

Для определения q_0 и q в различных системах калибров получены соответствующие формулы. Так, для определения q_0 и q при прокатке в системе ромб-квадрат (рис. 1.8) используют следующие формулы без учета закруглений углов: для заготовки и калибра;

$$q_0 = H \cdot B / 2; \quad q = h \cdot b / 2. \quad (1.11)$$

Коэффициенты вытяжек по оси калибра и средний равны:

$$\mu = H/h; \quad \mu_{cp} = q_0 / q. \quad (1.12)$$

Площадь полосы до или после прокатки с учетом закруглений принимают равной

$$q_i = 0,98 q.$$

В общем случае среднее обжатие равно

$$\Delta h_{cp} = H_{cp} - h'_{cp} = n_0 H - nh = n \cdot h \left(\frac{n_0 H}{nh} - 1 \right), \quad (1.13)$$

где n_0 и n - коэффициенты формы поперечных сечений соответственно заготовки и полосы в калибре.

Коэффициенты n_0 и n получают из отношения площадей сечений фасонных заготовок и калибра к площади описанных прямоугольников. Для прямоугольного (ящичного) калибра $n_0 = n = 1$,

для квадратного и ромбического калибров из выражений (1.10)-(1.12) имеем:

$$H_{cp} = n_0 H = 0,5 H; \quad h_{cp} = n \cdot h = 0,5 h.$$

Для однорадиусного овала и ребрового овала коэффициент n_i определяются из формул ($b/h \leq 2,4$):

$$n_i = 0,69 + 0,035(2,4 - b/h)^3; \quad n_i = 0,69 + 0,035(2,4 - h_{po}/b_{po})^3. \quad (1.14)$$

Для круглого калибра $n_i = 0,785$ (для заготовки $n_i = n_0$, а для калибра $n_i = n$). Из выражения (1.14) следует, что с увеличением отношения b/h коэффициент n уменьшается. При $b/h = 3,0$ коэффициент $n = 0,67$.

1.3. Площадь контакта полосы с валками

Форма и размеры площади контакта полосы с валками обусловлены неравномерностью обжатия и диаметра валков, формой заготовки и калибра и в общем случае может быть определена выражением [2,11]

$$F = k \cdot b_\phi \sqrt{R_0 \cdot \Delta h}, \quad (1.15)$$

где k - коэффициент, учитывающий форму контактной поверхности;
 R_0 - радиус вала по оси калибра;

Коэффициент k определяют из выражения (рис.1.12,б):

$$k = F / F_{np}; \quad F_{np} = b_\phi \cdot l_{do}, \quad (1.16)$$

где F_{np} - площадь описанного прямоугольника; l_{do} - длина дуги контакта по оси калибра; b_ϕ - фактическая ширина контакта полосы в калибре.

При прокатке в системе ромб-квадрат (рис.1.12) максимальное обжатие сосредоточено по оси калибра, что обуславливает максимальные коэффициент вытяжки и длину дуги контакта в этом продольном сечении полосы. Ширина участка контакта полосы и валков в момент захвата незначительна, а по мере продвижения полосы вдоль очага деформации ширина контакта увеличивается, достигая максимального значения в плоскости выходы из валков. В этом случае ширина контакта равна ширине полосы b_ϕ .

При продвижении заготовки вдоль калибра происходит уширение металла с увеличением ширины заготовки в каждом поперечном сечении. В связи с этим фактический контур площади

контакта с учетом дополнительного обжатия, приобретает новую форму (контур 3).

Определенная графо-аналитическим способом контактная площадь для контура 3 представлена на рис.1.12,6 и имеет вид полуовала. Для идеальной формы полуовала с отношением $2l_{d0} / b_{\phi} > 3$ площадь контакта равна

$$F = 0,67 b_{\phi} \cdot l_{d0} = 0,67 b_{\phi} \sqrt{R_0 \Delta h} . \quad (1.17)$$

Таким образом, для системы ромб-квадрат коэффициент формы площади контакта из выражений (1.15) и (1.17) равен $k=0,67$. При прокатке квадратной заготовки в овальном калибре (рис.1.9) наибольшее обжатие сосредоточено на боковых участках заготовки, где высотные размеры калибра меньше, чем по оси. В связи с этим и длина дуги контакта в этом сечении будет больше, чем по оси полосы.

Коэффициент формы k будет иметь другое значение. По данным расчетов [11] графо – аналитическим способом получены коэффициенты k :

ромб - квадрат – $k = 0,67$;

овал – квадрат - $k = 0,65$;

квадрат - овал - $k = 1,06$ (для $b_{\phi} = B_{cp}$),

где B_{cp} – средняя ширина полосы в очаге деформации по контакту.

В работах [2,11] определение контактной поверхности выполнили без учета фактического контура исходной заготовки. Поэтому величины коэффициентов k являются приближенными. Кроме того, в работах [2,11] отсутствуют данные для расчета средней ширины контакта полосы с валками, значения которой необходимы для расчета, например, уширения металла. В действительности, фактический контур, входящий в калибр заготовки, отличается от исходного, что оказывает соответствующее влияние на величины коэффициента k (рис.1.13). С учетом фактической формы, входящей в калибр заготовки, графо-аналитическим методом, с последующим планиметрированием, определена фактическая площадь контактной поверхности, а с использованием выражений (1.16) рассчитан коэффициент k (табл.1.1). Фактические формы контакта несколько отличаются от теоретических [13] (рис.1.14-1.18; табл.1.2) вследствие отличия форм заготовок от теоретических симметричных форм.

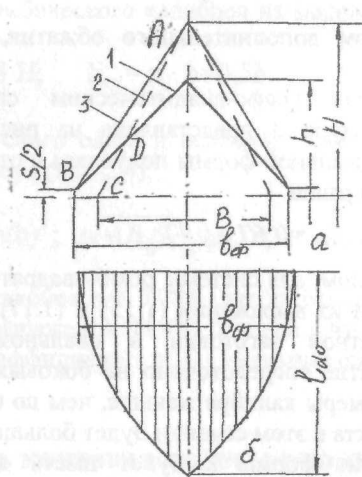


Рис.1.12. Деформация ромбической полосы в квадратном калибре (а) и контур контактной поверхности (б). Контур: 1 – калибра; 2 – исходной заготовки; 3 – фактический исходный

Таблица 1.1. Значения коэффициента k для различных систем калибров

№ системы	Форма		k	№ системы	Форма		k
	заготовки	калибра			заготовки	калибра	
1	Овал	Ребровой овал	0,65	6	Круг	Овал	0,73
2	Овал	Круг	0,65	7	Ребровой овал	Овал	0,8
3	Овал	Квадрат	0,65	8	Шести-угольник	Квадрат	0,84
4	Ромб	Квадрат	0,67	9	Квадрат	Шести-угольник	1,0
5	Квадрат	Ромб	0,67	10	Квадрат	Овал	1,06

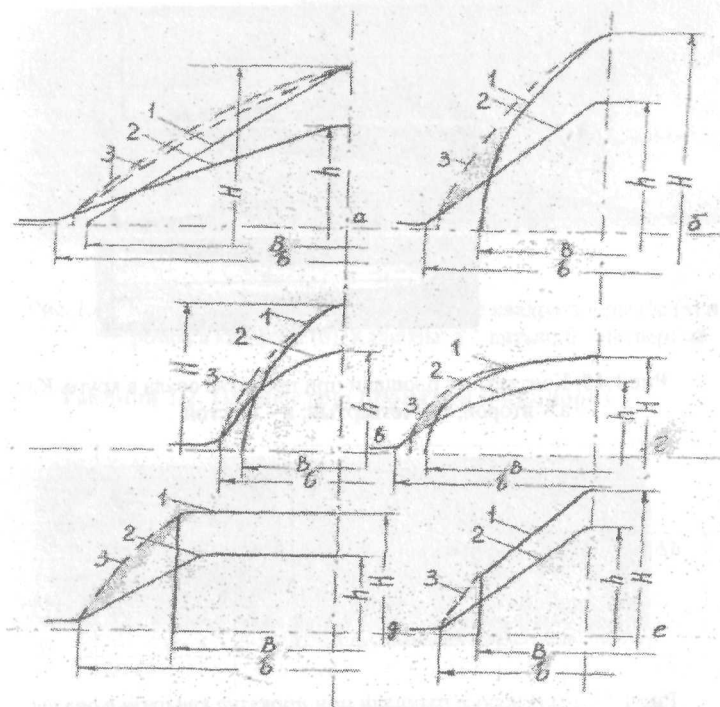


Рис. 1.13. Системы калибров: а - ромб-квадрат; б - овал-квадрат; в - овал-ребровой овал; г - ребровой овал-овал; д - квадрат-шестиугольник; е - шестиугольни-квадрат (1 - контур заготовки; 2 - калибр; 3 - контур обжатия заготовки)

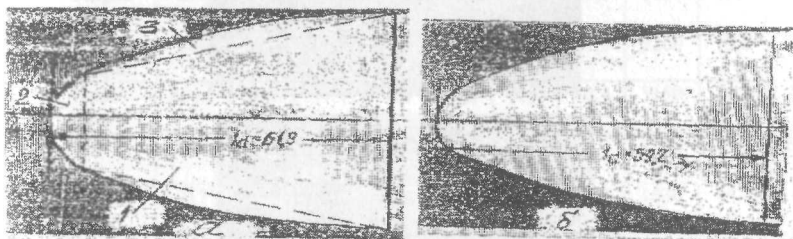


Рис. 1.14. Контактные площади при прокатке круга в овале; калибры а - первый; б - второй

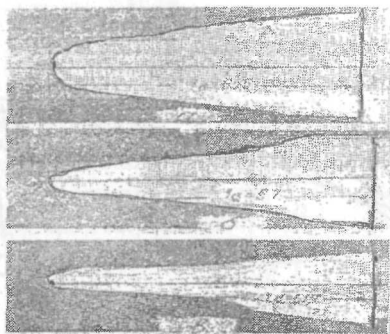


Рис.1.15. Контактные площади при прокатке овала в круге. Калибры :
а - второй; б - четвертый; в - шестой

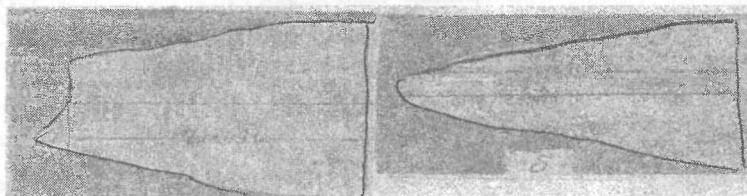


Рис.1.16. Контактные площади при прокатке квадрата в овале (а) и
овала в квадрате (б). Калибры : а - пятый ; б - второй

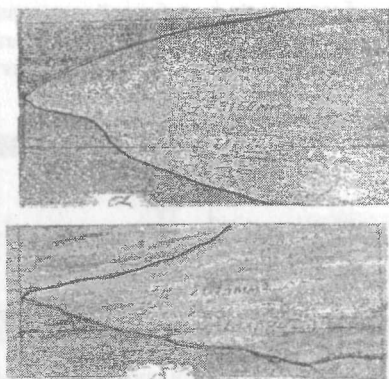


Рис.1.17. Контактные площади при прокатке ромба в ромб. Калибр: а -
второй; б - третий

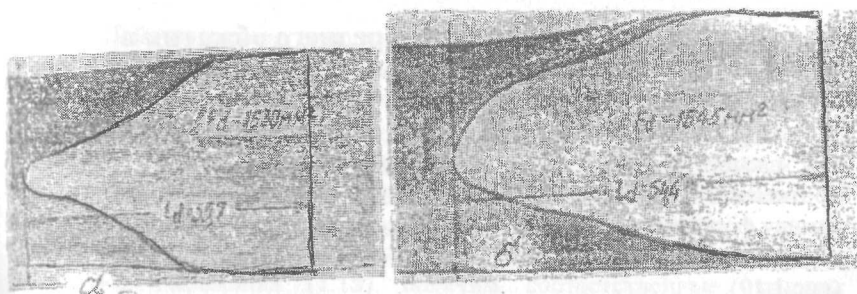


Рис. 1.18. Контактные площади при прокатке квадрата в ромбе (а) и ромба в квадрате (б). Калибры: а – пятый; б – четвертый

Таблица 1.2. Параметры прокатки в калибрах

№ калибра	Система заготовка калибр	R ₀ , мм	Параметры в мм								
			H	B	h	b	h _k	L _{д0}	F, мм ²	Δh	Δb ₀
1	Круг- овал	209,5	50,5	50,5	31,8	56,9	26,0	61,9	2795	18,7	6,3
2	-//-	214,5	37,6	37,6	22,3	47,6	16,0	59,2	2242	15,3	10,0
3	Овал- круг	207,5	56,8	31,7	37,6	37,7	30,0	65,5	1772	19,2	6,0
4	-//-	211,5	47,6	22,3	28,2	30,2	22,0	67,0	1208	19,4	7,9
6	-//-	215	39,7	16,9	22,3	22,3	15,0	61,7	849	17,4	5,4
5	Квадрат- овал	219	24,0	23,2	10,3	36,0	10,0	49,1	1554	13,7	12,8
2	Овал- квадрат	204	59,8	25,2	39,5	35,1	37,0	81,5	2260	19,8	9,9
2	Ромб- ромб	206,5	70,6	54,9	46,5	58,3	43,0	70,4	3150	24,1	3,4
3	-//-	209	58,3	46,5	40,7	52,5	40,0	69,4	2050	17,6	6,0
5	Квадрат- ромб	217	41,8	37,0	26,4	47,8	22,0	56,7	1630	15,4	10,8
4	Ромб- квадрат	211,5	56,2	34,2	37,0	41,8	33,0	56,4	1650	19,2	7,6

1.4. Методы определения среднего обжатия в калибрах простой формы

Кроме метода приведенной полосы (см. выражения (1.9)-(1.13) для расчета среднего обжатия в калибрах известен также метод соответственной полосы А.Ф. Головина, который предусматривает замену форм заготовки и калибра прямоугольниками с равновеликими площадями поперечных сечений и равными отношениями осей (рис.1.19).

$$q_0 = q_{oc}; \quad q = q_c; \quad H/B = H_c / B_c; \quad h/b = h_c/b_c,$$

где q_{oc} и q_c - площади прямоугольных (соответственных) заготовки и калибра; H_c и h_c - высота прямоугольных (соответственных) заготовки и калибра; B_c и b_c - ширина прямоугольной (соответственной) заготовки и калибра.

Высоту, ширину и обжатие соответственной полосы рассчитывают по выражениям:

$$H_c = \sqrt{q_0 / (B/H)}; \quad h_c = \sqrt{q / (b/h)}; \quad (1.18)$$

$$B_c = H_c \frac{B}{H}; \quad b_c = h_c \cdot (b/h); \quad \Delta h_c = H_c - h_c. \quad (1.19)$$

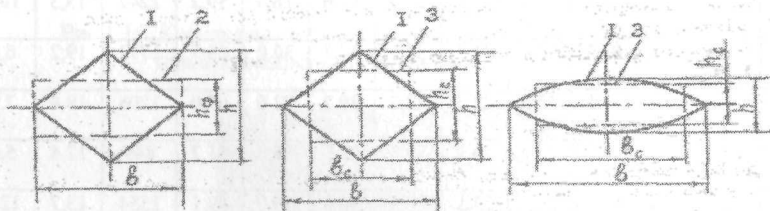


Рис.1.19. Формы сортовых профилей 1 (квадрат, овал), приведенной полосы 2 и соответственной полосы 3

Метод соответственной полосы, также как и метод приведенной полосы, не учитывает влияние уширения металла и, следовательно, дополнительного обжатия металла.

Наиболее объективную количественную оценку среднего абсолютного обжатия можно получить исходя из формы и размеров контактной поверхности формоизменения металла в калибре [12].

Действительно, при заданном диаметре валков длина дуги контакта в каждом продольном сечении горизонтальной проекции контактной поверхности обусловлена фактической величиной обжатия в данном сечении с учетом уширения металла. Определив размеры контактной поверхности графо-аналитическим методом или планиметрированием определяют средневзвешенное обжатие в калибре, соответствующее данной площади контакта, а также коэффициент формы k по выражению (1.16).

Из выражения (1.15) получим соответственные размеры контактной поверхности:

$$l_d = l_{d0} \cdot \sqrt{k}; \quad B_{cp} = b_{\phi} \cdot \sqrt{k}, \quad (1.20)$$

где l_d - средняя соответственная длина дуги контакта; B_{cp} - средняя (соответственная) ширина контактной поверхности ($B < B_{cp} < b$).

С учетом выражения (1.20) и известного выражения

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}}, \quad (1.21)$$

получим

$$\Delta h_{cp} = l_d^2 / R = k l_{d0}^2 / R, \quad (1.22)$$

где R - средний катающий радиус валков в калибре.

Рассчитанные таким образом величины среднего обжатия Δh_{cp} (в виде $n_k = \Delta h_{cp} / \Delta h$) и средней относительной ширины (B_{cp} / b_{ϕ}) представлены в табл. 1.3. В таблице 1.3 представлены также данные n_k и B_{cp} / b_{ϕ} , определенные по результатам исследований Г.Цоухара [13], которые соответствуют теоретическим данным.

Анализ показывает, что наибольшие различия между величинами средних обжатий по формуле (1.13) (метод приведенной полосы) и по формуле (1.22) (метод соответственной контактной поверхности) наблюдаются в тех случаях, когда коэффициент формы заготовки n_0 существенно отличается от коэффициента формы калибра n [овал-квадрат, круг-овал, квадрат-шестиугольник]. Так, для системы ромб-квадрат имеем $n_0 = n = 0,5$ и отношение $\Delta h_{cp} / \Delta h = 0,63$ (табл. 1.3), а для системы квадрат-овал из выражений (1.10) и (1.14) получим (табл. 1.3) - $\Delta h_{cp} / \Delta h = 1,04-1,25$. При прокатке квадратной заготовки в овальных калибрах коэффициент n_k зависит от параметра b/h ; при $b/h = 1,5$ - $n_k \approx 1,5$; при $b/h = 2,0$ - $n_k \approx 1,25$; при $b/h = 2,5$ - $n_k \approx 1,04$. При прокатке квадратной заготовки в шестиугольном калибре коэффициент n_k зависит от ширины площадки « m » (рис. 1.10): для $m/b = 0,5$ - $n_k = 0,98-1,04$; для $m/b = 0,32$ - $n_k = 1,08$.

Метод соответственной контактной поверхности действителен для расчета среднего обжатия при прокатке в калибрах любой формы.

Таблица 1.3. Параметры деформации в калибрах

Форма заготовки	Форма калибра	Расчет по формулам (1.20-1.22)		Расчет по данным [13]	
		η_k	B_{cp}/b_ϕ	η_k	B_{cp}/b_ϕ
Овал	Ребровой овал. (Круг)	0,65	0,81	0,64-0,7	0,84-0,87
Овал	Квадрат	0,62	0,81	0,6-0,66	0,77-0,84
Квадрат	Овал ($b/h \geq 2,0$)	1,04-1,25	-	1-1,2	-
Ромб (квадрат)	Квадрат (ромб)	0,63	0,83	0,58 - 0,67	0,78-0,86
Овал	Круг	0,65	0,81	0,64-0,7	0,78-0,86
Круг	Овал	0,71	0,86	0,7-0,75	0,84-0,87
Ребровой овал	Овал	0,78	0,93	-	-
Шестиугольник	Квадрат	0,84	0,91	-	-
Квадрат	Шестиугольник	0,98-1,08	-	-	-
Прямоугольник	Ребровой овал	1,1	0,98	-	-

1.5. Геометрические параметры деформации в фасонных калибрах

При расчете энергосиловых параметров прокатки в фасонных калибрах в первую очередь необходимо определить геометрические параметры деформации металла (среднее обжатие, среднюю длину дуги контакта по ширине раската, площадь контакта). Для расчета площади контакта в балочных двутавровых калибрах предложено несколько методов различного достоинства [14-17]. Поскольку расчет контактной поверхности металла с вальками по стенке профиля не представляет никаких сложностей, то основной задачей является определение фактической площади контакта с внутренними поверхностями открытых и закрытых фланцев и затем горизонтальной проекции этой площади. В работах [14,15] с определенными допущениями, контактные площади на внутренней поверхности

фланцев балки определены по конструкционным точкам встречи поверхностей профиля с валками на участках фланцев, величин обжатия и радиуса валков на стенке. Получены громоздкие расчетные выражения, которые не были подтверждены экспериментальными величинами контактных площадей.

А. А. Динник рекомендует определять контактную поверхность при прокатке в черновых балочных калибрах по формуле

$$F = (0,85 - 0,9) \cdot \left(\frac{B + b}{2} \right) \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}}, \quad (1.23)$$

а в чистовых и предчистовых калибрах по следующим формулам:
для стенки

$$F = b_{ст} \cdot \sqrt{R_{ст} \cdot \Delta h_{ст}}; \quad (1.24)$$

для фланцев (горизонтальная проекция)

$$2F_{фл} = 2b_{фл} \sqrt{R_p (t_0 - t_1)}, \quad (1.25)$$

где B и b - ширина балки до и после прокатки, соответственно;

R и Δh_{cp} - средние соответственно, радиус валков и абсолютное обжатие, определенное по методу соответственной полосы; $b_{ст}$ - ширина стенки балки; $R_{ст}$ и $\Delta h_{ст}$ - соответственно, радиус и обжатие по стенке калибра; $b_{фл}$ - горизонтальная проекция ширины обжимаемой части открытого фланца после прокатки; R_p - расчетный радиус по фланцам.

Метод [16] имеет ряд недостатков:

- в формуле (1.23) среднее абсолютное обжатие Δh_{cp} не учитывает особенностей деформации по ширине раската и долю обжатия по фланцам и стенке профиля и поэтому имеет завышенные значения. Введение в формулу (1.23) коэффициента (0,85-0,9) не гарантирует повышение точности для различных черновых калибров и размеров балки;

- отсутствует подтверждение справедливости определения длины дуги контакта с внутренней поверхностью фланца по выражению (1.25), не учитывается доленое участие площадей контакта по фланцам и стенке.

Хорошее совпадение опытных и расчетных усилий прокатки в балочных калибрах не может быть непосредственным подтверждением точности расчета контактной поверхности.

Рассмотрим метод расчета горизонтальной проекции внутренней контактной поверхности фланцев двутавровой балки

(рельса, швеллера) и общей эквивалентной контактной поверхности, основанный на определении вертикальных абсолютных обжатий фланцев. Это соответствует действительным условиям деформации при входе фланцев заготовки в калибр. При этом пренебрегаем уклоном наружных поверхностей фланцев, что компенсируется учетом влияния уширения и усреднением размеров верхнего и нижнего фланцев. Допущение справедливо, что подтверждается практически одинаковыми величинами контактных поверхностей со стороны верхнего и нижнего валков [17]. Различие в величинах контактных поверхностей на валках составляют 3-8%.

На рис.1.20 представлен калибр двутавровой балки, построенный по конструкционным точкам без учета радиусов закруглений, что вносит некоторые погрешности. Расчет средней длины дуги контакта по внутренним поверхностям фланцев выполняли по известной формуле

$$l_i = \sqrt{D_i \cdot \Delta h_i}, \quad (1.26)$$

где D_i - средний для двух валков диаметр; Δh_i - обжатие со стороны одного валка в i -ом сечении.

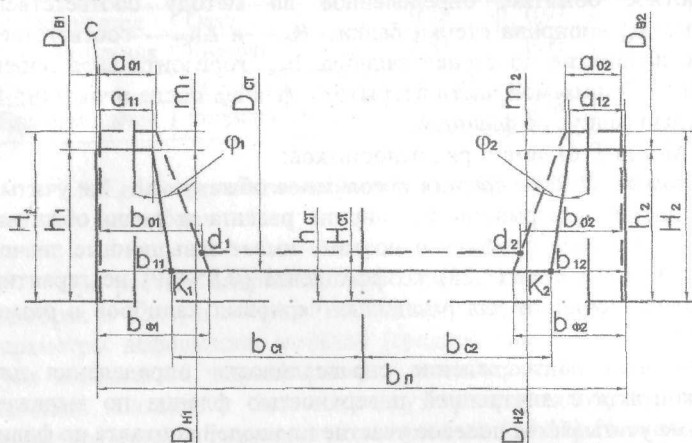


Рис.1.20. Контуры заготовки (пунктир) и калибра (сплошная линия) для прокатки двутавровой балки (открытые фланцы)

Для расчета длин l_i определяем величины обжатий в точках d_i , k_i , α_{0i} , α_{ci} , а ширину контакта раската с валками принимали равной

$(b_{\Pi}-2a_1)$ с учетом известных данных [17] об отсутствии контакта на вершинах α_1 . Среднюю длину дуги контакта металла с валком рассчитывали с учетом доли контакта с фланцами и стенкой. По расчетным величинам средней длины дуги контакта l_{cp} определяли полное среднее (эквивалентное) обжатие по формуле [12]

$$\Delta h_{cp} = l_{cp}^2 / R. \quad (1.27)$$

Ниже представлен алгоритм расчета параметров прокатки в балочных калибрах:

$$1. l_{CT} = \sqrt{D_{CT}(H_{CT} - h_{CT})}; \quad 2. \operatorname{tg} \varphi_3 = (b_o - a_o) / (H_1 - H_{CT});$$

$$3. b_{\phi} = a_o - c + (H_1 - h_{CT}) \cdot \operatorname{tg} \varphi_3; \quad 4. \Delta h_k = (b_{\phi} - b_1) / \operatorname{tg} \varphi_3;$$

$$5. D_k = D_{CT} - 2\Delta h_k; \quad 6. l_k = \sqrt{D_k \cdot \Delta h_k};$$

$$7. \operatorname{tg} \varphi_{\Pi} = (b_1 - a_1) / (h_1 - h_{CT});$$

$$8. m = H_1 - h_1;$$

$$9. \Delta h_a = m + (a_o - a_1) / \operatorname{tg} \varphi_{\Pi};$$

$$10. D_a = D_{CT} - (h_1 - h_{CT});$$

$$11. l_a = \sqrt{D_a \cdot \Delta h_a};$$

$$12. D_m \approx D_{CT} - (h_1 - h_{CT});$$

$$13. l_m = \sqrt{D_m \cdot m};$$

$$14. l_{cp} = \frac{k(b_{\phi} - a_1)}{b_{\Pi} - 2a_1} (l_{CT} + l_k + l_a + l_m) + \frac{(b_{\Pi} - 2b_{\phi}) \cdot l_{CT}}{b_{\Pi} - 2a_1};$$

$$15. F_p = l_{cp} (b_{\Pi} - 2a_1);$$

$$16. R_{cp} = 0,125 (D_{CT} + D_k + D_a + D_m);$$

$$17. \Delta h_{cp} = l_{cp}^2 / R,$$

где - $H_{ст}$ и $h_{ст}$ — толщина стенки, соответственно, заготовки и профиля; φ_3 и $\varphi_{п}$ — угол наклона внутренних поверхностей фланцев, соответственно, заготовки и калибра; b_0 и a_0 — ширина фланца заготовки, соответственно, у основания и вершины; b_1 и a_1 — тоже для фланца калибра; b_{ϕ} — условная ширина фланца заготовки в основании; $\Delta h_k, \Delta h_a, m$ — соответственно, величины обжатий со стороны одного вала в точках k, a_0, a_1 ; l_T, l_k, l_a, l_{cm} — длины дуг контакта в точках d, k, a_0, a_1 ; $b_{п}$ — ширина калибра; $D_{ст}, D_k, D_a, D_m$ — средние диаметры валков по стенке профиля и в точках k, a_0, a_1 ; l_{cp} — средняя (эквивалентная) длина дуги контакта; F_p — расчетная площадь контакта; R_{cp} — средний радиус валков; k — коэффициент, равный $k = 0,5$, если в расчете длины l_{cp} участвует в первом слагаемом четыре локальных длины контакта по фланцу; $k=0,67$ — для трех локальных длин дуг контакта; $k=1,0$ — для двух локальных дуг контакта; H_1 и h_1 — полувысоты фланцев заготовки и профиля.

По приведенным в алгоритме формулам (1)-(17) выполнили расчет контактных площадей для балочных калибров II-IX (балка №20) по данным работ [17,18]. В последних трех калибрах ширина a_0 вершин закрытых фланцев больше, чем ширина a входящей заготовки. В связи с этим величины обжатий Δh_k и Δh_a из формул (4), (9) алгоритма определяем только для открытых фланцев калибра, где $a_0 > a_1$, а полученные величины Δh_k и Δh_a распределяли на два вала, т. е.:

$$4.a. \Delta h_k = (b_{\phi} - b_1) / 2 \cdot \operatorname{tg} \varphi_3;$$

$$9.a. \Delta h_a = m + (a_0 - a_1) / \operatorname{tg} \varphi_{п}.$$

Кроме того, в последних трех калибрах учитывали упругое сплющивание валков [4]. В расчете для всех клеток приняли диаметр валков по стенке равным $D_{ст} = 760$ мм (валки стальные). При этом следует иметь ввиду, что размеры калибров из рис.1 работы [18] могли отличаться от опытных [17] в ту или иную сторону, что могло сказаться на точности расчета. В связи с этим точность расчета контактной площади в черновых калибрах II-VI несколько выше, чем в чистовых калибрах VII-IX (табл.1.4).

Определенное по соответственной контактной площади из формулы (1.22) [12] полное среднее абсолютное обжатие $\Delta h_{\text{ср}}$ позволяет рассчитать все необходимые геометрические и скоростные параметры очага деформации. Так, эквивалентная толщина полосы в калибре с учетом долевого участия фланцев и стенки может быть рассчитана из формулы (на ширине b_n)

$$h_{\text{эк}} = \frac{2h_1}{b_n} (a_1 + b_1) \left(1 + \frac{h_{\text{ср}}}{h_1} \cdot \frac{b_n - 2b_1}{a_1 + b_1} \right). \quad (1.28)$$

Поскольку фланцы раската участвуют в высотной деформации металла и имеет место влияние их на величину $\Delta h_{\text{ср}}$, то для расчета исходной толщины необходимо применять следующую зависимость

$$H_{\text{эк}} = h_{\text{эк}} + \Delta h_{\text{ср}}.$$

Полученные геометрические параметры позволяют рассчитать значения относительного обжатия, скорости деформации металла, напряжение текучести металла, нормальное контактное напряжение, усилие, крутящий момент и мощность прокатки.

Таким образом, предложен метод расчета геометрических параметров очага деформации в двутавровом балочном калибре, обеспечивающий совпадение с экспериментальными контактными площадями с точностью максимум до 13,3% в черновых калибрах. Точность расчета может быть повышена в случае использования опытных линейных параметров очагах деформации. Предложен метод расчета эквивалентных среднего абсолютного обжатия и средней толщины профиля после прокатки и до прокатки. Этот метод может быть применим для расчета контактной поверхности и средневзвешенного обжатия при прокатке в швеллерных и в рельсовых двухвалковых калибрах. Ниже приведен пример расчета параметров деформации двутавровой балки и при прокатке рельса Р-65 (рис.1.21)[17;18].

Пример расчета параметров очага деформации в балочном калибре V из работ[17;18](рис.1.20). Исходные параметры заготовки и калибра V: $B_0 = 187,5\text{мм}$, $H_0 = 73,75\text{мм}$, $H_{\text{ср}} = 7,75\text{мм}$, $b_0 = 29,35\text{мм}$, $a_0 = 10,5\text{мм}$, $b_n = 191,5\text{мм}$, $h_1 = 63\text{мм}$, $h_{\text{ср}} = 6\text{мм}$, $b_1 = 23\text{мм}$, $a_1 = 8,75\text{мм}$, $D_{\text{ср}} = 760\text{мм}$.

Таблица 1.4. Параметры очага деформации при прокатке балки №20

№ ка- либ- ра	Геометрические параметры, мм					Расчётные параметры			Опытные параметры [17]		
	$2h_1$	$2h_{ст}$	a_1	b_1	b_n	$l_{ср}$, мм	$\Delta h_{ср}$, мм	$F_{p,2}$, мм ²	$l_{ср}$, мм	$\Delta h_{ср}$, мм	$F_{p,2}$, мм ²
1	195	70	27	58	170	-	-	-	-	-	-
2	164,5	36,5	21,5	48,5	176,5	113	35	15000	107	31,2	14170
3	152	22	15	38	182,5	68,6	12,9	10300	76,8	16,2	11720
4	141,5	15,5	10,5	29,35	187,5	60,2	10	10100	60,2	9,8	10050
5	133,5	12	8,75	23	191,5	45,6	5,7	7950	43,4	5,15	7590
6	126,6	8,6	7,6	20,2	194	40,6	4,5	7080	34,1	3,18	6140
7	119	7,5	6,65	17,25	193,7	29,3	2,33	5100	32,1	2,8	5780
8	109,55	6,63	6,56	15,55	197,0	22,7	1,44	4220	26,5	1,92	4850
9	102	6,1	6,74	14,59	199,0	18,8	1,0	3500	22,0	1,4	4200

1. $l_{cr} = \sqrt{760 \cdot 1,75} = 36,5 \text{ мм};$
2. $\text{tg} \varphi_3 = (29,35 - 10,5) / (73,75 - 7,75) = 0,286;$
3. $b_{op} = 10,5 - 2 + (73,75 - 6) \cdot 0,286 = 27,7 \text{ мм};$
4. $\Delta h_k = (27,7 - 23) / 0,286 = 16,5 \text{ мм};$
5. $D_k = 760 - 33 = 727 \text{ мм};$
6. $l_{cr} = \sqrt{727 \cdot 16,5} = 109,8 \text{ мм};$
7. $\text{tg} \varphi_{II} = (23 - 8,75) / (66,75 - 6) = 0,226;$
8. $m = 73,75 - 66,75 = 7,0 \text{ мм};$
9. $\Delta h_a = 7,0 + (10,5 - 8,75) / 0,226 = 14,7;$
10. $D_a = 760 - 60,75 \approx 700 \text{ мм};$
11. $l_a = \sqrt{700 \cdot 14,7} = 101 \text{ мм};$
12. $D_m = 760 - 60,75 \approx 700 \text{ мм};$
13. $l_m = \sqrt{700 \cdot 7,0} = 70 \text{ мм};$
14.
$$l_{cp} = \frac{0,5(27,7 - 8,75)}{191,5 - 17,5} (36,5 + 109,8 + 101 + 70) +$$
$$+ \frac{(191,5 - 55,4) \cdot 36,5}{191,5 - 17,5} = 45,6 \text{ мм};$$
15. $F_p = 45,6 \cdot 174 = 7950 \text{ мм}^2;$

$$16. R_{cp} = 0,125(760+727+700+700)=362 \text{ мм};$$

$$17. \Delta h_{cp} = 45,6^2 / 362 = 5,7 \text{ мм}.$$

Пример расчета параметров деформации рельса Р-65 (рис.1.21).
Исходные данные для головки (мм): $B_0 = 173,7 \text{ мм}$, $H_0 = 41,8 \text{ мм}$, $H_{ct} = 13,95 \text{ мм}$, $b_0 = 52,05 \text{ мм}$, $a_0 = 40,9 \text{ мм}$, $b_n = 177,5 \text{ мм}$, $h_1 = 40,2 \text{ мм}$, $h_{ct} = 11,6 \text{ мм}$, $b_1 = 47,05 \text{ мм}$, $a_1 = 37,25 \text{ мм}$, $D_{ct} = 820 \text{ мм}$.

$$1. l_{ct} = \sqrt{820 \cdot 2,35} = 44,0 \text{ мм};$$

$$2. \operatorname{tg} \varphi_3 = (52,05 - 40,9) / (41,8 - 13,95) = 0,442;$$

$$3. b_{\phi} = 40,9 - 1,9 + (41,8 - 11,6) \cdot 0,442 = 52,3 \text{ мм};$$

$$4. \Delta h_k = (52,3 - 47,05) / 0,442 = 34,3 \text{ мм};$$

$$5. D_k = 820 - 74,6 = 745,4 \text{ мм};$$

$$6. l_k = \sqrt{745,4 \cdot 34,3} = 158 \text{ мм};$$

$$7. \operatorname{tg} \varphi_n = (47,05 - 37,25) / (40,2 - 11,6) = 0,343;$$

$$8. m = 41,8 - 40,2 = 1,6 \text{ мм};$$

$$9. \Delta h_a = 1,6 + (40,9 - 37,25) / 0,343 = 12,0 \text{ мм};$$

$$10. D_a = 820 - (40,2 - 11,6) = 791,4 \text{ мм};$$

$$11. l_a = \sqrt{791,4 \cdot 12} = 98 \text{ мм};$$

$$12. D_m = 820 - (40,2 - 11,6) = 791,4 \text{ мм};$$

$$13. l_m = \sqrt{791 \cdot 1,6} = 35,7 \text{ мм};$$

$$l_{cp} = \frac{0,5(52,3 - 37,25)}{177,5 - 74,5} (44 + 158 + 98 + 35,7) +$$

$$14. \quad + \frac{(177,5 - 104,6) \cdot 44}{177,5 - 74,5} = 55,8 \text{ мм},$$

$$15. F_p = 55,8 (177,5 - 74,5) / 2 = 2880 \text{ мм}^2$$

(для половины ширины калибра со стороны головки);

$$16. R_{cp} = 0,125(820 + 745,4 + 791,4 + 791,4) = 397 \text{ мм};$$

$$17. \Delta h_{cp} = 55,8^2 / 397 = 7,78 \text{ мм}.$$

Параметры деформаций рельса определяют аналогично расчету балки. Таким образом, получены средневзвешенные (эквивалентные) величины l_{cp} , Δh_{cp} , F_p , необходимые для расчета энергосиловых параметров прокатки.

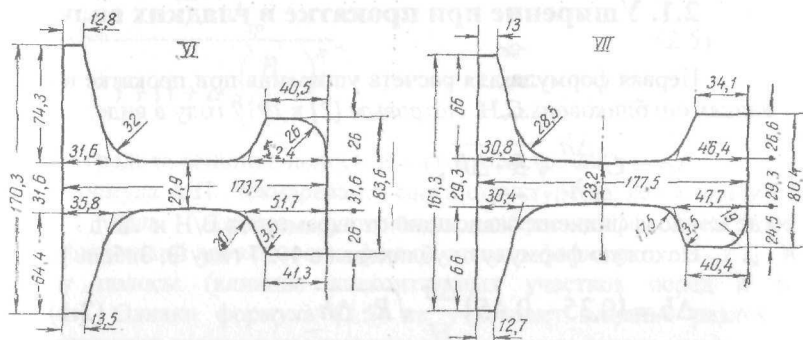


Рис. 1.21. Шестой и седьмой калибры при прокатке рельса Р-65 [6]

2. Уширение металла при прокатке

При прокатке высотная деформация вызывает смещение металла в продольном и поперечном направлениях. Соотношение между поперечной и высотной деформациями металла $k_y = \Delta b / \Delta h$ меньше единицы, т.е. металл полосы преимущественно перемещается в продольном направлении. При этом, чем больше это перемещение (меньше коэффициент k_y), тем эффективнее процесс продольной прокатки.

Уширение - нежелательное (отрицательное), но неизбежное явление. Величина уширения незначительна при прокатке тонких и широких полос и играет существенную роль при прокатке средних по толщине и высоких полос, в том числе и широких (блумы, слябы, толстые листы). Наличие уширения приводит к увеличению боковой обрезки при прокатке листового металла. Усложняет расчет формоизменения металла при проектировании калибровок валков - расчете размеров ширины калибров. Этим можно объяснить, что наибольший объем теоретических исследований посвящен именно поиску и разработке приемлемых зависимостей, дающих возможность предварительно рассчитать близкие к практическим величины уширения.

Принимая во внимание, что основные закономерности деформации металла в гладких и калиброванных валках подобны, рассмотрим некоторые зависимости для расчета уширения металла в гладких валках.

2.1. Уширение при прокатке в гладких валках

Первая формула для расчета уширения при прокатке в гладких валках опубликована С.Н. Петровым [2] в 1917 году в виде:

$$\Delta b = C \frac{\Delta h}{h} \sqrt{R \cdot \Delta h},$$

где C - коэффициент, зависящий от параметров B/H и $\Delta h/h$.

Похожую формулу опубликовал в 1927 году Э. Зибель [2]

$$\Delta b = (0,35 - 0,45) \frac{\Delta h}{H} \sqrt{R \cdot \Delta h}. \quad (2.1)$$

Формулы С.Н. Петрова и Э. Зибеля получены из соотношения между объемами, смещенными в продольном и поперечном направлениях очага деформации.

Недостатком этих формул является отсутствие влияния на уширение ширины полосы и неопределенность числового коэффициента относительно условий деформации металла.

Чекмарев А.П. предложил (1948г.) рассчитывать уширение исходя из смещенных объемов металла в продольном и поперечном направлениях с учетом закона наименьшего сопротивления течению металла

$$\ln \lambda / \ln \beta = B_{cp} / l_d, \quad (2.2)$$

где λ – коэффициент удлинения полосы; β – коэффициент уширения полосы в очаге деформации.

Влияние кривизны валков на уширение учтено выражением

$$\ln \lambda^1 / \ln \beta^1 = 1 + \alpha, \quad (2.3)$$

где α – угол контакта полосы с валками.

Наличие внешних (внеконтактных) зон полосы уменьшает поперечное течение металла и учитывается зависимостью

$$\ln \lambda^{11} / \ln \beta^{11} = (B_{cp} / l_d)^n, \quad (2.4)$$

где n – показатель степени: $n = 1$ при $B_{cp} / l_d \leq 1$; $n = 2$ при $B_{cp} / l_d > 1$. Так как: $\ln \lambda = \ln 1/\eta - \ln \beta$; $\ln 1/\eta = \Delta h / h_{cp}$; $\ln \beta = \Delta b / B_{cp}$, то после преобразований получена формула уширения А.П. Чекмарева

$$\Delta b = \frac{\Delta h \cdot \frac{B_{cp}}{h_{cp}}}{1 + (1 + \alpha) \left(\frac{B_{cp}}{l_d} \right)^n}, \quad (2.5)$$

где h_{cp} – средняя толщина полосы в очаге деформации.

Формула А.П. Чекмарева по своей структуре является одной из лучших: она хорошо учитывает смещенной объем по логарифмической зависимости, форму очага деформации B_{cp} / l_d и ширину полосы (влияние внеконтактных участков перед и за валками). Однако формула (2.5) не учитывает влияние различия коэффициентов трения в продольном и поперечном направлениях.

Б.П. Бахтинов [1] определяет уширение исходя из величин смещенных объемов металла общего и в поперечном направлении (1950 г.). В результате решения получены формулы расчета уширения для узкого и широкого очагов деформации, которые вследствие громоздкости не нашли применения в практике. После упрощения формула Б.П. Бахтинова имеет вид

$$\Delta b = 0,575 \frac{\Delta h}{H} \left(l_d - \frac{\Delta h}{2f} \right), \quad (2.6)$$

где f – коэффициент трения по закону Амонтона.

При $\Delta h = R\alpha^2$ и $l_d = R\alpha$ после преобразований получим

$$\Delta b = 0,575 \frac{\Delta h}{H} \cdot l_d \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right).$$

Или с учетом зависимости Эжелунда – Павлова будем иметь

$$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{H} \cdot l_d \cdot \frac{\gamma}{\alpha}, \quad (2.7)$$

где γ – угол критического сечения.

Формулы (2.6) и (2.7) не учитывают влияние ширины полосы и неравномерности деформации по высоте полосы, поэтому не обладают высокой точностью.

В работе А.И. Целикова [19] (1953 г.) предложен вывод формулы уширения при наличии в очаге деформации четырех зон: отставания, опережения и двух зон уширения. На границах этих зон внутренние напряжения продольные σ_x и поперечные σ_y равны между собой. Используя известные зависимости для определения этих напряжений автор получил следующее выражение

$$\Delta b = 0,5 \cdot C_b \cdot C_\sigma \left(l_d - \frac{\Delta h}{2f} \right) \cdot \ln \frac{H}{h}, \quad (2.8)$$

где C_b , C_σ – коэффициенты, учитывающие соответственно влияние ширины и напряжений натяжения.

Формула (2.8), как и формула (2.7), может быть представлена в виде

$$\Delta b = C_b \cdot C_\sigma \cdot l_d \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \ln \frac{H}{h},$$

Коэффициент C_b определяется по выражению А.И. Гришкова [19]

$$C_b = 4(1 - \varepsilon) \left(\frac{B}{l_d} - 0.15 \right) e^{1,5(0,15 - B/l_d)} + \varepsilon,$$

где ε – относительное обжатие.

Основным недостатком формулы (2.8) является принятое при ее выводе условие о равенстве коэффициентов трения в продольном и поперечном направлениях, что не соответствует действительности.

В работах [20-22] уширение металла при прокатке в гладких валках рассматривается исходя из условия действия закона

наименьшего сопротивления течению металла, которое выражается в виде:

$$\ln \lambda / \ln \beta = \sigma_2 / \sigma_3, \quad (2.9)$$

где σ_2 и σ_3 - подпирющие напряжения, действующие в поперечном и продольном направлениях очага деформации.

С достаточной для практики точностью имеем:

$$\sigma_2 = \frac{2Q}{l_d \cdot h_{cp}}; \quad \sigma_3 = 2(T_{x1} + T_{x2}) / B_{cp} \cdot h_{cp}, \quad (2.10)$$

где Q - сопротивление перемещению металла в поперечном направлении от сил трения; T_{x1} и T_{x2} - горизонтальные составляющие продольных контактных сил в зонах отставания и опережения.

С учетом известных зависимостей [19,22] получим:

$$\left. \begin{aligned} Q &= f_b \cdot p_{cp} \cdot B_{cp} \cdot l_{cp}; \\ T_{x1} &\approx f p_{cp} \cdot B_{cp} \cdot R(\alpha - \gamma) \cdot \cos[(\alpha - \gamma)/2]; \\ T_{x2} &\approx f p_{cp} \cdot B_{cp} \cdot R \cdot \gamma \cdot \cos \gamma / 2, \end{aligned} \right\} \quad (2.11)$$

где f_b - условный коэффициент, характеризующий сопротивление течения металла в поперечном направлении очага деформации.

После совместного решения уравнений (2.10), (2.11) и преобразований получим [широкий очаг деформации ($B_{cp}/l_d > 0,7-0,8$)]

$$\ln \lambda / \ln \beta = f_b \cdot B_{cp} / f \cdot l_d. \quad (2.12)$$

Имея в виду

$$\ln \lambda = \ln(1/\eta) - \ln \beta; \quad \ln(1/\eta) = \Delta h_{cp} / h_{cp}; \quad \ln \beta = \Delta b / B_{cp},$$

будем иметь

$$\Delta b = \frac{\Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + (f_b / f) (B_{cp} / l_d)}. \quad (2.13)$$

В отличие от рассмотренных формул выражение (2.13) учитывает влияние на уширение соотношения между условными коэффициентами трения в поперечном и продольном направлениях. Однако численное решение уравнения (2.13) затруднено вследствие отсутствия практических данных о коэффициенте трения f_b в поперечном направлении.

В связи с указанным, достоверные величины уширения при прокатке в гладких валках можно получить на основании обобщения

экспериментальных данных с использованием базовой формулы (2.13). Из выражения (2.13) имеем

$$C_{II} = \frac{1}{1 + (f_b/f) \cdot (B_{cp}/l_d)} = \frac{\Delta b \cdot h_{cp}}{B_{cp} \cdot \Delta h}. \quad (2.14)$$

Из выражения (2.14) следует, что правая его часть не что иное, как приближенное выражение логарифмического показателя уширения

$$\alpha = \ln \beta / \ln(1/\eta) \approx \frac{\Delta b \cdot h_{cp}}{B_{cp} \cdot \Delta h}. \quad (2.15)$$

На основании данных различных исследований (Ю.М. Чижигов, П.И. Полухин, Д.И. Старченко, И.Я. Тарновский, А.П. Чекмарев, Ю.С. Зыков и др.) получены зависимости:

$$\Delta b = \Phi(\Delta h, B_{cp}/h_{cp}, B_{cp}/l_d) \quad (2.16)$$

и

$$C_{II} = \Phi(B_{cp}/l_d),$$

которые представлены на рис. 2.1 и 2.2.

Как следует из рис. 2.1, уширение Δb линейно увеличивается в зависимости от параметра $m = \Delta h \cdot B_{cp}/l_d$. Это можно объяснить (при $B_{cp}/l_d = \text{const}$) увеличением смещаемого объема металла в очаге деформации и увеличением продольных подпирющих напряжений вследствие уменьшения толщины полосы. Коэффициент $C_{II} = \Phi(B_{cp}/l_d)$ изменяется по кривой с максимумом при $B_{cp}/l_d = 0,76$ и мало зависит от параметра m .

Зависимости на рис. 2.1 и 2.2 аппроксимируются выражениями [с учетом выражения (2.13) (при $B_{cp}/l_d \leq 3,0$)]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta b &= 0,53 \cdot C_{II} \cdot \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}; \\ C_{II} &= 0,24 + B_{cp} / l_d; \text{ при } B_{cp} / l_d \leq 0,76; \\ C_{II} &= e^{(0,9 - 1,2 B_{cp} / l_d)^{0,9}}; \text{ при } B_{cp} / l_d \geq 0,76. \end{aligned} \right\} \quad (2.17)$$

Ниже выполнено сравнение расчетных и опытных значений уширения металла [2,23,24]. Как следует из рис.2.3, расчет по формулам Э. Зибеля, А.П. Чекмарева, А.И. Целикова и автора показывает различный характер изменения отношения $\Delta b_i / \Delta b_{оп}$ в зависимости от параметра B_{cp}/l_d при всех остальных постоянных

параметрах деформации (Δb_i - абсолютное значение расчетного уширения; $\Delta b_{оп}$ - опытное уширение).

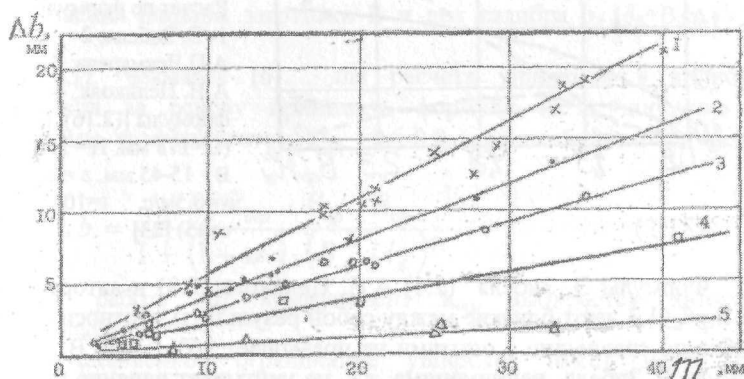


Рис.2.1. Изменение уширения в зависимости от параметра $m = \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}$ при B_{cp}/l_d : 1-0,75-0,85; 2-0,9-1,0; 3-1,05-1,25; 4-1,4-1,75; 5-2-3

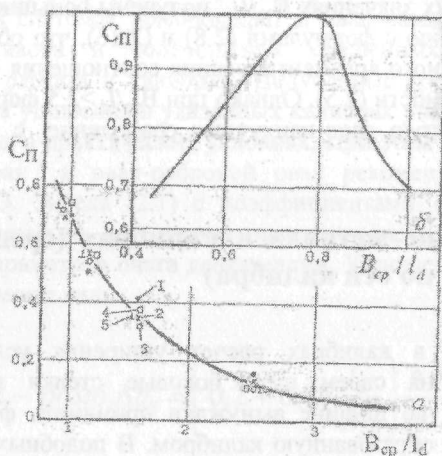


Рис.2.2. Изменение коэффициента $C_{п}$ влияния ширины полосы (B_{cp}/l_d) при различных параметрах m : 1-5; 2-10; 3-20; 4-30; 5-40

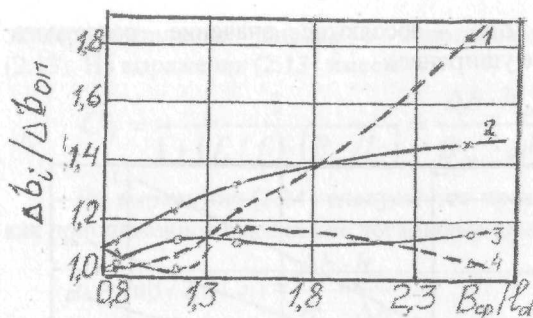


Рис.2.3. Изменение отношения расчетного и опытного уширения. Расчет по формулам : 1- Э. Зибеля; 2- А.П.Чекмарева; 3- А.И. Целикова; 4- автора формулы [(2.16), (2.17)]. ($D=178$ мм, $H=15,0$ мм, $B=15-45$ мм, $\varepsilon=0,235$, $v=0,5$ м/с, $t=1050^{\circ}\text{C}$, ст45) [23]

Формулы Э. Зибеля (2.1) А.И. Целикова (2.8) и автора (2.16) при $B_{cp}/l_d \leq 1,3$ дают близкие между собой результаты, а относительная ошибка по сравнению с опытами не превышает 16%. При $B_{cp}/l_d > 1,3$ формула Э. Зибеля неприменима, т.к. не учитывает влияние ширины полосы. Формулы А.И. Целикова и автора позволяют получить расчетные величины уширения не отличающиеся от опытных при $B_{cp}/l_d \leq 2,54$ более, чем на 16-18%. Из рис. 2.3 также следует, что по формуле (2.5) при всех значениях B_{cp}/l_d получены большие значения $\Delta b_i/\Delta b_{оп}$ по сравнению с формулами (2.8) и (2.16), что обусловлено отсутствием достаточного аргументирования соотношения $(B_{cp}/l_d)^n$ в предложенной зависимости (2.5). Однако при $B_{cp}/l_d > 2,5$ формула А.П. Чекмарева (2.5) зачастую дает наилучшее совпадение с опытными данными уширения.

2.2. Уширение металла в калибрах (среднее по высоте и по оси калибра)

При прокатке в калибрах расчет уширения усложняется. Металл, встречая на своем пути боковые стенки калибра с переменным зазором по ширине вынужден принимать формулу (в поперечном сечении) образованную калибром. В подобных условиях деформации профиль имеет ограниченное уширение. Например, в ящичном калибре (рис.1.1) горизонтальная (подпирающая) сила от наклонных стенок нарушает естественное течение металла, ограничивает уширение и увеличивает продольную вытяжку металла, повышая эффективность процесса прокатки. Полученное в этом

случае уширение несколько меньше свободного в гладких валках. Наибольшее ограничение получают участки раската, которые находятся у дна калибра, а среднее по высоте раската участки имеют свободное уширение. Степень ограничения уширения зависит от соотношения ширины заготовки B и дна калибра b_d ($\delta_0 = B/b_d \approx 0,95-1,01$).

А.П. Чекмарев [6] для расчета уширения в калибрах предложил за основу принимать формулу (2.5), дополнив ее некоторым коэффициентом $k_{огр} = 0,6-0,8$ (при свободном уширении $k_{огр} = 1$)

$$\Delta b = \frac{\Delta h \cdot k_{огр} \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + (1 + \alpha) \cdot (B_{cp} / l_d)^n}, \quad (2.18)$$

В работе [6] коэффициент $k_{огр}$ выбирается авторами произвольно.

Существенное ограничение уширения имеет место при прокатке полос в иных калибрах простой формы, что также объясняется сдерживающими поперечное течение металла боковыми наклонными стенками калибра.

М.С. Мутьев рассматривает условия течения металла при прокатке в системах ромб-квадрат и овал-квадрат используя метод А.И. Целикова и соотношения смещенных и внеконтактных площадей раската в калибрах. Полученные громоздкие выражения для расчета уширения в указанных калибрах упрощены для удобства применения в практических условиях. При этом для калибров систем овал-квадрат и овал-ребровой овал рекомендуется использовать формулу Э. Зибеля (2.1) с коэффициентами «С», определенными экспериментально для рассматриваемых калибров и применением средних параметров очага деформации. Упрощенные формулы М.С. Мутьева имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \text{Квадрат} - \text{ромб} \cdot \Delta b_0 &= \left(0,2 + 0,08 \frac{l_d}{B_{cp}} \right) \frac{b}{H} \cdot \Delta h; \\ \text{Ромб} - \text{квадрат} \cdot \Delta b_0 &= \left(0,2 + 0,12 \frac{l_d}{B_{cp}} \right) \frac{b}{H} \cdot \Delta h; \end{aligned} \right\} \quad (2.19)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Овал - квадрат} \\ \text{Овал - ребровой} \\ \text{Овал - круг} \end{array} \right\} \Delta b_0 = C \frac{\Delta h_{cp}}{H_{cp}} \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}}, \quad (2.20)$$

где Δb_0 – уширение по оси калибра; H и Δh – линейные размеры заготовки и обжатие по оси калибра; H_{cp} и Δh_{cp} – средние высота заготовки и обжатие, определенные методом приведенной полосы (см.гл.1); C – коэффициент равный: квадрат-овал – $C=0,4$; овал-квадрат – $C=0,3-0,35$; ребровой овал (круг)-овал – $C=0,45-0,5$; овал-ребровой овал (круг) – $C=0,25-0,3$.

Также как и в работах [2,3] авторы [10,25] считают, что мерой величины уширения в калибре является объем (площадь), смещенный в поперечном направлении

$$C_y = \Delta F_y / \Delta F,$$

где ΔF_y – площадь металла в калибре, смещенная в уширение; ΔF – полная смещенная площадь при прокатке в калибре.

Коэффициент C_y в работе [25] определен на основании экспериментальных исследований в калибрах различных видов. Полученные зависимости аппроксимированы функциями вида (прокатка квадратной полосы в овальном калибре)

$$C_y = \frac{1}{1 + \frac{AH}{4 \cdot H + D_0} \cdot \frac{H(H + \Delta h)}{\Delta h \cdot h} \left[1 + 12,5 \cdot A \left(\frac{\Delta h}{R_{обр}} \right)^3 \right]}, \quad (2.21)$$

где H – высота заготовки (сторона квадрата); h – высота овала по оси; Δh – абсолютное обжатие ($\Delta h = H - h$); D_0 – диаметр вала по вершине калибра; $R_{обр}$ – радиус образующей овального калибра; A – коэффициент, который учитывает влияние на уширение материала полосы, температуры прокатки, условий трения и др. факторов (определяется экспериментально).

Параметр C_y показывает смещенную в уширение площадь металла, но для определения величины линейного уширения по оси калибра и размеров калибра автор [25] предлагает специальные зависимости. Недостатком выражения (2.21) является использование для его вывода экспериментальных данных ΔF_y и A , действительных в принятых условиях исследований или близким к ним.

Авторы [10] экспериментально установили, что закономерности течения металла в характерных зонах очага деформации различны и обусловлены формой калибров и размерами зон. Авторы исследовали деформацию металла в системах калибров: ромб-квадрат и овал-квадрат. С учетом исследований для расчета уширения в калибрах авторы [10] предлагают использовать формулу Э. Зибеля с вводом в нее специального коэффициента, учитывающего особенности деформации в калибрах (уширение по оси калибра)

$$\Delta b_0 = \theta \frac{\Delta h}{H} \sqrt{R \cdot \Delta h}; \quad (2.22)$$

$$\theta = 0,57 \frac{l_\mu}{l_d} + 0,08 \frac{l_{оп}}{l_d} + 0,414 \frac{l_n}{l_d}, \quad (2.23)$$

где l_μ , l_n , $l_{оп}$ - длина характерных участков уширения металла (определяется экспериментально); H и Δh - параметры по оси калибра.

Формула (2.22) может быть использована при $B_{ср}/l_d = 0,75-1,0$ и наличии значений коэффициента θ . В работе [10] величины коэффициента θ даны лишь для систем квадрат-ромб, шестиугольник-квадрат, восьмигранник-квадрат; слишком громоздкая методика расчета линейных размеров калибров.

В.И. Зюзин и А.М. Кривенцов [26] предлагают применять для расчета уширения в простых калибрах следующие зависимости:

$$\left. \begin{aligned} \Delta b_0 &= C_0 \cdot k_\phi \cdot l_d (1 - \sqrt{1 - \varepsilon}) (1 - \alpha^2 / 4 f^2) \\ C_0 &= 5,97(1 - \varepsilon) \frac{\frac{B}{b_{ок}} - 0,3}{e^{1,43 B / b_{ок}}} + \varepsilon; \\ b_{ок} &= l_d (\sqrt{1 - \varepsilon}) (1 - \alpha^2 / 4 f^2) \end{aligned} \right\} \quad (2.24)$$

где C_0 - коэффициент учитывающий влияние ширины полосы; ε - относительное обжатие; f - коэффициент трения; k_ϕ - коэффициент, учитывающий ограничение уширения в калибрах:

гладкая бочка - 1,0;

овал-квадрат (квадрат-овал) - 0,7-0,74;

квадрат-ромб (ромб-квадрат) - 0,75-0,80;

овал-круг (круг-овал) - 0,78-0,82;

овал-ребровой овал - 0,82;

ромб-ромб - 0,85;

ребровой овал - овал - 1,2.

В формулу (2.24) в качестве одной из основных составляющих входит коэффициент трения f и роль его в расчетах уширения оказывается завышенной. Кроме того, поскольку

$$\frac{\alpha}{2f} = 1 - \frac{2\gamma}{\alpha},$$

то, следовательно, формула (2.24) пригодна для расчета уширения в условиях равномерной деформации полосы по высоте, то есть при $l_d / h_{cp} > 3-3,5$ (γ - угол критического сечения в очаге деформации).

Наряду с указанными предложены формулы для расчета уширения в калибрах, полученные методом математической и статистической обработки действующих калибровок валков [7,27]. В.К. Смирновым и др. предложена следующая регрессионная модель расчета коэффициента уширения по оси калибра

$$\beta_0 = \frac{b}{B} = 1 + C_0 \left(\frac{H}{h} - 1 \right)^{C_1} \cdot \left(\frac{D}{h} - 1 \right)^{C_2} \left(\frac{H}{B} \right)^{C_3} \cdot a_k^{C_4} \cdot \delta^{C_5} \cdot \psi^{C_6} \cdot \varphi^{C_7}$$
$$\Delta b_0 = B(\beta_0 - 1), \quad (2.25)$$

где D - средний катающий диаметр валков; $a_k = b/h$; δ - степень заполнения предыдущего калибра; ψ - показатель трения; $\varphi = \tan \varphi$; C_1-C_7 - коэффициенты (коэффициент $C_7=0,362$ при прокатке в ящичных калибрах, для других калибров $C_7=0$).

В.С. Берковским предложено регрессионное уравнение, которое, как утверждает автор, дает близкие к опытным величины уширения

$$\beta_0 = \frac{b}{B} = 0,9 \left(\frac{H}{h} \right)^{0,15} \cdot \left(\frac{H}{D} \right)^{-0,06} \cdot \left(\frac{v_0}{v_k} \right)^{0,59} \cdot \psi^{0,12} \cdot \varphi^{0,07}; \quad (2.26)$$

$$\Delta b_0 = B(\beta_0 - 1); \quad v_i = \frac{q_i}{h_i b_i}; \quad \psi = \frac{b}{B}; \quad \lambda = \frac{H}{B},$$

где v_0 и v_k - коэффициенты формы заготовки и калибра; ψ - простор на уширения; λ - отношение осевых размеров заготовки.

где q_i — площадь сечения заготовки или полосы в калибре.

Выражение для расчета уширения в калибре может быть получено на основе приведенных выше условий (2.9)-(2.13) с учетом действия наклонных стенок калибра (рис. 2.4).

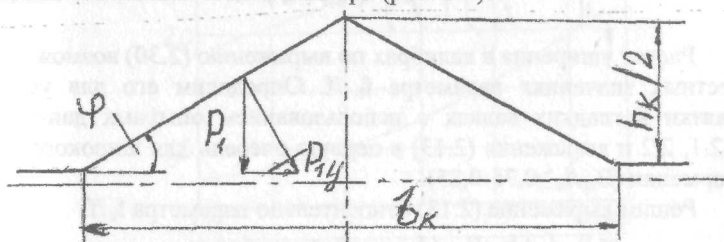


Рис. 2.4. Схема ромбического калибра

Для калибров с вогнутой формой (квадрат, ромб, овал, круг, ребровой овал, шестиугольник, и т.п.) уравнения (2.10) получают вид:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_2 &= 2(Q + 2P_{1y} \cdot \operatorname{tg} \varphi) / (l_d \cdot h_{cp}) \\ \sigma_3 &= 2(T_{x1} + T_{x2}) / B_{cp} \cdot h_{cp}, \end{aligned} \right\} \quad (2.27)$$

где φ — угол наклона стенки калибра к горизонту; P_{1y} — усилие действующее от стенок калибра.

Усилие P_{1y} отражает подпирание противодействие наклонных стенок калибра поперечному течению металла. Усилие P_{1y} равно

$$2P_{1y} = P \cdot \operatorname{tg} \varphi = p_{cp} \cdot B_{cp} \cdot l_d \cdot \operatorname{tg} \varphi, \quad (2.28)$$

где p_{cp} — среднее нормальное контактное напряжение в очаге деформации.

Решая совместно выражения (2.9), (2.11), (2.27), (2.28) и (2.12) получим:

$$\Delta b = \frac{\Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + \left(\frac{f_b + \operatorname{tg} \varphi}{f} \right) (B_{cp} / l_d)} \quad (2.29)$$

или

$$\Delta b = \frac{\Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + \left(1 + \frac{tg \varphi}{f_b}\right) \cdot \left(\frac{f_b}{f}\right) \cdot (B_{cp} / l_d)} \quad (2.30)$$

Расчет уширения в калибрах по выражению (2.30) возможен при известных значениях параметра f_b / f . Определим его для условий прокатки в гладких валках с использованием опытных данных по рис.2.1, 2.2 и выражения (2.13) в первую очередь для широкого очага деформации ($B_{cp}/l_d \geq 0,75-0,85$).

Решим выражение (2.13) относительно параметра f_b / f :

$$C_f = \frac{f_b}{f} = \left(\frac{\Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}}{\Delta b_{оп}} - 1 \right) \frac{l_d}{B_{cp}} \quad (2.31)$$

Используя выражения (2.31), совместно с опытными данными $\Delta b_{оп}$ из рис.2.1, определены величины $C_f = f_b / f$ в зависимости от B_{cp}/l_d при прокатке в гладких валках (рис.2.5). Как следует из рис.2.5, увеличение параметра B_{cp}/l_d вызывает увеличение f_b/f благодаря повышению сопротивления течению металла в поперечном направлении. При небольших значениях $B_{cp}/l_d = (0,8-1,15)$ отношение f_b / f практически постоянно, что свидетельствует о пропорциональности изменения параметров B_{cp}/l_d и $\Delta b_{оп}$. При $B_{cp}/l_d \geq 1,15$ наблюдается повышение значений f_b / f по линейной зависимости что, очевидно, обусловлено одновременным увеличением коэффициента трения f_b в поперечном направлении и ширины полосы.

Как следует из рис.2.5, для широкого очага деформации ($B_{cp}/l_d \geq 0,75-0,85$) коэффициент C_f изменяется в пределах до ≈ 3 , что обуславливает существенное снижение уширения.

Для узкого очага деформации (рис.2.2) ($B_{cp}/l_d < 0,75-0,85$) и направление действий напряжений σ_2 и σ_3 изменяется. В этом случае минимальное напряжение действует в поперечном направлении (по ширине очага деформации), а среднее в продольном направлении (по длине очага деформации). Тогда, с учетом выражений (2.9), (2.13) и (2.31), получим ($B_{cp}/l_d \leq 0,75-0,85$)

$$C_f = \frac{f_b}{f} = \left(\frac{\Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}}{\Delta b_{оп}} - 1 \right) \frac{B_{cp}}{l_d} \quad (2.32)$$

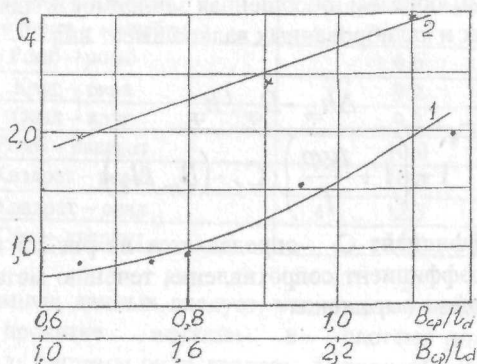


Рис.2.5. Изменение коэффициента $C_f = f_b/f$ при различных B_{cp}/l_d : 1-0,6-1,15; 2-1,15-2,5.

Из выражения (2.32) и рис.2.1, 2.2, а также принимая во внимание данные рис.2.5, получаем влияние B_{cp}/l_d на коэффициент C_f (табл.2.2).

Таблица 2.2. Значения коэффициента C_f при $B_{cp}/l_d = 0,5 - 1,15$

B_{cp}/l_d	0,5-0,7	0,75	0,8	0,95	1,15
C_f	0,75	0,8	0,87	1,52	1,95

Данные табл.2.2 аппроксимированы выражением ($B_{cp}/l_d = 0,5 - 1,15$)

$$C_f = 0,6 + 2,8(B_{cp}/l_d - 0,6)^{1,2}. \quad (2.33, a)$$

Зависимость на рис.2.5 аппроксимирована следующим выражением ($B_{cp}/l_d \geq 1,15$)

$$C_f = 1,06 + 0,77 B_{cp}/l_d. \quad (2.33, b)$$

Таким образом, обобщенная зависимость для расчета уширения для гладких и калиброванных валков имеет вид

$$\Delta b = \frac{\Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + \left(1 + \frac{tg \varphi}{f_b}\right) \cdot C_f \cdot (B_{cp} / l_d)} \quad (2.34)$$

Коэффициент C_f определяется из рис.2.5 или из выражения (2.33), а коэффициент сопротивления течению металла в поперечном направлении из выражения

$$f_b = f \cdot C_f, \quad (2.35)$$

где f – коэффициент трения в продольном направлении.

Из формулы (2.34) следует, что увеличение угла φ наклона стенки калибра и уменьшение параметра C_f за счет увеличения коэффициента трения f по длине очага деформации приводит к увеличению уширения металла. Это соответствует современным представлениям. Достоинством формулы (2.34) является непосредственный учет влияния формы калибра на среднее уширение металла.

Выражение (2.34) дает среднее значение уширения по высоте полосы. Определение уширения по оси калибра с учетом его формы дано ниже. При $\varphi = 0$ (гладкие валки) формула пригодна для расчета уширения в гладких валках

$$\Delta b = \frac{\Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp}}{1 + C_f \cdot (B_{cp} / l_d)} \quad (2.36)$$

Формулы (2.36) и (2.16) дают практически одинаковые расчетные величины среднего уширения при прокатке в гладких валках.

Анализ опытных данных по прокатке металла в различных системах калибров показывает, что величина уширения по оси калибра Δb_0 практически линейно возрастает с увеличением параметра « m ». При $m = \text{const}$ величина уширения обусловлена формой заготовки и калибра. Так, при $m = 15 \text{ мм}$ величина уширения Δb_0 в различных системах калибров имеет следующее значение [28,29,31]:

Система калибров (заготовка – калибр)	Уширение Δb_0 (мм)
Ромб – ромб	6,6
Круг – овал	9,2
Овал – круг	9,2
Ромб – квадрат	10,0
Квадрат – ромб	10,0
Квадрат – овал	12,3
Овал – квадрат	15,8

Из приведенных данных следует, что минимальное уширение соответствует прокатке металла в системе ромб–ромб, а максимальное – для системы овал–квадрат. Аппроксимация опытных величин Δb_0 работы [13] позволяет предложить регрессионные модели для расчета уширения Δb_0 при прокатке в различных системах калибров [29] (температура прокатки $t \approx 1250-1040^\circ\text{C}$), диаметр валков $D=279-456\text{мм}$, скорость валков $v \approx 1,5\text{м/с}$, $B_{\text{ср}}/l_d \leq 3,0$.

Линейные зависимости (2.37) могут быть применены для расчета Δb_0 и для случаев когда $m > 20$.

При расчете параметра « m » величины $\Delta h_{\text{ср}}$, $B_{\text{ср}}$, $h_{\text{ср}}$ определяют методом соответственной контактной поверхности (см. п. 1.4):

$$\begin{aligned}
 &\left. \begin{array}{l} \text{Квадрат – ромб } (m \leq 20) \\ \text{Ромб – квадрат } (m \leq 20) \end{array} \right\} \Delta b_0 = 0,52 C_{\text{п}} C_{\text{м}} (3,85 + m), \\
 &\begin{array}{ll} \text{Ромб – ромб } (m \leq 20) & \Delta b_0 = 0,37 C_{\text{п}} C_{\text{м}} (4 + m) \\ \text{Овал – квадрат } (m \leq 20) & \Delta b_0 = 0,8 C_{\text{п}} C_{\text{м}} (4,25 + m) \\ \text{Квадрат – овал } (m \leq 40) & \Delta b_0 = 25 C_{\text{п}} C_{\text{м}} [1 - (1 - 0,02 m)^2], \end{array} \quad (2.37) \\
 &\left. \begin{array}{l} \text{Круг – овал } (m \leq 25) \\ \text{Овал – круг } (m \leq 25) \\ \text{Овал – ребровой овал } (m \leq 25) \end{array} \right\} \Delta b_0 = 0,31 C_{\text{п}} C_{\text{м}} (15,3 + m).
 \end{aligned}$$

2.3. Влияние коэффициента трения на уширение

Некоторые исследователи полагают, что влиянием коэффициента трения на уширение можно пренебречь. В других же исследованиях отмечается, что влияние коэффициента трения существенно и подтверждается специальными экспериментами. В пользу влияния коэффициента трения на уширение приводится

известный из практики факт об увеличении уширения при снижении температуры металла на концевых участках прокатываемых сортовых профилей (коэффициент трения возрастает с уменьшением температуры металла [33]).

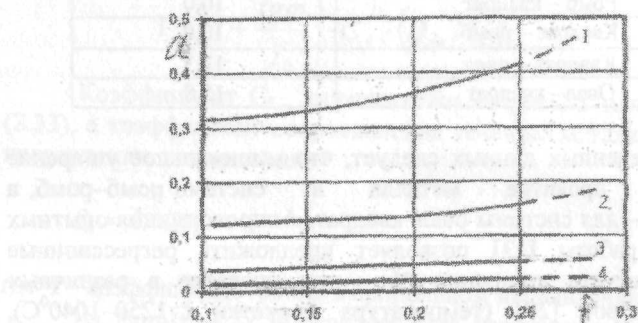


Рис.2.6. Влияние коэффициента трения f на логарифмический показатель (а) уширения при V_{cp}/l_0 : 1-0,65; 2-1,4; 3-2,6; 4-6,7. Диаметр валков $D=185$ мм, $H=5$ мм, $B=8-88$ мм, $\Delta h=2$ мм, свинец

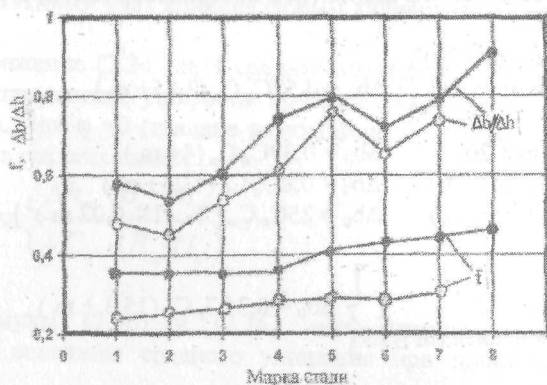


Рис.2.7. Изменение коэффициента трения f и показателя уширения $\Delta b/\Delta h$ для сталей: 1- ШХ15; 2- 45Г17ЮЗ; 3- Ст.3; 4- Х18Н9Т; 5- ЭИ654; 6- Х17; 7- 1Х17Н2; 8- X25T. $D=200$ мм, $H=16$ мм, $B=16$ мм, $\varepsilon=15\%$, $t=1150^\circ\text{C}$, $v=0,3$ м/с. Смазка: —●— эмульсия Э-2(Б); —○— эмульсия ПХМ

Ниже представлены экспериментальные данные, которые являются дополнительным подтверждением влияния коэффициента трения на величину уширения металла [22,34]. Данные рис.2.6 получены при прокате свинцовых полос на сухих валках, смазанных маслом и натертых металлом, а данные на рис.2.7 получены при горячей прокатке образцов из стали с различными технологическими смазками. Как следует из рис.2.6, при всех значениях V_{cp}/l_d логарифмический показатель уширения «а» увеличивается с повышением коэффициента трения. Однако наибольшее влияние коэффициента трения имеет место при прокатке полос с узким очагом деформации ($V_{cp}/l_d=0,65$) (кривая 1). В этих условиях при увеличении коэффициента трения в 2,5 раза (с $f=0,1$ до $f=0,25$) показатель уширения «а» возрастает на ~31%. При прокатке полос с $V_{cp}/l_d \geq 2,6$ влияние коэффициента трения на уширение практически отсутствует, поскольку возрастает влияние поперечных контактных касательных напряжений. Эти данные свидетельствуют о необходимости учета влияния коэффициента трения при прокатке полос с $V_{cp}/l_d \leq 2$.

Таблица 2.3. Коэффициент C_m для различных марок сталей. Образцы без покрытия

Марка стали	C_m	Марка стали	C_m
Ст. 3	1,0	У10	1,06
Жаропрочная ферритная	1,27	Ст.45	1,0
Жаропрочная аустенитная	1,05	45Г17ЮЗ	0,81
Автоматная	0,98	X18H9T	1,15
ШХ – 15	0,96	X17	1,2
ЭИ – 274	1,0	1X18H2	1,42
38ХМЮА	0,95	1X18H12ТЮ	1,47
38ХС	1,07	X25T	1,53
РФ1	1,02		
40ХСА	1,0		

При горячей прокатке стальных полос с $V_{cp}/l_d \approx 0,78$ (рис.2.7) также заметно влияние коэффициента трения на уширение ($\Delta b/\Delta h$), для всех исследованных марок сталей. Так, для стали марки ст.3 увеличение коэффициента трения в 1,34 раза увеличивает показатель уширения $\Delta b/\Delta h$ на 11%. Из данных рис.2.7 также следует, что с

увеличением коэффициента трения от марки стали №1 (ШХ-15) до марки стали №8 (Х25Т) в ~1,3 раза показатель уширения $\Delta b/\Delta h$ возрастает в 1,6 раза, т.е. в большей степени, чем изменение коэффициента трения. Этот результат, очевидно обусловлен влиянием на поперечное течение металла некоторых дополнительных факторов.

И.Я. Тарновский [2] утверждает, что основным фактором, обуславливающим изменение уширения для разных марок сталей является коэффициент трения. Из данных работы [2] также следует что и сам химический состав стали оказывает влияние на уширение (табл.2.3). В табл.2.3 степень влияния химсостава на уширение оценивается коэффициентом C_m по сравнению с уширением образцов из стали марки Ст.3. В табл.2.3 приведены также данные из рис.2.7 [22].

Коэффициент C_m равен отношению величины уширения i – ой марки стали к величине уширения для стали марки Ст.3. Поскольку в настоящее время не установлено четкой связи между химсоставом стали и уширением, то коэффициент C_m приближенно дает возможность учесть влияние рассматриваемого фактора на величину уширения.

Приведенные экспериментальные данные подтверждают теоретические зависимости (2.6), (2.8) и (2.34), в которых коэффициент трения входит одной из составляющих, определяющих величину уширения. В указанных формулах повышение коэффициента трения способствует увеличению уширения не только в гладких валках, но и в калибрах [формула (2.34)].

Используя формулу (2.34) получены зависимости, представленные на рис.2.8, из которого следует что с увеличением коэффициента трения величина уширения возрастает по параболической зависимости ($z = \Delta b_i / \Delta b_{0,3}$) где $\Delta b_{0,3}$ и Δb_i - уширение по оси калибра при $f=0,3$ и $f \neq 0,3$ соответственно). Более интенсивно уширение возрастает при прокатке квадратных профилей (из ромбической заготовки) со стороной $C=20-90$ мм, и в меньшей – для квадратной заготовки со стороной $C=120$ мм. В большей степени уширение возрастает при $f < 0,3$. Эти данные свидетельствуют о том, что при прокатке раскатов с высокими температурами и скоростями, когда коэффициент трения может быть меньше $f < 0,3$, уширение следует рассчитывать с учетом величин коэффициента трения. Таким образом, для получения достоверных значений уширения необходимо предварительно рассчитывать коэффициент трения.

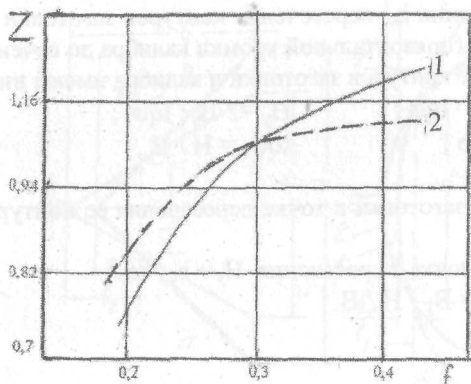


Рис.2.8. Влияние коэффициента трения f на изменение уширения по оси калибра. Сторона квадратного калибра (мм) : 1-20-90; 2-120

2.4. Расчет размеров калибров по среднему уширению

Выше приведены формулы для расчета среднего уширения Δb по высоте полосы при прокатке в гладких валках и в калибрах вытяжных систем. Уширение Δb_0 по оси калибра простой формы при полном заполнении его определяется величиной площади q_{Π} пространства на уширение, на что было обращено внимание ранее [30,31]. Линейное уширение по оси калибра будет больше, чем среднее ($\Delta b_0 > \Delta b$), так как высота зазора между валками по его ширине уменьшается к зазору. Таким образом, смещенная в результате поперечного течения полосы, площадь $q_{см}$ металла должна быть в идеальном случае равна (или несколько меньше) площади q_{Π} пространства калибра на уширения. Площадь q_{Π} пространства на уширение обусловлена формами поперечного сечения заготовки и калибра. Определим величины q_{Π} для калибров системы ромб-квадрат исходя из геометрических параметров заготовки и калибра (рис.2.9) [31].

При анализе этой системы допускаем отсутствие закруглений ребер, а простор на уширение по оси калибра равен (рис.2.9)

$$\Delta b_{\Pi} = 2 (b_y - B_y), \quad (2.38)$$

где B_y — расстояние от горизонтальной кромки заготовки до вертикальной линии h_y пересечения контуров заготовки и калибра; b_y — расстояние от горизонтальной кромки калибра до сечения h_y .

Уравнение контуров заготовки и калибра имеют вид (рис.2.9,а):

$$\begin{aligned} h_y &= 2 b_y \cdot \tan \varphi; & H_y &= 2 B_y \cdot \tan \varphi_1; \\ \tan \varphi &= h / b; & \tan \varphi_1 &= H / B, \end{aligned} \quad (2.39)$$

где H_y — высота заготовки в точке пересечения ее контура с контуром калибра.

Так как в точке пересечения $H_y = h_y$, то
 $b_y \cdot h / b = B_y \cdot H / B$.

Тогда

$$b_y = 0,5 \Delta b_n / (1 - h \cdot B / H \cdot b_y). \quad (2.40)$$

Из выражений (2.39) и (2.40) имеем

$$h_y = \Delta b_n / (b / h - B / H).$$

Площадь области простора на уширение (при полном заполнении калибра) равна

$$q_n = (h_y \cdot b_y - h_y \cdot B_y) = 0,5 \Delta b_n \cdot h_y. \quad (2.41)$$

Смещенную площадь на уширение в результате обжатия заготовки в калибре относительно высоты h_y определяют по выражению

$$q_{см} = \Delta b \cdot h_y, \quad (2.42)$$

где Δb — среднее уширение полосы.

Поскольку должно быть при $\delta=1$ $q_n = q_{см}$, то из выражений (2.41) и (2.42) получим:

$$\Delta b_0 = \Delta b / 0,5. \quad (2.43)$$

В общем случае выражение (2.43) представим таким образом:

$$\Delta b_0 = \Delta b / n_n, \quad (2.44)$$

где n_n — коэффициент, учитывающий форму простора на уширение в калибре.

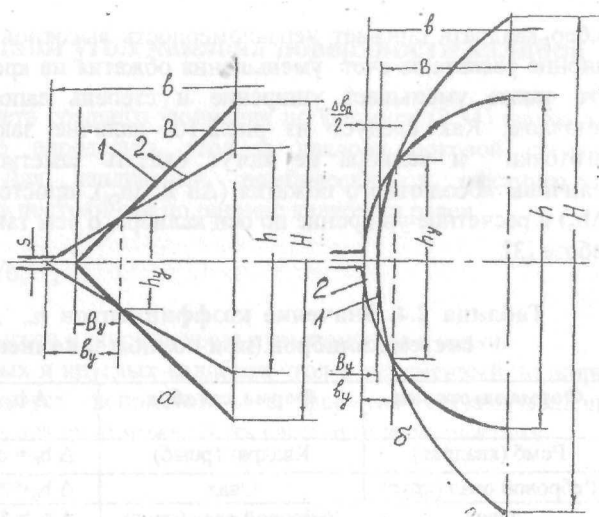


Рис.2.9. Системы калибров квадрат – ромб (а) и овал – ребровой овал (б):
1 – заготовка; 2 – калибр

Для системы ребровой овал – овал (рис.2.9,б) этот коэффициент равен $n_p = 0,7$. Для различных систем калибровок валков значения коэффициента n_p представлены в табл.2.4. Коэффициенты n_p получены тем же методом, что и для системы ромб-квадрат.

Выражение (2.44) имеет два неизвестных, так как величину среднего уширения Δb можно рассчитать при наличии размеров заготовки и калибра. В этом случае необходимо применить итерационный принцип расчета [31], предусматривающий определение среднего уширения и уширения по оси калибра при двух предварительно задаваемых значениях простора уширения в калибре Δb_n^I и Δb_n^{II} . После расчетов определяют действительную величину Δb_d по оси калибра по формуле

$$\Delta b_d = \Delta b_0^I + (\Delta b_0^{II} - \Delta b_0^I) \frac{1 - \Delta b_0^I / \Delta b_n^I}{\Delta b_0^{II} / \Delta b_n^{II} - \Delta b_0^I / \Delta b_n^I}. \quad (2.45)$$

В практических условиях ромбические и квадратные калибры имеют закругления вершин радиусом r . Наличие этих закруглений обеспечивает, по сравнению с расчетом, уменьшение величины уширения Δb_0 и предотвращает образование заусенцев. При прокатке квадратной заготовки в овальном калибре наличие закругленных

ребер квадрата снижает неравномерность высотной деформации по ширине раската за счет уменьшения обжатия на кромках заготовки. Это также уменьшает уширение и степень заполнения калибра металлом. Как следует из рис.2.10, наличие закруглений ребер заготовки и калибра не могут оказать заметного влияния на величины абсолютного обжатия (Δh и Δh_{cp}), простора на уширения (Δb_n) и расчетное уширение по оси калибра, о чем также отмечается в работе [3].

Таблица 2.4. Значение коэффициентов n_n для различных систем калибров (при полном заполнении калибра)

Форма заготовки	Форма калибра	Δb_0 , мм	n_n
Ромб (квадрат)	Квадрат (ромб)	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,5$	0,5
Ребровой овал (круг)	Овал	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,7$	0,7
Овал	Ребровой овал (круг)	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,7$	0,7
Прямоугольник	Ребровой овал	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,7$	0,7
Овал	Квадрат	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,5$	0,5
Квадрат	Овал	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,7$	0,7
Шестиугольник	Квадрат	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,5$	0,5
Квадрат	Шестиугольник	$\Delta b_0 = \Delta b / 0,5$	0,5

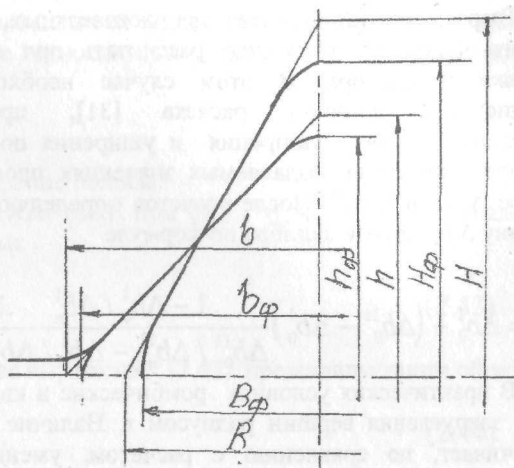


Рис.2.10. Контуры заготовки (ромб) и калибра (квадрат) с учетом закругления ребер

2.5. Средний угол наклона поверхности калибра

Для расчета среднего уширения по формуле (2.34) необходимо предварительно определить угол φ наклона боковой стенки к горизонтали. Для квадратных, ромбических и шестиугольных калибров угол φ постоянный по ширине калибра и равен

$$\operatorname{tg} \varphi = h_k / b_k ,$$

где h_k и b_k - высота и ширина вреза ручья калибра в валки.

В овальных и круглых калибрах угол φ переменный по ширине и поэтому следует использовать в формуле средневзвешенное значение угла φ , который может быть рассчитан из выражения

$$\varphi = \sqrt[n_0]{\varphi_{\Sigma}} ,$$

где φ_{Σ} - произведение частных величин углов φ_i , рассчитанных в разных точках ширины калибра; n_0 - число измерений.

Значения средневзвешенного угла φ в зависимости от b/h представлены на рис.2.11. Средневзвешенный угол φ существенно меньше угла, определенного по конструкционным точкам. Так, при $b/h=3$ для ромбического калибра угол $\operatorname{tg} \varphi=0,333$, а средневзвешенное значение для овала из рис.2.11 равно $\operatorname{tg} \varphi \approx 0,20$. Зависимость на рис.2.11 аппроксимируется выражением

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25b/h)^{2,3}] . \quad (2.47)$$

Однако определение угла φ по рис.2.11 и выражению (2.47) пригодно для калибров систем овал - круг и овал - ребровой овал, в которых поперечное течение металла имеет место по всей ширине калибра. При деформации квадратной заготовки в овальном калибре поперечное течение металла происходит только на участке простора на уширения $\Delta b_n = b_\phi - B$, где угол φ_k имеет иное значение, чем для всей ширины калибра. Эта особенность делает необходимым определить для выражения (2.34) средний угол φ_k именно для участка $(b_\phi - B)$ с использованием данных работ [29-32] (табл.2.4) (рис.2.12). С достаточным для практики приближением средний угол φ_k определим следующим образом :

$$\left. \begin{aligned} h_y &\approx h[1 - (B/b)^n]; \\ \operatorname{tg} \varphi_k &= h_y / \Delta b_n; \\ \Delta b_{II} &= b - B, \end{aligned} \right\} \quad (2.48)$$

где h_y - высота калибра в точке пересечения контуров заготовки и калибра; n - показатель степени: $n=3$ при $b/h \leq 1,5$; $n=2,65$ при $b/h=1,80$; $n=2,3$ при $b/h=2-2,5$; $n=2$ при $b/h > 2,5$.

Объединяя выражения (2.48) получим

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{h}{b} \left[\frac{1 - (B/b)^n}{1 - B/b} \right]. \quad (2.49)$$

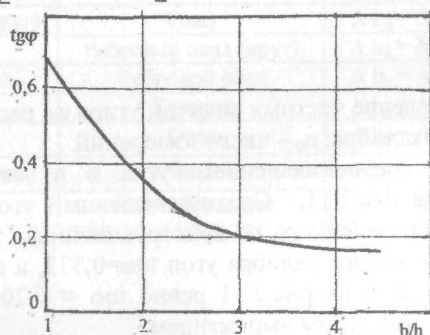


Рис.2.11. Влияние параметра b/h на средневзвешенную величину $\operatorname{tg} \varphi$ в овальных и круглом калибрах. (Системы калибров: овал - круг, овал - ребровой овал)

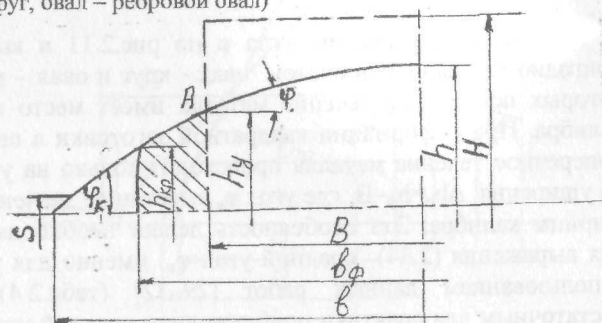


Рис.2.12. Схема к определению угла φ_k

2.6. Осевое уширение при неполном заполнении калибра металлом

По предложенной методике расчет размеров калибров выполняют по конструкционным точкам при условии полного его заполнения металлом. Однако для оценки точности расчета уширения по выражениям (2.34) и (2.44) относительно опытных значений уширения, следует учитывать неполное заполнение калибра металлом. В работе [32] влияние степени заполнения калибра предлагается определить из условия (рис. 2.12; 2.13)

$$\Delta b \cdot h_y = n_n \cdot \Delta b_0 (h_y + h_{кр}), \quad (2.50)$$

где $h_{кр}$ - высота кромки полосы в калибре; Δb - среднее уширение; n_n - коэффициент, учитывающий форму простора на уширение, заполненного металлом.

Из выражения (2.50) получим

$$\Delta b_0 = \frac{\Delta b}{n_n (1 + h_{кр} / h_y)}. \quad (2.51)$$

При $h_{кр}=0$ (полное заполнение калибра металлом) выражение (2.51) принимает вид выражения (2.44)

$$\Delta b_0 = \Delta b / n_n.$$

При неполном заполнении калибра коэффициент n_n отличается от указанных в табл.2.3 для полного заполнения калибра. В этом случае форма участка заполненного металлом отличается от формы участка простора на уширение (рис.2.12; 2.13) и соответствует фигуре близкой к трапеции. При прокатке в системе квадрат - шестиугольник (рис.2.13) для прямоугольного контура простора на уширение коэффициент n_n не зависит от степени заполнения калибра и будет равен $n_n=0,5$ (табл.2.4). При прокатке в овальных и круглых калибрах участок простора на уширение имеет криволинейный контур, что обуславливает переменность коэффициента n_n . Для небольшого отличия h_y и $h_{кр}$ (небольшое уширение) коэффициент n_n можно принимать равным $n_n \approx 0,5$. С увеличением уширения ($\Delta b_{он}/\Delta b_n \leq 1$)

коэффициент n_n увеличивается и может быть принят равным: $\Delta b_n / \Delta b_n$ овал, круг

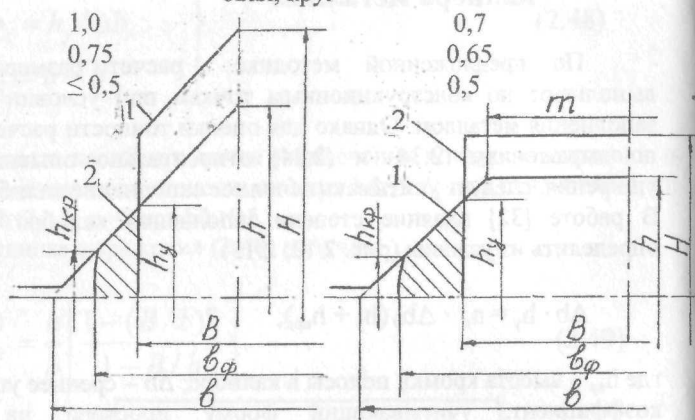


Рис.2.13. Система калибров шестиугольник (1) – квадрат (2)

Таблица 2.5. Формулы для расчета h_y и h_{kp}

Формы		Формулы для расчета	
заготовка	калибра	h_y	h_{kp}
Ромб (квадрат)	Квадрат (ромб)	$h_y = \Delta b_n / \left(\frac{b}{h} - \frac{B}{H} \right)$	$h_{kp} = (b - b_\phi) / \left(\frac{b}{h} - \frac{B}{H} \right)$
Овал	Квадрат	$h_y = \Delta b_n \cdot h / b$	$h_{kp} = (b - b_\phi) h / b$
Квадрат	Овал	$h_y = h [1 - (B / b)^{2,3}]$	$h_{kp} = h [1 - (b_\phi / b)^{2,3}]$
Овал	Круг (ребровой овал)	$h_y = h [1 - (B / b)^{2,7}]$	$h_{kp} = h [1 - (b_\phi / b)^{2,7}]$
Круг (ребровой овал)	Овал	$h_y = h [1 - (B / b)^{2,3}]$	$h_{kp} = h [1 - (b_\phi / b)^{2,3}]$
Шести- угольник	Квадрат	$h_y = \Delta b_n \cdot h / b$	$h_{kp} = (b - b_\phi) \cdot h / b$
Квадрат	Шести- угольник	$h_y = \Delta b_n \cdot h / b$	$h_{kp} = (b - b_\phi) \cdot h / b$

Из геометрии калибров (рис.2.12; 2.13) и по аналогии с формулой (2.48) получены необходимые выражения для расчета параметров h_y и h_{xp} которые указаны в табл.2.5. В табл.2.5 — b_f — фактическая ширина полосы в калибре; Δb_n — простор на уширение ($\Delta b_n = b - B$).

2.7. Алгоритм расчета размеров калибра

С учетом приведенного выше предлагается в общем виде алгоритм расчета уширения металла и размеров калибра.

Алгоритм расчета размеров калибра (заготовки)

1. Ввод исходных данных: $D_6, H, B, (h, b), \Delta b_n, q_0(q), n_0, n, n_n, \mu, V_{cp}/b, \phi, C_f, f, S, \delta$. Величину простора на уширения Δb_n определяют с учетом зазора между вальками

$$\Delta b_n = \delta \cdot b - S / tq\phi - B.$$

2. При расчете калибровки по ходу прокатки (расчет размеров калибра)

$$2.a. q = q_0 / \mu; \quad 2.б. b = B + \Delta b_n; \quad 2.в. h = q / b.$$

3. При расчете калибровки против хода прокатки (расчет размеров заготовки):

$$3.a. q_0 = q \cdot \mu; \quad 3.б. B = b - \Delta b_n; \quad 3.в. H = q_0 / B.$$

$$4. \Delta h = H - h.$$

$$5. \Delta h_{cp} = n_k \cdot \Delta h.$$

$$6. h'_{cp} = n \cdot h.$$

$$7. h_{cp} = h'_{cp} + 0,5 \Delta h_{cp}.$$

$$8. D = D_6 - (h'_{cp} - S).$$

$$9. l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}}.$$

10. $V_{cp} = 0,5(B+b)$ — прокатка квадрата в овале и шестиугольнике.

11. $V_{cp} = (V_{cp}/b) \cdot b$ — для остальных калибров из табл.1.3.

12. Расчет V_{cp}/l_d ; V_{cp}/h_{cp} ; $m = \Delta h_{cp} \cdot V_{cp}/h_{cp}$.

13. Коэффициент C_f при $V_{cp}/l_d < 1,15$ определяем используя данные табл.2.2. и формулу (2.33,а), а при $V_{cp}/l_d > 1,15$ по формуле (2.33,б), соответственно:

$$C_f = 0,6 + 2,8(V_{cp}/l_d - 0,6)^{1,2}.$$

$$C_f = 1,06 + 0,77 B_{cp} / l_d$$

14. Расчет коэффициента трения f по данным [32] (см. далее) и коэффициента f_b влияния поперечного трения по выражению

$$f_b = f \cdot C_f.$$

15. Расчет $tq\phi$ для систем калибров по формулам п.2.5, для полного заполнения калибра.

16. Расчет уширения по формулам (2.34) и (2.44) соответственно:

$$\Delta b = \frac{m}{1 + C_f \cdot \frac{B_{cp}}{l_d} \left(1 + \frac{tg\phi}{f_b} \right)}; \quad \Delta b_0 = \Delta b / n.$$

17. При известных значениях H, B, h, b рассчитывают уширение для конкретных условий прокатки металла в том или ином калибре (п.1-16).

18. При расчете размеров калибров по исходным данным п.1 производит два расчета при различных величинах Δh_n^I и Δh_n^{II} . Первый расчет выполняют при $\Delta b_n^I \approx (0,15-0,2) B$, а второй при $\Delta b_n^{II} > < \Delta b_0^I [\Delta b_n^{II} = (0,7-1,4) \Delta b_0^I]$. В обоих случаях уширение Δb_0^I и Δb_0^{II} рассчитывают по формулам п.17.

19. Расчет действительного уширения по формуле (2.45)

$$\Delta b_d = \Delta b_0^I + (\Delta b_0^{II} - \Delta b_0^I) \frac{1 - \Delta b_0^I / \Delta b_n^I}{\Delta b_0^{II} / \Delta b_n^{II} - \Delta b_0^I / \Delta b_n^I}.$$

20. Определение размеров калибра по конструкционным точкам при полном заполнении металлом ($\delta=1$):

$$b = B + \Delta b_d; \quad h = q / n \cdot b,$$

где n — коэффициент формы поперечного сечения полосы в калибре.

21. Если планируется неполное заполнение калибра металлом ($\delta < 1$), то в этом случае применяют известные в практике способы: уменьшение площади поперечного сечения заготовки, увеличение отношения диагоналей заготовки, закругление ребер заготовки.

2.8. Оценка формул для расчета уширения в калибрах по экспериментальным данным

В п.п. 2.1–2.7 представлены формулы для расчета уширения металла в калибрах простой формы, соответствие которых условиям неравномерной деформации полосы может быть оценено экспериментальными данными уширения. При этом сами экспериментальные величины уширения должны быть достоверными, а набор информационных параметров процесса прокатки должен быть достаточным для выполнения расчета. На наш взгляд таким требованиям в основном отвечают экспериментальные данные Г. Цоухара ([13] приложения I, II и V). Для оценки формул расчета уширения в калибрах использованы геометрические параметры прокатки в первых шести калибрах систем: ромб – квадрат, овал – квадрат и овал – круг (табл.2.6.). Опыты показывают, что уширение металла в калибрах с $b/h > 1$ (ромб, овал) больше, чем в калибрах с $b/h \approx 1$ (квадрат, круг). Исключением являются первые калибры (ромб, овал) в системах ромб – квадрат, овал – квадрат, в которых уширение по оси калибра не соответствует общим закономерностям его изменения. Очевидно, указанное обусловлено несоответствием фактических размеров и формы исходной квадратной заготовки, указанным для первых калибров (ромбического и овального) в приложениях II, V, работы [13] (например, квадратная заготовка имеет скругленные ребра). Об этом свидетельствует и то, что расчетные величины уширения по всем формулам для указанных калибров имеют существенное отличие от приведенных в работе [13].

В табл.2.7 представлены также расчетные величины уширения, полученные по формулам, которые дают близкие к опытным результатам. Отсутствие расчетных величин уширения по иным формулам, представленным в п.2.2, объясняется меньшей их точностью по сравнению с приведенными в табл.2.7. Точность расчета уширения по формулам п.п.2.2–2.7 оценивали отношением $\Delta b_i / \Delta b_{оп}$ (Δb_i – расчетное значение уширения по той или иной формуле; $\Delta b_{оп}$ – опытное уширение) (табл.2.7). Из табл.2.8 следует, что средняя величина несоответствия $\Delta b_i / \Delta b_{оп}$ (при $\Delta b_i / \Delta b_{оп} < > 1$) составляет по формулам:

$$\begin{array}{ll} (2.34) - 0,87 \div 1,03; & (2.19) (2.20) - 0,57 \div 1,26; \\ (2.37) - 0,85 \div 1,14; & (2.24) - 0,46 \div 1,17. \end{array}$$

**Таблица 2.6. Сравнение опытных и расчетных данных
уширения при прокатке в калибрах**

Форма калибра	H, мм	B, мм	h, мм	b _{ср} , мм	B _{ср} , мм	Δh, мм	Δh _{ср} , мм	m, мм	B _{ср} /l _d	Δb _п , мм	Δb _{он} , мм
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Система квадрат – ромб.											
Ромб	70,7	70,7	43,9	74,3	61,6	26,7	16,75	33,5	1,05	10,6	3,6
Квадрат	74,3	43,95	47,5	51,4	42,5	26,8	16,8	15,2	0,70	13,8	7,45
Ромб	51,4	47,5	34,5	56,2	46,7	16,95	10,8	20,0	0,97	14,8	8,7
Квадрат	56,2	34,5	37,0	41,8	34,7	19,2	12,0	17,0	0,69	7,35	7,35
Ромб	41,8	37,0	26,4	47,5	39,6	15,42	9,9	21,8	0,85	10,5	10,5
Квадрат	47,5	26,4	28,8	34,1	28,3	18,75	11,8	16,4	0,54	7,7	7,7
Система квадрат – овал											
Овал	50,0	50,0	25,2	59,5	54,75	24,8	25,7	44,0	0,73	27,0	9,5
Квадрат	59,5	25,2	36,6	37,0	30,6	22,9	14,1	15,2	0,55	22,9	11,8
Овал	30,1	30,1	14,8	47,0	38,5	15,3	15,9	36,0	0,65	27,0	16,9
Квадрат	47,0	14,8	24,6	23,0	18,6	22,4	13,8	13,5	0,34	13,0	8,2
Овал	20,3	20,3	10,2	36,2	28,25	10,1	10,5	24,5	0,6	29,0	15,9
Квадрат	36,2	10,2	19,5	18,6	15,1	16,7	10,3	8,6	0,317	8,4	8,4
Система круг – овал											
Овал	50,0	50,0	31,7	57,0	49,0	18,3	13,0	22,4	0,93	16,5	7,0
Круг	57,0	31,7	37,5	37,6	30,7	19,5	13,6	11,6	0,58	6,3	6,3
Овал	38,0	37,6	22,3	47,5	40,8	15,7	11,2	22,4	0,83	15,2	9,9
Круг	47,5	22,3	28,3	28,4	23,0	19,2	12,5	9,8	0,45	6,1	6,1
Овал	28,3	28,4	16,9	39,1	33,6	11,4	8,5	18,3	0,77	18,6	10,7
Круг	39,1	16,9	22,1	22,1	17,8	17,0	11,1	8,6	0,36	5,2	5,2

Меньшая ошибка в расчете уширения получена при использовании теоретической модели (2.34), с применением зависимостей (2.35), (2.36), (2.44), материала п.п.2.5,2.6 и табл.2.5, которая обеспечивает совпадения с опытными данными в пределах 0,87-1,03. Это, на наш взгляд, является вполне приемлемым для практического использования разработанной модели.

На втором месте – по точности расчета находится статистическая модель (2.37), полученная на основе экспериментальных данных Г. Цоухара по уширению металла в различных калибрах. Расчетное несоответствие с опытными данными составляет $\Delta b_i / \Delta b_{оп} = 0,85-1,14$. Существенно большее отличие от опытных данных уширения получены по зависимостям (2.19), (2.20) и (2.24). При этом по формулам (2.24) получены расчетные значения $\Delta b_i / \Delta b_{оп} = 0,46-1,17$.

Зависимость (2.22) (табл.2.7), использованная только для расчета уширения металла в калибрах системы ромб-квадрат, не обеспечивает приемлемую точность расчета ($\Delta b_i / \Delta b_{оп} = 0,57-1,14$).

Для других систем калибров уширение Δb_o по формуле (2.22) не рассчитывали вследствие отсутствия информации в работе [10] для определения коэффициента « θ ».

Таким образом, предложенная системная модель расчета уширения в гладких и калиброванных валках [зависимости (2.34), (2.44)] позволяет получить приемлемые для практики величины уширения и для других условий прокатки [32].

Пример. Расчет уширения в овальном калибре №3 системы круг – овал (табл.2.6). Все размеры даны в мм.

$$1. \Delta h = H - h = 38 - 22,3 = 15,7.$$

$$2. \text{ Из табл.1.3: } \Delta h_{cp} = n_k \cdot \Delta h = 0,71 \cdot 15,7 = 11,2;$$

$$B_{cp} = 0,86 \cdot b = 0,86 \cdot 47,5 = 40,8.$$

$$3. l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}} = \sqrt{214,5 \cdot 11,2} = 49,2.$$

4. Средние толщины полосы на выходе из калибра и в калибре соответственно равны (п. 1.2):

$$h'_{cp} = n \cdot h = 0,67 \cdot 22,3 = 14,9;$$

$$h_{cp} = h'_{cp} + 0,5 \Delta h_{cp} = 14,9 + 5,6 = 20,5.$$

$$5. B_{cp}/l_d = 40,8/49,2 = 0,83; B_{cp}/h_{cp} = 40,8/20,5 = 2,0;$$

$$m = \Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp} = 11,2 \cdot 2 = 22,4.$$

6. Из табл.2.2 и формул (2.33,а) и (2.35) получим (при $f=0,3$)

$$C_f = 0,6 + 2,8(0,83 - 0,6)^{1,2} \approx 1,12$$

$$f_b = f \cdot C_f = 0,3 \cdot 1,12 = 0,336.$$

Таблица 2.7. Расчетные величины уширения в простых калибрах по табл.2.6 (коэффициент трения принят равным $f = 0,3$)

Форма калибра	$\Delta b_{оп}$, мм	Расчетные величины Δb_o (мм) по формулам:				
		(2.34) (2.44) (2.51)	(2.37)	(2.19) (2.20)	(2.22) (2.23)	(2.24)
1	2	3	4	5	6	7
Система квадрат – ромб.						
Ромб	3,6	8,4	12,3	7,25	7,1	8,8
Квадрат	7,45	5,6	8,5	5,4	8,3	10,9
Ромб	8,7	8,5	8,9	5,1	5,1	7,6
Квадрат	7,35	8,8	9,0	4,8	5,9	7,8
Ромб	10,55	13,2	10,0	5,4	6,1	8,3
Квадрат	7,7	7,6	8,2	5,2	5,9	7,6
Система квадрат – овал						
Овал	9,5	14,1	20,7	16,4	-	10,1
Квадрат	11,8	6,3	9,7	4,95	-	5,8
Овал	16,9	13,1	17,5	17,6	-	10,6
Квадрат	8,2	8,3	7,9	6,2	-	4,3
Овал	15,9	15,6	15,6	7,8	-	8,4
Квадрат	8,4	7,5	6,2	4,97	-	3,30
Система круг – овал						
Овал	7,0	6,3	8,5	9,8	-	6,2
Круг	6,3	6,1	6,8	11,7	-	6,6
Овал	9,9	9,9	11,3	13,0	-	7,5
Круг	6,1	6,0	5,3	3,0	-	6,1
Овал	10,7	9,5	10,7	11,7	-	6,7
Круг	5,2	6,05	4,42	4,0	-	6,3

Таблица 2.8. Отношение $\Delta b_i / \Delta b_{\text{оп}}$ для различных формул и калибров

Форма калибра	$\Delta b_i / \Delta b_{\text{оп}}$ по различным формулам			
	(2.34)	(2.37)	(2.19), (2.20)	(2.24)
Ромб	0,98	0,98	0,84	1,07
Квадрат	0,99	1,14	0,86	1,17
Овал	0,87	1,01	0,78	0,69
Квадрат	0,99	0,85	0,57	0,46
Овал	1,01	1,09	1,26	0,73
Круг	1,03	0,93	1,16	1,06

7. Из формулы (2.46) при $b/h = 2,37$ имеем
 $tg\varphi = 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25b/h)^{2,3}] =$
 $= 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 2,37)^{2,3}] = 0,293.$

8. Из формулы (2.34) получим среднее уширение

$$\Delta b = \frac{m}{1 + C_f \cdot \frac{B_{cp}}{l_d} \left(1 + \frac{tg\varphi}{f_b} \right)} = \frac{22,4}{1 + 1,12 \cdot 0,83 \cdot 1,87} = 8,2.$$

9. Из табл.2.5 (п.2.6) при $\Delta b_{\text{оп}}/\Delta b_n \approx 0,65$ и формул (2.51) получим:

$$h_y = h[1 - (B/b)^{2,3}] = 22,3(1 - 0,71^{2,3}) = 12,3;$$

$$h_{кр} = h[1 - (b_\phi/b)^{2,3}] = 22,3(1 - 0,9^{2,3}) = 4,8;$$

$$\Delta b_0 = \frac{\Delta b}{n_n(1 + h_{кр}/h_y)} = \frac{8,2}{0,6 \cdot 1,39} \approx 10,0 \text{ мм.}$$

Опытная величина уширения составила $\Delta b_{\text{оп}} = 9,9$ мм (табл.2.6; 2.7).

2.9. Эффективность формоизменения металла и максимальные коэффициенты вытяжки в калибрах

Распределение смещенных объемов металла в очаге деформации при прокатке обусловлено геометрическими параметрами, соотношением сил трения в продольном и поперечном

направлениях и формой деформирующей поверхности (гладкая бочка, калибр). При этом, чем больше коэффициент вытяжки металла в продольном направлении относительно коэффициента высотной деформации, тем выше эффективность деформации.

Коэффициент эффективности определяют соотношением

$$k_3 = \ln \lambda / \ln 1/\eta = 1 - \ln \beta / \ln 1/\eta. \quad (2.52)$$

С учетом выражений (2.12) – (2.15) и (2.34) получим

$$k_3 = 1 - \alpha = 1 - \frac{1}{1 + C_f \cdot \frac{B_{cp}}{l_d} (1 + \operatorname{tg} \varphi / f_b)}. \quad (2.53)$$

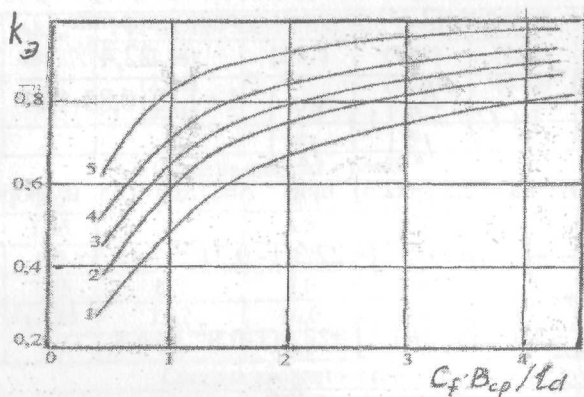


Рис.2.14. Коэффициент эффективности деформации металла при прокатке в гладких валах и калибрах при $\operatorname{tg} \varphi / f_b$: 1 – 0; 2 – 0,5; 3 – 1,0; 4 – 2,0; 5 – 5,0

Принимая во внимание хорошую сходимость опытных и расчетных по формуле (2.34) величин уширения (табл.2.8) можно утверждать, что зависимость (2.53) дает достоверные зависимости коэффициента эффективности k_3 . Из рис.2.14 следует, что коэффициент эффективности возрастает при увеличении влияния поперечных сил трения, т.е. сводного параметра $C_f \cdot B_{cp} / l_d$. Это возрастание наиболее интенсивно при прокатке сравнительно узких полос ($C_f \cdot B_{cp} / l_d < 2$), когда происходит заметное уменьшение уширения

при небольших значениях параметра $C_f = f_b/f$ (рис.2.5). Увеличение коэффициента эффективности k , за счет уменьшения уширения, способствует также увеличению угла наклона φ стенок калибра при $f_b = \text{const}$. Из рис.2.14 следует, что наименьшая эффективность деформации металла (при $C_f \cdot B_{cp}/l_d = \text{const}$) имеет место при прокатке в гладких валках (кривая 1). Наиболее высокая эффективность прокатки в связи с изменением угла φ ($f_b = \text{const}$) наблюдается при деформации металла в квадратных калибрах где угол $\varphi = 45^\circ$.

Таблица 2.9. Максимальные величины коэффициентов вытяжек при прокатке в калибрах системы ромб – квадрат при $\Delta b_0/\Delta b_n = 1,0 (f = 0,3)$

h, мм	b, мм	H, мм	B, мм	$c_0(c)$, мм	q_0 , мм ²	μ	D/h	b/h (H/B)
Прокатка в ромбическом калибре								
23,8	43,7	37,5	37,5	26,5	702	1,35	10,5	1,85
48,0	85,0	73,4	73,4	52,0	2710	1,33	9,3	1,76
70,0	130	112,0	112,0	79,8	6344	1,395	8,0	1,85
113,2	183,5	170,5	170,5	121	14550	1,40	4,93	1,62
157	229	220,5	220,5	156,8	24500	1,365	3,55	1,46
Прокатка в квадратном калибре								
28,2	28,2	43,7	23,8	20	520	1,3	8,9	1,84
57,5	57,5	85,0	48,0	40,8	2040	1,25	7,7	1,76
84,6	84,6	130	70,0	60,0	4550	1,265	9,33	1,85
127	127	183,5	113,2	90,0	10400	1,283	4,42	1,62
169	169	229	157	120	18000	1,25	3,32	1,46

Предложенная модель расчета параметров поперечного течения металла, достоверность которой подтверждается экспериментальными данными, позволяет определить максимальные величины коэффициентов вытяжек для различных систем калибров простой формы (ромб-квадрат; овал-квадрат; овал-ребровой - овал; шестиугольник-квадрат (при полном заполнении калибра) (табл.2.9, 2.10). Из расчетных данных следует, что в каждой системе калибров коэффициент вытяжки (при полном заполнении калибра) имеет большую величину в том калибре, ширина которого больше (ромб, овал, шестиугольник). Такая закономерность обусловлена меньшей величиной показателя уширения $\Delta b_0/\Delta h$ в указанных калибрах. По

абсолютному значению коэффициента вытяжки рассматриваемые системы калибров располагаются в следующем порядке:

овал- квадрат – $\mu = 1,4 - 2,4$;

шестиугольник – квадрат- $\mu = 1,34 - 1,83$;

овал- ребровой овал – $\mu = 1,16 - 1,46$;

ромб – квадрат – $\mu = 1,25 - 1,4$.

Таблица 2.10. Максимальные величины коэффициентов вытяжек при прокатке металла в системах вытяжных калибров при $\Delta b_0/\Delta b_n = 1,0 (f = 0,3)$

Система калибров (заготовка-калибр)	$c_0(c)$, мм	h , мм	b , мм	μ	b/h (Н/В)
Квадрат-овал	24-143	20-110	30-160	1,4-1,6	1,5
---/---/---/---/---	30-93	20-80	40-160	1,05-1,7	2,0
---/---/---/---/---	18-36	10-30	25-75	1,8-1,85	2,5
---/---/---/---/---	10-40	6-18	18-54	1,55-2,4	3,0
Овал-квадрат	15-48	20-68	20-68	1,5-1,6	1,5
---/---/---/---/---	14-30	20-42	20-42	1,4-1,5	2,0
---/---/---/---/---	14-30	20-42	20-42	1,5-1,6	2,5
---/---/---/---/---	14-30	20-42	20-42	1,5-1,7	3,0
Овал-ребр.овал	-	21-54	16-40	1,16-1,25	1,31-1,38
Ребр.овал-овал	-	16-26	22-53	1,28-1,46	1,37-2,05
Квадрат-шестиугольник	92,0	52	131,5	1,83	2,53
---/---/---/---/---	55,3	27,8	104,6	1,69	3,37
---/---/---/---/---	37,8	20,1	77,5	1,37	3,83
Шестиугольник-квадрат	47,9x130	84,6	84,6	1,545	2,7
---/---/---/---/---	29,3x72	49,3	49,3	1,46	2,46
---/---/---/---/---	20x51	35,3	35,3	1,34	2,04

В последних двух системах максимальные значения коэффициентов вытяжек примерно одинаковы. Из табл.2.9, 2.10 следует, что с увеличением размеров калибров максимальные вытяжки повышаются вследствие уменьшения уширения.

Отметим, что данные по $\mu_{\text{макс}}$ не учитывают ограничения по устойчивости раската в калибре и условий захвата металла валками.

При прокатке в системах ящичных калибров и прямоугольник – ящичный квадрат (рис.1.2; 1.3) величины максимальных коэффициентов вытяжек обусловлены устойчивостью входящего раската ($H/B \leq 1,30-1,35$ – в гладких валках и $H/B \leq 1,7$ – в ящичных калибрах) и условиями захвата раската валками. Указанные параметры H/B ограничивают устойчивость раската при прокатке в квадратных калибрах и в ребровом калибре.

Следует иметь ввиду, что предельные коэффициенты вытяжек в калибрах (табл.2.9, 2.10) получены при использовании выражений (2.34) и (2.45) для расчета уширения металла. В практических условиях величины коэффициентов вытяжек могут не совпадать с расчетными и предельные значения μ будут несколько отличаться от данных табл.2.9, 2.10.

3. Расчёт режима деформации металла при прокатке на обжимном стане

Несмотря на развитие машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) на многих металлургических комбинатах продолжают работать обжимные и непрерывно-заготовочные станы [43,44]. Последнее делает актуальным продолжение исследований по совершенствованию режимов деформации металла. Рациональный режим деформации предусматривает получение максимальной производительности стана и высокого качества полупродукта при минимальных энергозатратах. Достижение максимальной производительности стана за счёт уменьшения количества проходов предусматривает применение максимальных обжатий в трёх-пяти калибрах, размещенных на валках блюминга.

Максимальные (допускаемые) абсолютные обжатия на обжимных (заготовочных, черновых клетях листовых и полосовых станов) ограничивают несколько параметров:

- условия захвата металла валками;
- прочность валков стана (усилие прокатки);
- прочность деталей главной линии стана (крутящий момент);
- мощность главного привода;
- пластические свойства металла (сохранение целостности раската при деформации, отсутствие трещин);

- устойчивость раската в валках (отсутствие кантовки, сваливание, скручивание раската). Этот фактор, на самом деле, обуславливает необходимость своевременной кантовки раската в зависимости от отношения b/h (b и h — ширина и высота раската после чётного прохода).

Базовым в приведенном перечне ограничений является метод расчёта режима деформации на блюминге по условиям захвата металла валками, предложенный А.П. Чекмарёвым [6] (метод максимальных углов захвата). Для расчёта режима деформации по условиям захвата металла необходимо иметь достоверные величины коэффициентов трения в начале захвата раската или опытные значения максимальных углов захвата на обжимных станах. Кроме того, в ряде проходов величина обжатия может быть ограничена прочностью валков, что необходимо учитывать.

3.1. Допускаемое обжатие из условия захвата металла валками

Из теории прокатки известно, что захват раската валками возможен при условии [22]

$$\alpha_3 = \beta_3 = f_3, \quad (3.1)$$

где α_3 - допускаемый угол захвата раската; β_3 - угол трения при захвате металла валками.

Таким образом, все факторы, способствующие увеличению угла (коэффициента) трения (см. ниже), обеспечивают повышение допускаемого угла захвата.

Величина допускаемого угла захвата определяет максимальное допускаемое обжатие в валках в данном процессе прокатки. Угол захвата и обжатие связаны между собой соотношением

$$\Delta h = R_i \alpha^2$$

или, с учётом условия (3.1), получим ($\alpha_3 = \beta_3 = f_3$)

$$\Delta h_d = R_i f_3^2, \quad (3.2)$$

где Δh_d - допускаемое обжатие; R_i - радиус валка в точке захвата раската заготовки; f_3 - коэффициент трения при захвате металла.

Для гладких валков радиус равен радиусу по бочке. При прокатке в ящичных калибрах с $B/b_d < 1$ (рис.3.1) допускаемый угол захвата не отличается от такового для гладких валков.

Если $B/b_d > 1$ (точки А на рис.3.1,а), то допускаемый угол захвата возрастает за счёт появления дополнительных сил трения и защемления раската. В этом случае радиус в т.А R_A будет равен:

$$\operatorname{tg} \varphi = h_k / (b_k - b_d); \quad h_A = (b_k - B) \cdot \operatorname{tg} \varphi + S,$$

$$R_A = 0,5(D_6 - h_A), \quad (3.3)$$

где h_k и b_k – высота и ширина вреза ручья в валки; b_d – ширина дна калибра; D_6 – диаметр вала по буртам.

Первоначальный контакт ромбической заготовки с калибром (рис.3.1,б) происходит в глубине ручья и расчётный радиус вала равен R_0 . При прокатке квадратной заготовки в ромбическом калибре (рис.2.12) захват раската происходит в т.А, где радиус вала равен:

$$R_A = 0,5(D_6 - h_y + S); \quad (3.4)$$

$$h_y = h[1 - (B/b)^n] \quad (3.5)$$

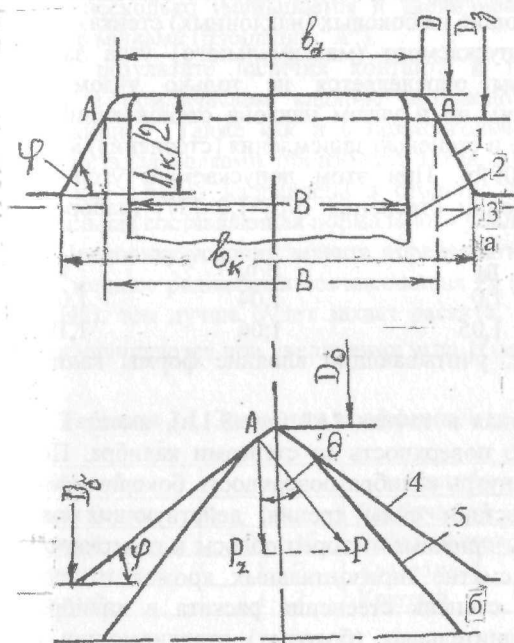


Рис.3.1. Схема захвата прямоугольной полосы в ящичном калибре (а) и ромбической полосы в ромбическом (квадратном) калибре (б): 1,4 – контур калибра; 2 – заготовка при $B < b_d$; 3 – заготовка при $B > b_d$; 5 – контур ромбической заготовки

Высоту h_y определяют из выражения (2.48). При прокатке в калибрах систем овал – ребровой овал, овал – круг, шестиугольной

заготовки в квадратном калибре для расчёта допускаемого обжатия Δh_d по выражению (3.2) принимают $R_1 = R_0$.

Для расчёта допускаемого обжатия Δh_d необходимо предварительно определить коэффициент трения при захвате, который связан с коэффициентом трения в установившемся процессе прокатки [22,33].

3.2. Влияние формы калибра на условия захвата раската валками

При прокатке в прямоугольном (квадратном) ящичном калибре раската, ширина B которого меньше ширины дна b_d калибра (рис.3.1,а), условия захвата соответствуют прокатке в гладких валках и определяются коэффициентом трения при захвате для гладких валков. При прокатке раската (заготовки), ширина которого больше ширины дна калибра ($B > b_d$), на условия захвата оказывают также влияние силы, возникающие на боковых (наклонных) стенках калибра. Поэтому величина допускаемого (максимального) угла захвата в калибре любой формы определяется не только углом трения (коэффициентом трения), но и углом наклона стенок калибра, а в прямоугольном калибре и степенью защемления (стеснения) металла в нём, когда $B = (1,01-1,05)b_d$. При этом допускаемый угол захвата возрастает при увеличении стеснения $B/b_d > 1,0$ [37] (лабораторные исследования):

B/b_d	μ_ϕ	B/b_d	μ_ϕ
1,0	1,0	1,04	1,07
1,02	1,05	1,06	1,10,

где μ_ϕ — коэффициент, учитывающий влияние формы калибра на условия трения.

Полоса, захваченная в точках "А" (рис.3.1,а), имеет в начале небольшую контактную поверхность со стенками калибра. По мере продвижения раската внутрь калибра поверхность бокового контакта увеличивается и возрастают силы трения, действующих на этих поверхностях. Эти силы прижимают торец полосы к поверхности дна калибра, обеспечивая смятие горизонтальных кромок и захват её валками. Чем больше степень стеснения раската в калибре, тем больше влияние дополнительных (боковых) вталкивающих сил и предельный угол захвата.

Известно [22], что при наличии заталкивающей силы Q условия захвата металла валками имеет вид

$$\alpha_3 = f_3 + Q/2P, \quad (3.6)$$

где P — усилие прокатки в начальный момент захвата.

В виду неопределённости сил Q и P в момент захвата раската в подобных условиях допускаемый угол захвата определяют из условия

$$\alpha_3 = f_3 \cdot n_\phi \cdot n_Q, \quad (3.7)$$

где n_Q — коэффициент, учитывающий увеличение угла захвата за счёт принудительного заталкивания раската предыдущей клетью ($n_Q \geq 1,2$).

Для прокатки в ящичных калибрах коэффициент n_ϕ приведен выше. Ниже дано определение коэффициента n_ϕ для некоторых простых калибров (ромб, квадрат, овал, круг). В момент соприкосновения раската с валками в точках "А" (рис.3.1,б) происходит истирание и смятие вершин раската, вследствие чего передний конец его проникает вглубь калибра, первоначальный угол захвата несколько уменьшается и увеличивается площадь контакта полосы с валками (площадки "А").

В результате наличия контакта и некоторого защемления раската в ромбическом калибре возникают силы трения T и деформации P . Также как и в прямоугольном (ящичном) калибре, захват металла валками произойдёт тогда, когда равнодействующая сил T и P_Z будет направлена в сторону движения полосы (P_Z — вертикальная составляющая нормального усилия).

Поскольку условия захвата определяются соотношением T/P_Z , то чем меньше радиальная составляющая P_Z (при других постоянных факторах), тем лучше будет захват раската. Следовательно, условия захвата улучшаются при увеличении угла θ (или угла φ).

Таблица 3.1. Значения коэффициента n_ϕ

Калибр	n_ϕ	Калибр	n_ϕ
Гладкая бочка	1,0	Ромбический	1,15-1,3
Ящичный	1,05-1,15	Ребровой овал	1,35
Шестиугольный	1,1-1,2	Квадратный	1,4
Овальный	1,1-1,2	Круглый	1,57

Учитывая изложенное, можно записать для предельного угла захвата ($T_x \approx T$) (см. выше)

$$\alpha_3 = T / P_z = T / P \cdot \cos \theta.$$

Но так как $T / P = \operatorname{tg} \beta_3 \approx \beta_3 \approx f_3$, то

$$\alpha_3 = f_3 / \cos \theta. \quad (3.8)$$

Из выражения (3.8) следует, что коэффициент n_ϕ равен $n_\phi = 1 / \cos \theta$ [37,38]. Предельный угол захвата в калибре с учётом влияния формы калибра определяют по выражению (3.7), а коэффициент трения при захвате — из выражения (3.5). Значения коэффициента n_ϕ для различных калибров указаны в табл.3.1.

3.3. Коэффициент трения при захвате металла валками (промышленные данные)

Коэффициент трения f_3 при захвате полосы валками характеризует предельные условия, при которых полоса вытягивается в валки. Численно коэффициент трения f_3 равен допускаемому (максимальному) углу захвата α_3 (рад), определённого в конкретных условиях прокатки. При подводе полосы к валкам в результате кратковременного скольжения валков её кромки истираются и при этом срывается слой окалины, обнажая чистый металл. Коэффициент трения скольжения по чистому металлу всегда выше, чем по металлу, имеющему на поверхности слой окалины. Кроме того, в процессе истирания кромок полосы температура металла на этих участках снижается и, вследствие этого, также происходит повышение коэффициента трения. Оказывают влияние и случайные факторы (неровность кромок полосы, сила задачи полосы в валки). Опыты показывают, что при задаче в валки полосы с печной окалиной коэффициент трения при захвате заметно меньше, чем при прокатке с воздушной окалиной. Однако печная окалина присутствует лишь в первом проходе (если её не удаляют предварительно) и поэтому определение максимальных углов захвата можно выполнять для условий прокатки с воздушной окалиной.

На величины коэффициента трения при захвате (допускаемый угол захвата) оказывают влияние те же факторы, что и на коэффициент трения в установившемся процессе. В условиях прокатки на блюмингах, слэбингах, заготовочных станах, в черновых группах сортовых станов температура металла находится в пределах 1100-1200°C, окружная скорость валков — 0,5-3,5 м/с. При прокатке в

указанных условиях на новых валках максимальные углы захвата меньше, чем на изношенных. Поэтому нередко с целью улучшения условий захвата металла поверхность валков закругляют насечкой или накаткой, имитируя этим поверхность изношенного валка (блюминги).

Заталкивание раската в валки с усилием при помощи рольганга или предыдущей клетки увеличивает угол захвата в $\sim 1,2$ раза. Для снижения динамических нагрузок или захвата необходимо, чтобы скорость задачи слитка в валки блюминга составляла 85% от горизонтальной составляющей окружной скорости валков в точке захвата.

Таблица 3.2. Максимальные (допускаемые) углы захвата при прокатке раскатов малоуглеродистой стали

Условия прокатки	Максимальные базовые значения		Окружная скорость валков V , м/с
	α_{30} , град	f_{30}	
Блюминг 1150 (прокатка на гладкой бочке)	22	0,385	1,6
Блюминг 1150 (прокатка в ящичном калибре)	23-25	0,4-0,44	1,6
Заготовочные и сортовые станы (прокатка в ящичных, ромбических, овальных калибрах):			
задача в валки без усилия	23-25	0,4-0,46	1,6
задача в валки с усилием	28-30	0,49-0,52	1,6
Заготовочные и сортовые станы (прокатка в квадратных, круглых калибрах и ребровых овалах):			
задача в валки без усилия	28-30	0,49-0,52	1,6
задача в валки с усилием	32-34	0,56-0,6	1,6
Слябинг 1100	21	0,365	1,6
Черновые клетки непрерывного широкополосового стана ($t=1100-1200^\circ\text{C}$):			
чугунные отбеленные валки	16-17	0,28-0,30	1-2,5
из легированной стали	19-20	0,33-0,35	1-2,5

По данным [40] для условий блюминга 1300 максимальный угол захвата зависит от массы слитка, окружной скорости валков и скорости задачи слитка в валки.

Опытные данные по исследованию максимального угла захвата приведены в работах [6,36-40]. Исходя из данных этих исследований в табл.3.2 представлены максимальные углы захвата (коэффициента трения при захвате) для обжимных станов и черновых клетей заготовочных и сортовых станов. Базовые величины α_{30} и f_{30} даны при окружной скорости валков $v=1,6$ м/с. Влияние скорости на величины α_3 и f_3 учитывается коэффициентом k_v :

$$\begin{aligned} \text{при } v_v < 1,6 \text{ м/с,} & \quad k_v = 1,24 - 0,15v; & (3.9) \\ \text{при } v = 1 \div 3,0 \text{ м/с,} & \quad k_v = 1,56 - 0,35v. \end{aligned}$$

При прокатке полос со скоростью $v > 3,0$ м/с следует принимать $k_v = 0,5$.

В соответствии с влиянием скорости валков и влиянием содержания углерода в стали величины максимальных углов захвата (коэффициентов трения при захвате) можно определить из выражений:

$$\left. \begin{aligned} \alpha_3 &= \alpha_{30} \cdot k_v \cdot k_M; \\ f_3 &= f_{30} \cdot k_v \cdot k_M. \end{aligned} \right\} \quad (3.10)$$

где α_{30} и f_{30} — базовые значения максимального угла захвата и коэффициента трения при захвате металла валками из табл.3.2.

Коэффициент k_M из работы [33] для различных сталей равен:

Материал полосы: Ст.3 Ст.6 Ст.У10.

Коэффициент k_M : 1,0 0,93 0,85.

В работе [40] приведен иной метод расчёта максимальных углов захвата металла на блюминге. При прокатке в ящичных калибрах максимальный угол захвата металла валками в 1,05-1,15 раза больше, чем в гладких валках блюминга и может быть определён по выражению

$$\alpha_3 = k_1 - k_2 n_3 + k_3 \cdot v_{сл}, \quad (3.11)$$

где k_1 – коэффициент, учитывающий форму калибра и массу слитка (коэффициент k_1 численно равен максимальному углу захвата при базовых условиях, когда n_3 и $v_{сл}$ равны нулю); k_2 и k_3 – эмпирические коэффициенты; n_3 – скорость вращения валков при захвате, (об/мин); $v_{сл}$ – скорость задачи слитка в валки ($v_{сл}=0,75$ м/с).

По данным [40] коэффициенты k_1, k_2, k_3 равны:

Масса слитка, т	12	8,5
k_1 (гладкая бочка)	24	28
k_1 (в калибре)	26	30
k_2	0,30	0,22
k_3	1,8	1,8

Из выражения (3.11) следует, что увеличение окружной скорости валков (n_2) способствует снижению максимального угла захвата, а увеличение скорости задачи слитка в валки – повышению максимального угла захвата. В последнем случае улучшению условий захвата способствует смятие кромок раската, образование некоторой площадки контакта с валками и повышение сил трения на контакте с валками. При расчёте режима деформации на блюминге 1300 для определения максимальных углов захвата можно использовать выражение (3.11).

При прокате раскатов на слябинге 1100 максимальный угол захвата несколько меньше, чем на блюминге (гладкая бочка) (см. табл. 3.2). Ещё меньшие углы захвата ($\alpha_{30}=16-17^\circ$) имеют место при прокатке на чугунных валках с отбеленной поверхностью ($\geq 65\text{HSD}$). В клетях черновой группы непрерывного широкополосного стана горячей прокатки применение валков из легированной стали увеличивает максимальный угол захвата до $\alpha_{30}=19-20^\circ$, что в 1,18 раза больше, чем в чугунных отбеленных валках. Однако по сравнению с прокаткой на валках слябинга этот угол захвата в 1,05-1,1 раза меньше.

В черновых клетях непрерывного широкополосного стана максимальный угол захвата мало зависит от окружной скорости валков, изменяющейся в пределах $v=1-2,5$ м/с, что обусловлено одновременным влиянием различных факторов (изменение температуры металла, состояния поверхности и материала валков и т.п.).

Используя выражения (3.5)-(3.11) рассчитывают максимальный угол захвата по различным методикам и для расчёта допускаемого обжатия по выражению (3.2) следует принимать минимальное его значение.

3.4. Допускаемое обжатие по энергосиловым параметрам прокатки металла

Режим деформации металла должен предусматривать такие обжатия, при которых валки стана не могут быть разрушены единичной нагрузкой. Известно выражение для расчёта усилия прокатки [22,23]

$$P = p_{cp} \cdot B_{cp} \sqrt{R \cdot \Delta h}. \quad (3.12)$$

После возведения в квадрат обеих частей и решения относительно Δh при допускаемой силе $P_d = P$ получим

$$\Delta h_d = (P_d / p_{cp} \cdot B_{cp})^2 / R, \quad (3.13)$$

где Δh_d – допускаемое обжатие в проходе (в клет); P_d – допускаемое усилие исходя из прочности валков; R – радиус валков в опасном сечении; p_{cp} – среднее нормальное контактное напряжение.

Математическая модель расчёта среднего нормального контактного напряжения представлена ниже. Здесь даны выражения для расчёта допускаемого усилия на валки различных станов.

Блюминг (бочка валка)

$$P_d = 0,1 D^3 \sigma_{из} / x \cdot (1 - x / a_0), \quad (3.14)$$

где D – диаметр валка в опасном сечении, м; $\sigma_{из}$ – допускаемое напряжение материала валка на изгиб (МПа); x – расстояние от оси шейки до опасного сечения валка, м; a_0 – расстояние между нажимными винтами, м.

Слябинг и двухвалковая листовая клеть (бочка валка)

$$P_d = \frac{0,4 \sigma_{из} \cdot D^3}{a_0 - 0,5b}, \quad (3.15)$$

где b – ширина сляба (листа) (м).

Напряжения кручения в теле валка незначительны и их можно не учитывать.

Шейка приводного вала двухвалковой клетки испытывает одновременное действие напряжений изгиба и кручения, и для расчёта допускаемого усилия для двухвалковой клетки используют выражение

$$P_d = 0,2 \cdot \sigma_{из} \cdot d_{ш}^3 / (1 - x/a_0), \quad (3.16)$$

Если $x/a_0 = 0,5$, то

$$P_d = 0,4 \cdot \sigma_{из} \cdot d_{ш}^3, \quad (3.17)$$

где $d_{ш}$ – диаметр шейки вала; x – расстояние от более нагруженной шейки.

Допускаемое усилие для опорных валков клетки кварто определяют по формуле

$$P_d = 0,4 \cdot \sigma_{из} \cdot D_{оп}^3 / (a_0 - 0,5b_k), \quad (3.18)$$

где b_k – ширина контакта рабочего и опорного валков ($b_k = b_{мин}$); $b_{мин}$ – минимальная ширина полосы, прокатываемая на стане.

Шейка опорного вала испытывает только напряжения изгиба, и поэтому допускаемое усилие определяют по формуле

$$P_d = 0,4 \cdot \sigma_{из} \cdot d_{оп}^3 / l_{оп}, \quad (3.19)$$

где $d_{оп}$ и $l_{оп}$ – диаметр и длина шейки опорного вала.

Шейка приводного рабочего вала клетки кварто передаёт только крутящий момент и напряжения кручения. Допускаемый крутящий момент определяют по формуле (для шейки вала)

$$M_d = 0,2 \tau_{кр} \cdot d_{ш}^3, \quad (3.20)$$

где $\tau_{кр}$ – допускаемое напряжение материала на кручение в шейке вала.

Допускаемые напряжения материала валков равны (МПа):

На изгиб ($\sigma_{из}$):

из серого чугуна	- 70-80
из легированного чугуна	- 80-90
стальные литые	- 100-120
кованные из углеродистой стали	- 120-130
кованные из легированной стали	- 140-150

На кручение ($\tau_{кр}$):

чугунные	- 70-80
стальные	- 80-100

Выражение (3.13) для расчёта Δh_d требует предварительного расчёта среднего нормального напряжения σ_{cp} . Однако это можно выполнить при заранее известном значении абсолютного обжатия Δh в данном проходе. Поскольку обжатие неизвестно, т.к. определение его величины является задачей выражения (3.13), то решение этого выражения производят методом итераций (приближения), с использованием компьютерной техники. В работах [29,41] предложен итерационный метод расчёта различных параметров прокатки, сокращающий время выполнения математических операций. В соответствии с этим методом выполняют расчёт усилия прокатки (P) для двух величин обжатий: минимального $\Delta h'$ и максимального $\Delta h''$ для данного стана (клетей) и характерных температур металла при прокатке. При расчёте допускаемых величин P_d принимают минимальный диаметр валков. При расчёте допускаемого обжатия, например, на слябине, предварительно принимают $\Delta h'=25-30$ мм, а $\Delta h''=70$ мм, рассчитывают энергосиловые параметры и допускаемые величины усилия и момента P_d и M_d , а затем определяют значения Δh_d по выражениям:

$$\left. \begin{aligned} \Delta h_d &= \Delta h' + (\Delta h'' - \Delta h')(P_d - P')/(P'' - P'); \\ \Delta h_d &= \Delta h' + (\Delta h'' - \Delta h')(M_d - M')/(M''_{кр} - M'_{кр}); \\ \Delta h_d &= \Delta h' + (\Delta h'' - \Delta h')(N_d - N')/(N'' - N'), \end{aligned} \right\} (3.21)$$

где P' , $M'_{кр}$, N' - энергосиловые параметры при прокатке с минимальным обжатием; P'' , $M''_{кр}$, N'' - тоже для максимальных обжатий; N_d - проектная (установленная) мощность главного привода, кВт.

При расчёте режима деформации на блюминге предварительно принимают $\Delta h'=60-65$ мм, $\Delta h''=90-100$ мм.

3.5. Расчёт допускаемого обжатия

Определим допускаемое обжатие исходя из условий захвата раската валками.

1. Исходные данные: Диаметр валков по буртам $D_6=1150$ мм; размеры слитка: головная часть $H' \times B'=760 \times 680$ мм, донная часть $H'' \times B''=800 \times 740$ мм, температура начала прокатки $t=1200^\circ\text{C}$, материал слитка сталь марки Ст.3, размеры блюма $h \times b=320 \times 320$ мм, количество калибров на валках - 4.

2. Находим катающие диаметры валков в калибрах:

$$D_i = 0,9 \cdot D_0 - h_k,$$

где 0,9 – коэффициент уменьшения диаметра в результате переточек;
 h_k – глубина вреза на диаметр.

Калибр 1 (гладкая бочка)

$$D_1 = 0,9 \cdot 1150 - (80 \div 100) = 950 \text{ мм};$$

калибры 2-4 (ящичные)

$$D_2 = 0,9 \cdot 1150 - (0,15 \div 0,19) \cdot 1150 = 850 \text{ мм}.$$

3. Определим максимальные (допускаемые) углы захвата и обжатия в калибрах. В работе [6] рекомендуют следующие частоты вращения валков при захвате раската (скорости v_3 определены для расчётных D_i):

Калибр	n_3 , об/мин	v_3 , м/с
I (гладкая бочка)	- 10-15	0,5-0,75
II, III (ящичные)	- 15-30	0,67-1,34
IV, V (ящичные)	- 30-40	1,34-1,8.

Для блюминга 1150 допускаемые углы захвата определяем из выражений (3.9) и (3.10) при $v_3 < 1,6 \text{ м/с}$ ($v_3 = 0,7 \text{ м/с}$ для гладкой бочки) и $v_3 = 1,5 \text{ м/с}$ для калибров (рис. 1.4):

$$k_v = 1,24 - 0,15 \cdot 0,7 = 1,135 \text{ (калибр I);}$$

$$k_v = 1,24 - 0,15 \cdot 1,34 = 1,04 \text{ (калибр II-IV);}$$

$$\alpha_3 = 22 \cdot 1,135 \cdot 1,0 \approx 25^\circ \text{ (калибр I);}$$

$$\alpha_3 = 22 \cdot 1,04 \cdot 1,0 \approx 25^\circ \text{ (калибр II-IV).}$$

Принимаем для всех калибров $\alpha_3 = 25^\circ$ ($0,438 \text{ рад}$). Тогда из формулы (3.2) получим

$$\Delta h_d = 475 \cdot 0,438^2 \approx 91 \text{ мм (калибр I);}$$

$$\Delta h_d = 425 \cdot 0,438^2 \approx 82 \text{ мм (калибр II-IV).}$$

Определяем допускаемые обжатия исходя из прочности валка по формулам (3.13), (3.21), применяя следующую методику.

1. Задаём исходные данные, рассчитываем необходимые параметры деформации в первом и последнем проходах и определяем допускаемое обжатие исходя из величин энергосиловых параметров прокатки. Характеристика валков: диаметр валков в калибре I – $D_1 = 950 \text{ мм}$, в калибре IV – $D_2 = 850 \text{ мм}$, диаметр шейки $d_{ш} = 700 \text{ мм}$, длина шейки $l_{ш} = 740 \text{ мм}$, расстояние между осями шеек валков $\alpha_0 = 3500 \text{ мм}$,

материал валков — сталь марки 50XH, допускаемые напряжения (МПа): на изгиб — $\sigma_{из}=125$; на кручение — 80.

2. Расчёт параметров деформации в первом (калибр I) и последнем (калибры III и IV) проходах.

Последовательно рассчитываем: толщины раскатов, длину дуги контакта, угол захвата, отношения B_{cp}/h_{cp} и B_{cp}/l_d , уширение, напряжение течения, среднее нормальное контактное напряжение, усилие и крутящий момент прокатки [22,29].

При предварительном выборе абсолютных обжатий ориентируемся на данные расчёта по п.3.5: $\Delta h_1=91$ мм и $\Delta h_4=82$ мм. Для расчёта принимаем для первого и четвёртого калибров: $\Delta h'_{I(4)}=90$ мм и $\Delta h''_{I(4)}=60$ мм. Ширину раската для расчёта уширения принимаем равной $B_{cp}=B_1=740$ мм, и $B_{cp}=B_4=320$ мм. Тогда получим для первого прохода (в скобках для последнего прохода в калибре IV) ($\Delta h'=90$ мм):

$$h_1 = H_1 - \Delta h_1 = 800 - 90 = 710 \text{ мм } (h_4=320 \text{ мм});$$

$$l_{d1} = \sqrt{R_1 \cdot \Delta h_1} = \sqrt{475 \cdot 90} = 206 \text{ мм } (l_{d4}=160 \text{ мм});$$

$$\alpha_1 = l_{d1} / R_1 = 206 / 475 = 0,432 \text{ рад } (\alpha_4=0,375 \text{ рад});$$

$$B_1 / l_{d1} = 740 / 206 = 3,59 \text{ (2,0);}$$

$$B_1 / h_{cp} = 740 / 755 = 0,98 \text{ (0,913).}$$

Уширение для неравномерной деформации высоких полос определяем по выражению

$$\Delta b = 0,16 \cdot \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}, \quad (3.22)$$

полученному на основании обработки опытных данных [8].

Логарифмический показатель уширения определяем по формуле

$$a = \Delta b \cdot h_{cp} / \Delta h \cdot B_{cp}. \quad (3.22,а)$$

Температуру начала прокатки на бломинге принимают равной $t_n=1200-1230^\circ\text{C}$, а окончания — $t_k=1100-1150^\circ\text{C}$. Падение температуры составляет $\Delta t \approx 80-100^\circ\text{C}$.

Для определения скорости деформации необходимо знать скоростной режим прокатки в первом и последнем проходах. На основании практических данных для предварительного расчёта допускаемых обжатий принимаем (об/мин):

Калибр	n_3	n_B	n_M
I	10-15	15-20	40-45
IV	30-40	70-80	70-80,

где n_3 и $n_в$ — частота вращения валков при захвате и выбросе раската;
 n_m — максимальная частота вращения валков.

При расчёте допускаемых обжатий следует принимать максимальные значения частот вращения валков, т.е. для первого прохода - $n_m=4506/\text{мин}$ ($v_m=2,23\text{м/с}$), для последнего прохода в калибр 4 - $n_m=8006/\text{мин}$ ($v_m=3,56\text{м/с}$).

Относительное обжатие и скорость деформации [22]:

$$\varepsilon_1 = \Delta h_1 / H_1 = 90/800 = 0,113 \quad (0,158);$$

$$u_1 = v_1 \cdot \varepsilon_1 / l_{d1} = 2230 \cdot 0,113 / 206 = 1,27\text{с}^{-1} \quad (3,57\text{с}^{-1}).$$

Определяем напряжение течения металла из выражений работы [22] (а также см. далее). Химсостав стали марки Ст.3, %: 0,18C; 0,21Si; 0,47Mn

$$N_1 = 0,18 + 0,21 + 0,47 = 0,86.$$

Далее рассчитываем последовательно: напряжение течения металла (σ_T), сопротивление металла деформации (σ_ϕ), нормальное контактное напряжение (p_{cp}) и усилие прокатки ($N_1 \leq 5$) [22]:

$$\sigma_T = \sigma_{T6} \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u; \quad \sigma_\phi = \sigma_T \cdot \lambda; \quad (3.23)$$

$$\sigma_{T6} = 80 + 25 \left[1 - \left(\frac{5 - N_1}{45} \right)^{1,8} \right]; \quad (3.24)$$

$$k_t = 1,66 - 1,1 \left(\frac{t}{400} - 2 \right)^{0,7}, \quad (3.25)$$

где σ_{T6} — базовое напряжение течения металла; k_t , k_ε , k_u — коэффициенты, учитывающие влияние соответственно температуры, степени и скорости деформации металла; λ — коэффициент Лодэ.

Среднее нормальное контактное напряжение для прокатки высоких полос в калибрах рассчитывают по выражению (МПа)

$$p_{cp} = \sigma_\phi [1 + 0,2 \cdot (1 - \alpha) \cdot n_\phi \cdot l_d / h_{cp}] [1 + (1,1 - l_d / h_{cp})^2], \quad (3.26)$$

а усилие прокатки по формуле (МН)

$$P = p_{cp} l_d \cdot B_{cp}, \quad (3.27)$$

где α — логарифмический показатель уширения; n_ϕ — коэффициент, учитывающий влияние дополнительных сил трения в калибре.

Рассчитываем [22] усилие прокатки при $n_{\phi 1}=1,0$; $n_{\phi 4}=1,1$:

$$\sigma_{T6} = 80 + 25 \left[1 - \left(\frac{5 - 0,86}{4,5} \right)^{1,8} \right] = 83,5 \text{ МПа.}$$

Коэффициенты равны: $k_i=0,66$ (0,76); $k_e=1,022$ (1,116); $k_u=0,74$ (0,81).

Из формулы (3.23) имеем ($\lambda=1,15$):

$$\sigma_{T1}=83,5 \cdot 0,66 \cdot 1,022 \cdot 0,74=41,8 \text{ МПа (57,3 МПа);}$$

$$\sigma_{\Phi 1}=1,15 \cdot 41,8=48 \text{ МПа (66 МПа).}$$

Из формулы (3.26) получим [$a=0,06$ (0,15)]:

$$\begin{aligned} p_{cp} &= 48(1+0,2 \cdot 0,94 \cdot 0,283)[1+(1,1-0,283)^2]= \\ &= 92,2 \text{ МПа (101 МПа).} \end{aligned}$$

Усилие прокатки в калибрах I и IV определяем при следующих обжатиях: $\Delta h_1=90 \text{ мм}$ и $\Delta h_4=60 \text{ мм}$ (МН):

$$P_1=92,2 \cdot 0,206 \cdot 0,743=14,1 \text{ (11,9),}$$

а также при обжатиях $\Delta h_1=60 \text{ мм}$ и $\Delta h_4=90 \text{ мм}$ (МН):

$$P_1=92,2 \cdot 169 \cdot 0,743=11,6 \text{ (6,57).}$$

Допускаемые усилия в калибрах I и IV по формуле (3.14) равны ($x_1=0,95 \text{ м}$, $x_4=2,9 \text{ м}$; $a_0=3,5 \text{ м}$, $\sigma_{из}=125 \text{ МПа}$, $D_1=0,95 \text{ м}$, $D_4=0,85 \text{ м}$) (МН):

$$P_{d1}=0,1 \cdot 125 \cdot 0,95^3 / 0,95(1-0,271)=14,8 \text{ (15,5).}$$

Допускаемое усилие, исходя из прочности шейки валка, рассчитываем по выражению (3.16). Однако вследствие нагружения шейки валка усилием и крутящим моментом допускаемое напряжение на изгиб не должно превышать результирующее напряжение $\sigma_{рез}$, т.е. $\sigma_{из} \leq \sigma_{рез}$ (МПа):

для стальных валков

$$\sigma_{рез} = \sqrt{\sigma_{из}^2 + 3\tau_{кр}^2};$$

для чугунных валков

$$\sigma_{рез} = 0,375 \cdot \sigma_{из} + 0,625 \sqrt{\sigma_{из}^2 + 4\tau_{кр}^2}.$$

В связи с этим, при расчёте допускаемого усилия исходя из прочности шейки валка по выражению (3.16) следует принимать минимальное значение $\sigma_{из}$. Для рассматриваемого случая $\sigma_{из} = 120 \text{ Н/мм}^2$, а допускаемое усилие в калибре IV

$$P_{дш} = 0,2 \cdot 120 \cdot 0,7^3 / (0,74 \cdot 2,9/3,6) = 13,8 \text{ МН},$$

что несколько больше фактических усилий прокатки, но меньше допускаемого усилия по прочности бочки валка ($P_{д4} = 15,5 \text{ МН}$). Поэтому при расчёте допускаемого обжатия в калибре IV следует принимать $P_{дш} = 13,8 \text{ МН}$. Величины допускаемых усилий по прочности шейки валка при прокатке в калибрах II и III будут несколько больше, поскольку уменьшается параметр χ/a_0 .

Допускаемые обжатия исходя из расчётного усилия прокатки и допускаемого усилия [выражение (3.21)]:

$$\begin{aligned} \Delta h_{д1} &= 90 + (60 - 90)(14,8 - 14,1)/(14,1 - 11,6) = \\ &= 90 - 30 \cdot 0,7/2,5 = 90 - 8,4 = 91,6 \text{ мм}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta h_{д4} &= 60 + (60 - 90)(13,8 - 11,9)/(6,57 - 11,9) = \\ &= 60 - 30 \cdot 1,9/5,33 = 60 + 11 = 71 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Допускаемая величина крутящего момента на шейках валка равна

$$M_d = 0,2 \cdot \tau_{кр} \cdot d_{ш}^3; \quad (3.28)$$

$$M_d = 0,2 \cdot 80 \cdot 0,7^3 = 5,95 \text{ МН} \cdot \text{м}.$$

Фактический крутящий момент рассчитываем из выражения

$$M = \psi \cdot P \cdot l_d. \quad (3.29)$$

Коэффициент ψ положения равнодействующих сил определим по формуле [22]

$$\psi = 0,8 - 0,44 \cdot l_d/h_{ср}. \quad (3.30)$$

При $l_d/h_{ср} = 0,283$, $P = 14,1$, $l_d = 206 \text{ мм}$ получим:

$$\Psi = 0,8 - 0,44 \cdot 0,283 = 0,68;$$

$$M = 0,68 \cdot 14,1 \cdot 0,206 = 1,97 \text{ МН} \cdot \text{м},$$

что существенно меньше допускаемого.

Таким образом, из приведенного расчёта следует, что величину обжатия на данном стане ограничивают условия захвата металла валками (калибр I) ($\Delta h_1 = 91 \text{ мм}$) и прочность валков в калибре IV ($\Delta h_4 = 71 \text{ мм}$).

3.6. Расчёт режима деформации раската при прокатке на блюминге

1. Исходные данные приведены в п.п.3.4-3.5. На основании расчётов принимаем предварительно следующие обжатия: калибры I-IV – $\Delta h_1 = 91 \text{ мм}$; $\Delta h_2 = \Delta h_3 = 82 \text{ мм}$, $\Delta h_4 = 70 \text{ мм}$. Средняя величина обжатия равна

$$\Delta h_{cp} = \frac{\Delta h_1 + \Delta h_2 + \Delta h_3 + \Delta h_4}{4} = \frac{91 + 82 + 82 + 70}{4} \approx 81 \text{ мм}.$$

2. Определим фактическое суммарное обжатие по каждой стороне от слитка к готовому блюму. Суммарное обжатие по сторонам Н и В:

$$\left. \begin{aligned} \sum \Delta h_H &= H - h + k_y (B - b); \\ \sum \Delta h_B &= B - b + k_y (H - h), \end{aligned} \right\} \quad (3.31)$$

где Н и В – максимальные высота и ширина слитка; h и b – готовые размеры блюма; k_y – коэффициент, учитывающий увеличение обжатия в предыдущем периоде кантовки ($k_y = 0,1-0,2$) за счёт уширения металла.

При расчёте режима деформации для получения блюмов крупных размеров (для непрерывно-заготовочных станов) можно принимать $k_y = 0,15$.

Если слиток кипящей стали задают в валки донной частью ($H = 800 \text{ мм}$, $B = 740 \text{ мм}$), то для последующих расчётов принимают указанные размеры. При задаче головной частью, в качестве исходных размеров принимают: $H = 760 \text{ мм}$ и $B = 680 \text{ мм}$. Предусматриваем задачу слитка в валки головной (узкой) частью, что повышает эффективность процесса (обеспечивает снижение количества проходов). В этом случае величина обжатия заднего конца слитка при снятии конусности будет несколько большей, чем в головной части.

Из формулы (3.31) получим:

$$\sum \Delta h_H = 760 - 320 + 0,16(680 - 320) = 494 \text{ мм};$$

$$\sum \Delta h_B = 680 - 320 + 0,16(760 - 320) = 426 \text{ мм}.$$

3. Определим число проходов по каждой стороне слитка:

$$N'_H = \sum \Delta h_H / \Delta h_{cp}; \quad N'_B = \sum \Delta h_B / \Delta h_{cp}; \quad (3.32)$$

$$N'_H = 494/81 = 6,1; \quad N'_B = 426/81 = 5,22.$$

Результат округляем до целых чисел, причём общее количество проходов должно быть нечётным (принимаем $N_H=6$ и $N_B=5$, всего 11 проходов). Тогда новые средние величины обжатий по сторонам Н и В равны:

$$\Delta h_{cp} = \sum \Delta h_H / N_H = 494/6 \approx 83 \text{ мм};$$

$$\Delta h_{cp} = \sum \Delta h_B / N_B = 426/5 \approx 85 \text{ мм}.$$

4. Слитки для прокатки блюмов имеют прямоугольное сечение, а размеры донной и головной частей его различные. Расчёты режима деформации выполняют по большему сечению. Слиток задают в валки узкой частью, что обеспечивает лучшие условия захвата его валками. В процессе прокатки раскат кантуют на 90° после некоторых чётных калибров. С точки зрения повышения производительности стана следует предусматривать меньшее количество кантовок, а для повышения качества блюмов количество кантовок увеличивают. Необходимые условия устойчивости раската и выполнения кантовок являются следующие:

- кантовка на 90° после $2^{\text{го}}$ прохода с целью удаления конусности слитка;
- кантовка после достижения предельного отношения $b/h=1,3-1,35$ в чётном проходе на гладкой бочке (калибр I);
- при переходе с гладкой бочки в калибр II – предельное отношение в чётном проходе $b/h=1,7-1,75$;
- при прокатке в калибрах II – III кантовку выполняют после достижения отношения $b/h=1,7-1,75$ (или менее при необходимости);
- при передаче раската из калибра в калибр выполняют кантовку независимо от отношения b/h (b и h – ширина и высота раската в чётном проходе);
- перед последним (выпускным) проходом кантовку выполняют независимо от величины b/h , но при $b/h > 1$.

5. Рассчитываем параметры деформации, принимая во всех проходах на гладкой бочке обжатие $\Delta h = 90 \text{ мм}$ (п.3). Все линейные размеры имеют размерность в мм.

Проход 1 (калибр I – гладкая бочка) (обжатие по стороне Н):

$$h = H - \Delta h = 760 - 90 = 670;$$

$$h_{cp} = 0,5(H + h) = 0,5(760 + 670) = 715;$$

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h} = \sqrt{475 \cdot 90} = 206;$$

$$\alpha = l_d / R = 206 / 475 = 0,438 \text{ рад.}$$

Уширение по формуле (3.22) при $B_{cp} \approx B$ и для гладкой бочки $n_\Phi = 1$, для калибров – $n_\Phi = 1,1$:

$$\Delta b = k_y \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp} \approx 0,16 \cdot 90 \cdot 670 / 715 \approx 13,0;$$

$$b = B + \Delta b = 680 + 13 = 693.$$

Проход 2 (гладкая бочка). $H = 670 \text{ мм}$, $B = 693 \text{ мм}$, $\Delta h = 90 \text{ мм}$:

$$h = 670 - 90 = 580;$$

$$h_{cp} = 0,5(670 + 580) = 625;$$

$$\Delta b = 0,16 \cdot 90 \cdot 693 / 625 \approx 10,0;$$

$$b = 693 + 10 = 703.$$

Проход 3 (гладкая бочка). Кантовка раската на 90° (обжатие по стороне В):

$$H_3 = b_2 = 703 \text{ мм};$$

$$B_3 = h_2 = 580 \text{ мм};$$

$$h = 703 - 90 = 613;$$

$$h_{cp} = 658;$$

$$\Delta b = 0,16 \cdot 90 \cdot 0,88 \approx 12,0; \quad b = 580 + 12 = 592.$$

Аналогичным образом производят расчёт параметров прокатки и в остальных проходах. После шестого прохода на гладкой бочке отношение $b_6/h_6 \approx 1,75$. Если продолжить прокатку раската по стороне Н, то в проходе 8 отношение $b_8/h_8 > 1,75$. Следовательно, необходима кантовка раската на 90° и передача его в калибр II (табл.3.3). Обычно, при сравнительно небольших обжатиях, в калибре II не выполняют кантовку раската, если это не диктуется специальными требованиями технологии. Затем кантовку раската выполняют после 10^{го} прохода перед выпускным 11^м проходом. В результате расчёта получим блон

$h \times b = 320 \times 331$ мм. Для получения $b = 320$ мм необходимо увеличить суммарное обжатие в 7-10 проходах (обжатие по стороне Н) на 11 мм ($\Delta h = 331 - 320 = 11$ мм). Если прокатку раската в 11^м проходе выполняют в III калибре, то величину обжатия оставляют неизменной ($\Delta h = 82$ мм), а если в IV калибре, то величину обжатия уменьшают до $\Delta h = 70$ мм (исходя из прочности шейки валка), а обжатие $\Delta h = 10$ мм переносят в 3-6 проходы, где величина обжатия ограничивается условиями захвата раската валками. Для получения больших обжатий несколько уменьшают окружную скорость валков, но выдерживают $h/b \leq 1,75$ при кантовке раската.

Таблица 3.3. Режим обжатия на блюминге 1150 при прокатке блюма 320x320 мм

Номер прохода	Обжимаемая сторона	h, мм	b, мм	Δh , мм	Δb , мм
Слиток		800/760	740/680	-	-
1	Н	670	693	120/90	13
2	Н	580	703	90	10
Кантовка					
3	В	613	592	90	12
4	В	523	605	90	13
5	В	443	620	80	15
6	В	363	640	80	20
Кантовка					
7	Н	560	371	80	8
8	Н	480	380	80	9
9	Н	400	390	80	10
10	Н	320	402	80	12
Кантовка					
11	В	320	331	82	11

При прокатке на блюминге слябов максимальные (допускаемые) обжатия ограничены прочностью валка, деталей главной линии стана и мощностью установленного двигателя [выражения (3.21)].

4. Расчёт калибровок валков для прокатки мелкой заготовки и простых сортовых профилей

В задачу калибровки валков для прокатки заготовок и сортовых профилей входит расчёт рациональных режимов деформации металла в клетях и определение размеров калибров. Формы калибров (систему калибровки) определяют на основании известных практических данных, а в качестве заготовок используют квадратные заготовки для прокатки простых сортовых профилей (квадратные и круглые профили).

Необходимыми условиями получения рациональных режимов деформации металла в калибрах является применение теоретически и физически обоснованных методов расчёта средневзвешенного абсолютного обжатия, усреднённой ширины контакта полосы с валками, среднего и осевого уширения металла с учётом форм заготовки и калибра. Математические модели расчёта указанных параметров представлены в гл.1 и 2, а их достоверность подтверждена соответствующими опытными данными (см.п.2.8).

В отличие от известных методов расчёта калибровок валков для прокатки в калибрах вытяжных систем [1,3,6,7,9,10,25], в рассматриваемом методе предлагается универсальная модель расчёта, пригодная для всех систем (прямоугольник – ящичный квадрат, ромб-квадрат, шестиугольник – квадрат, овал – квадрат, овал – ребровой овал (круг)) [12,21,29-32]. Кроме того, в универсальной модели расчёта калибровки производится более точный расчёт среднего обжатия и уширения, с учётом влияния ширины полосы и формы калибра.

Суть расчёта калибровки валков заключается в том, чтобы при известных площадях заготовки и калибра (рис.4.1) и заданных размерах, например, калибра определить размеры (H и B) заготовки, которые обеспечат полное (необходимое) заполнение ширины. При полном заполнении калибра ($\delta=1$) ширина полосы будет равна « b », а

если степень заполнения $\delta < 1$, то ширина полосы $b_{\phi} < b$ (рис.2.13). Обычно рекомендуют следующие величины степени заполнения металлом в различных калибрах ($\delta = b_{\phi}/b$):

- ящичные – 0,85-0,95;
- ромбические и квадратные – 0,85-0,9;
- шестиугольные – 0,8-0,9;
- овальные (однорядусные) – 0,8-0,9;
- двухрядусные овалы – 0,95;
- плоские овальные калибры – 0,95;
- ребровые овальные калибры – 0,95-1,0.

При прокатке сортовых профилей степень заполнения чистовых калибров $\delta \approx 1,0$.

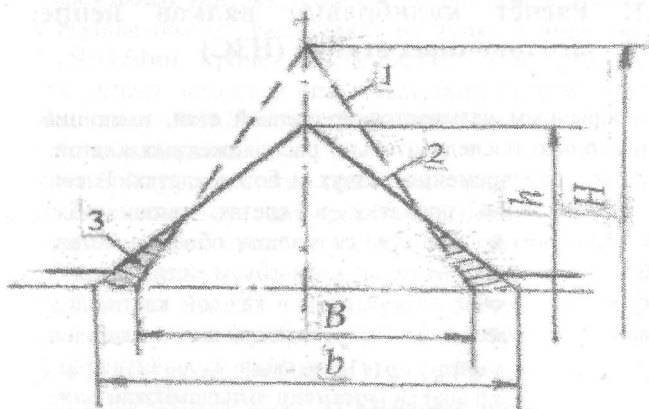


Рис.4.1. Схема системы ромб (1) – квадрат (2) (без радиусов закруглений рёбер и переходов); 3 – пространство на уширение

Решение поставленной задачи может быть выполнено методом итераций (подбора). Для получения точных размеров заготовки необходимо выполнить три-четыре расчёта. В работах [29-32,41] предложен метод расчёта размеров заготовки (или калибра), требующий всего две итерации (см.гл.2). Расчёт калибровки выполняется или по ходу прокатки, или против хода прокатки. Оба метода правомерны. При этом возможны два пути начала расчёта калибровки:

- при заданных размерах чистового (промежуточного) калибров и заготовки определяют суммарный коэффициент

вытяжки и распределяют по клетям частные величины коэффициентов вытяжек. Если частные коэффициенты вытяжек существенно меньше максимально допускаемых, то уменьшают количество задействованных клетей непрерывного стана или увеличивают размеры заготовки; при заданных размерах готового (чистового) профиля и максимально допускаемых величинах коэффициентов вытяжек и углов захвата раската валками определяют суммарный коэффициент вытяжки и размеры заготовки (при известном количестве клетей) или количество клетей (при известных размерах заготовки).

4.1. Расчёт калибровки валков непрерывно-заготовочных станов (НЗС)

Непрерывным называется прокатный стан, имеющий в своём составе несколько последовательно расположенных клетей, а полоса прокатывается одновременно в двух и более клетях. В связи с этим процесс непрерывной прокатки в клетях связан обязательным условием – законом постоянства секундных объёмов металла во всех клетях. В соответствии с этим законом объём металла, проходящий в одну секунду через очаг деформации в каждой клети, должен быть одинаковым, т.е. должно соблюдаться следующее соотношение

$$v_{B1} \cdot q_1 (1 + s_1) = v_{B2} \cdot q_2 (1 + s_2) = \dots = v_{Bi} \cdot q_i (1 + s_i), \quad (4.1)$$

где v_i , q_i , s_i – средние окружная скорость валков, площадь сечения полосы и опережение металла в каждой клети.

Имея в виду, что $v_i = v_{вi}(1 + s_i)$ запишем

$$C = v_1 \cdot q_1 = v_2 \cdot q_2 = \dots = v_i \cdot q_i \quad (4.2)$$

В практических условиях процесс прокатки на НЗС выполняют с некоторым (небольшим натяжением – $\sigma_n = 10-15 \text{ МПа}$) и

$$C_i < C_{i+1},$$

а соотношение секундных объёмов в клетях составляет $k_p = C_{i+1}/C_i = 1,01-1,02$, то есть секунднй объём металла в последующей клети несколько больше, чем в предыдущей.

Такое соотношение необходимо для предотвращения подпора или петлеобразования полосы на межклетевом участке и возникновения аварийной ситуации. Однако значительное напряжение натяжения полосы ($k_p > 1,02$) также недопустимо из-за возможного

значительного пластического деформирования полосы на межклетевом участке и её порыва.

НЗС 900/700/500 имеет три группы клеток с индивидуальным приводом валков [43,44]. В первой (обжимной) группе две клетки с диаметром валков $D_6 \approx 900$ мм, во второй (черновой) группе две клетки с $D_6 = 900$ мм и четыре с $D_6 = 730$ мм (клетки 5 и 7 с вертикальным расположением валков), в третьей (чистовой) группе шесть клеток с $D_6 = 530$ мм (клетки 9, 11, 13 с вертикальным расположением валков).

Пример. В качестве примера выполним расчёт размеров калибров для прокатки заготовок с размерами 80x80 (сталь марки ст.3) из блока $H \times B = 360 \times 360$ мм. В первой и второй группах стана обычно применяют ящичную систему калибров (рис.1.5). Перед клетью 3 производят кантовку раската. Из последней клетки (клеть 8) черновой группы обычно выпускают заготовку в виде квадрата со стороной 150x150 мм. Кроме того, в клетях 4 и 6 предусматривают выпуск квадратных заготовок (по заказу потребителя) с размерами ~240x240 мм и ~190x190 мм. Возможны и другие размеры промежуточных квадратов.

В чистовой группе клеток применяют систему ромб - квадрат, как наиболее рациональную для прокатки заготовок на НЗС (рис.1.5). Достоинством ящичной системы калибровки является сравнительно небольшой врез калибра в валки и сравнительно большие величины обжатий. Система ромб — квадрат обеспечивает хорошую устойчивость раската в калибре и небольшое уширение. Последнее повышает эффективность прокатки в этой системе калибров.

Рабочие максимальные диаметры валков следующие:

клетки 1-4 - $D_6 = 900$ мм;

клетки 5-8 - $D_6 = 730$ мм;

клетки 9-14 - $D_6 = 530$ мм.

Температуру начала прокатки на стане можно принимать в пределах $t_H = 1120-1140^\circ\text{C}$, а окончания прокатки $t_K = 1050-1070^\circ\text{C}$. Распределение температур по клетям рекомендуют рассчитывать по выражениям:

$$\left. \begin{aligned} t_i &= t_0 - K/q_i; \\ t_0 &= t_H + K/q_0; \\ K &= (t_H - t_K)q_0 \cdot q_K / (q_0 - q_{K-1}), \end{aligned} \right\} \quad (4.3)$$

где q_0 – исходная площадь поперечного сечения бляма; q_k – площадь конечной заготовки; q_i – площадь раската перед i -той клетью; q_{k-1} – площадь раската в предпоследней клетке.

Общие положения

Поскольку прокатывается заготовка крупных размеров, то врез калибра в валки может быть существенно меньше высоты раската в клетке. Рекомендуют следующую глубину вреза на диаметр валка: клетки 1,2 – $h_k=150-160\text{мм}$; клетки 3,4 – $h_k=170-190\text{мм}$; клетки 5,6 – $h_k=150-170\text{мм}$; клетки 7,8 – $120-135\text{мм}$. Небольшой врез h_k ручья калибра обеспечивает повышение прочности валка за счёт меньших напряжений от усилия прокатки.

В черновой группе режим деформации металла рассчитывают исходя из условий захвата раската валками с учётом того, что из последней клетки черновой группы (клеть 8) выпускают, как правило, раскат с размерами $150 \times 150\text{мм}$. Кроме того, предусматривают выпуск промежуточных квадратных заготовок в клетях 4 и 6 с размерами сторон $s_4=220-245\text{мм}$ и $s_6=180-195\text{мм}$. Определяем последовательно:

- площади поперечного сечения (без учёта закруглений рёбер);
- коэффициенты вытяжек;
- катающие диаметры валков в калибрах;
- скорости прокатки раската в клетях;
- коэффициенты трения и допускаемые углы захвата;
- допускаемые обжатия;
- размеры раскатов в калибрах.

Определим площади квадратных калибров в клетях 4 ($s_4=240\text{мм}$), 6 ($s_6=190\text{мм}$) и 8 ($s_8=150\text{мм}$) по формуле $q_i=s_i^2$ и данные заносим в табл.4.1. В клетях 1-3, где имеет место свободное уширение, максимальные диаметры валков, величина коэффициента вытяжки обусловлена допускаемым обжатием. В клетях 4-8 коэффициент вытяжки обусловлен величиной допускаемого обжатия и ограничением уширения. Таким образом, в каждой группе клетей имеются факторы, способствующие увеличению и снижению коэффициента вытяжки. Учитывая это, в предварительном расчёте целесообразно принять одинаковые величины коэффициента вытяжки в клетях 1-4, 5-8.

Суммарный коэффициент вытяжки в клетях 1-4 равен

$$\sum \mu_{1-4} = q_0 / q_4 = 129500 / 57750 = 2,230.$$

Средний коэффициент вытяжки в клетях 1-4 равен ($n=4$ – количество клетей)

$$\mu_{1-4} = \sqrt[4]{\mu_{1-4}} = \sqrt[4]{2,230} = 1,225.$$

Средний коэффициент вытяжки соответственно в клетях 5-8 равен:

$$\mu_{5,6} = \sqrt{q_4 / q_6} = \sqrt{57750 / 35850} = 1,246;$$

$$\mu_{7,8} = \sqrt{q_6 / q_8} = \sqrt{35850 / 22500} = 1,266.$$

Проверка правильности расчёта:

$$\sum \mu_{1-8} = q_0 / q_8 = 129500 / 22500 = 5,77;$$

$$\sum \mu_{1-8} = \mu_{1-4}^4 \cdot \mu_{5,6}^2 \cdot \mu_{7,8}^2 = 1,225^4 \cdot 1,246^2 \cdot 1,266^2 \approx 5,75.$$

Определяем площади поперечного сечения раскатов во всех клетях по формуле

$$q_{i-1} = \mu_i \cdot q_i; \quad (4.4)$$

$$q_7 = \mu_8 \cdot q_8 = 1,266 \cdot 22500 = 28500 \text{ мм}^2 \text{ и т.д.}$$

Определим площади поперечного сечения и коэффициенты вытяжки в парах калибров чистовой группы, из которой выпускают квадратные заготовки со стороной 125, 100 и 80 мм (соответственно клетки 10, 12, 14) (см. табл. 4.1). Суммарный коэффициент вытяжки в чистовой группе равен

$$\sum \mu_{9-14} = q_8 / q_{14} = 22500 / 6400 = 3,52.$$

Средний коэффициент вытяжки по клетям 9-14 соответственно равен (табл. 4.1):

$$\mu_{9,10} = \sqrt{q_8 / q_{10}} = \sqrt{22500 / 15625} = 1,20;$$

$$\mu_{11,12} = \sqrt{q_{10} / q_{12}} = \sqrt{15625 / 10000} = 1,25;$$

$$\mu_{13,14} = \sqrt{q_{12} / q_{14}} = \sqrt{10000 / 6400} = 1,25.$$

Проверка

$$\sum \mu_{9-14} = 1,20^2 \cdot 1,25^2 \cdot 1,25^2 = 3,52.$$

Из табл. 2.9 следует, что коэффициент вытяжки в ромбических калибрах в 1,078 раза больше, чем в квадратных калибрах. С учётом этого, для НЗС чистовой группы НЗС будет иметь для ромбических и квадратных калибров соответственно:

$$\mu_p = \mu_c \cdot \sqrt{1,078}; \quad \mu_{кв} = \mu_c / \sqrt{1,078},$$

где μ_p , $\mu_{кв}$, μ_c – коэффициенты вытяжки соответственно в ромбическом, квадратном калибрах и средний в паре калибров.

Таблица 4.1. Расчётные промежуточные параметры прокатки ($H=B=360\text{мм}$, $q_0=129500\text{мм}^2$)

№№ кле- тей	Форма калибра	D, мм	q, мм ²	μ	t, °C	v, м/с
Черновая группа						
1г	Ящичный прямоугольн.	700	106500	1,225	1130	0,42
2г	-//-	700	86300	1,225	1124	0,52
3г	-//-	670	70500	1,225	1123	0,63
4г	Ящичный квадрат	670	57750	1,225	1121	0,78
5в	Ящичный прямоугольн.	520	45360	1,266	1119	0,99
6г	Ящичный квадрат	520	35850	1,266	1117	1,25
7в	Ящичный прямоугольн.	555	28500	1,266	1113	1,57
8г	Ящичный квадрат	555	22500	1,266	1109	2,00
Чистовая группа						
9в	Ромб	430	18050	1,245	1104	2,47
10г	Квадрат	420	15625	1,155	1099	2,87
11в	Ромб	448	12050	1,300	1090	3,71
12г	Квадрат	438	10000	1,205	1085	4,48
13в	Ромб	460	7712	1,300	1074	5,80
14г	Квадрат	450	6400	1,205	1060	7,00

Расчётные величины коэффициентов вытяжек и площади поперечного сечения в калибрах представлены в табл.4.1.

Рассчитываем температурный режим прокатки по выражению (4.3):

$$K = (1130 - 1060) \cdot 129500 \cdot 6400 / (129500 - 7712) \approx 48,2 \cdot 10^4;$$

$$t_0 = 1130 + 48,2 \cdot 10^4 / 12,95 \cdot 10^3 \approx 1130 + 4 = 1134^\circ\text{C};$$

$$t_{13} = 1134 - 48,2 \cdot 10^4 / 8,0 \cdot 10^3 \approx 1074^\circ\text{C} \text{ и т.д.}$$

Находим катающие диаметры валков в клетях стана. Принимаем величину переточки валков после износа 5% (коэффициент уменьшения диаметра $\sim 0,95$) и тогда для черновой группы (ящичные калибры)

$$D = 0,95 \cdot D_{\bar{o}} - h_k. \quad (4.5)$$

Для клеток 1,2 имеем (h_k - см. выше) (табл.4.1)

$$D = 0,95 \cdot 900 - 160 = 700 \text{ мм и т.д.}$$

Для квадратных калибров катающие диаметры равны

$$D = 0,95 \cdot D_{\bar{o}} - (1,41 \cdot c - S) / 2. \quad (4.6)$$

Для клетки 14 имеем

$$D = 0,95 \cdot 530 - (113 - 6) / 2 \approx 450 \text{ мм.}$$

Для ромбических калибров катающие диаметры с достаточной степенью приближения определим из выражения

$$D = 0,95 \cdot D_{\bar{o}} + 10 - (1,41 \cdot c_{i+1} - S) / 2, \quad (4.7)$$

где c_{i+1} – сторона последующего квадрата; S – зазор между валками ($S_{9,10}=10 \text{ мм}$, $S_{11,12}=8 \text{ мм}$, $S_{13,14}=6 \text{ мм}$) (табл.4.1).

Скорости прокатки полос определяем из условия постоянства секундных объёмов металла для непрерывного стана [условие (4.2)]. Из практических данных известно, что окружная скорость валков в чистовой клетке (клеть 14) при прокатке квадратной заготовки со стороны $c_{14}=80 \text{ мм}$ равна $v_{14}=7,0 \text{ м/с}$. Из (4.2) имеем в клетях стана

$$v_{13} = v_{14} \cdot q_{14} / q_{13} = 7,0 \cdot 6400 / 7712 = 5,8 \text{ м/с};$$

$$v_9 = 7 \cdot 6400 / 18050 = 2,47 \text{ м/с.}$$

В клетки 8 скорость прокатки принимают в 1,18-1,25 раза меньше, чем в клетки 9, т.е.

$$v_8 = v_9 / (1,18 \div 1,25) \approx 2,0 \text{ м/с.}$$

Тогда скорость прокатки в клетки 7 равна (табл.4.1)

$$v_7 = 2,0 \cdot 22500 / 28500 = 1,57 \text{ м/с и т.д.}$$

Коэффициент трения и допускаемые углы захвата рассчитываем по выражениям [22,33]. В черновой группе клеток используют стальные валки с твёрдостью поверхности 35-40 HSD, а в чистовой группе – чугуновые с (50-55) HSD. Для расчёта коэффициента трения f температуру металла и скорость прокатки принимаем из табл.4.1, валки в начале прокатки ($k_v=1,0$), коэффициент $k_c=1,0$, охлаждение валков водой ($k_{cm}=1,0$), материал заготовки сталь марки ст.3 ($k_m=1,0$).

В качестве примера выполним расчёт для клетки 1:

$$f = f_0 \cdot k_T \cdot k_V \cdot k_B \cdot k_M \cdot k_e \cdot k_{CM}; \quad f_3 = f \cdot k_3;$$

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{t}{400} - 2 \right)^2;$$

$$k_T = 1 + 0,43(1 - HSD/65);$$

$$k_V = 0,76 + 0,82(1 - 0,1v)^2;$$

$$f_0 = 0,27 - 0,1 \left(\frac{1130}{400} - 2 \right)^2 \approx 0,20;$$

$$k_T = 1 + 0,43(1 - 0,6) \approx 1,08;$$

$$k_V = 0,76 + 0,82(1 - 0,1 \cdot 0,42)^2 = 1,54;$$

$$f = 0,2 \cdot 1,0 \cdot 1,08 \cdot 1,54 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 = 0,332.$$

$$f_3 = 0,332 \cdot 1,4 = 0,465.$$

Данные по f и f_3 представлены в табл.4.2. Подробнее расчёт коэффициента трения рассмотрим в гл.5.

При расчёте допускаемого обжатия по формуле (3.1) имеем ввиду, что в ящичных калибрах захват раската производится дном калибра и диаметр валка равен указанному в табл.4.1 (черновая группа).

В ромбических и квадратных калибрах захват производится вершиной калибра, где диаметр валка рассчитывают по выражениям:

квадратный калибр

$$D = 0,95 \cdot D_c - (1,41 \cdot c - S);$$

ромбический калибр

$$D = 0,95 \cdot D_c + 10 - (1,41 \cdot c_{i+1} - S).$$

В тех калибрах, в которые раскат задаётся с усилием от рольганга, принимаем $n_Q=1,05$, а от клетей — $n_Q=1,2$. Коэффициент формы калибра принимаем равным (табл.3.2):

$n_\Phi=1,0$ — клетки 1-3 (свободное уширение);

$n_\Phi=1,1$ — клетки — 4-8;

$n_\Phi=1,2$ — клетки — 9,11,13 (ромб);

$n_\Phi=1,41$ — клетки — 10,12,14 (квадраты).

В табл.4.2 представлены величины допускаемых обжатий, рассчитанные для наиболее неблагоприятных условий захвата раската валками (небольшой диаметр валков после переточек и новые валки).

Величины обжатий Δh_d являются ориентиром для последующего расчёта.

Расчёт черновой группы.

Расчёт режима деформации в черновой группе выполняем по ходу прокатки (рис.1.5). Исходные размеры бляха $H=B=360\text{мм}$. В соответствии с заданием в черновой группе, кроме заготовки $150 \times 150\text{мм}$ (калибр 8), можно получать заготовки $240 \times 240\text{мм}$ (клеть 4) и $190 \times 190\text{мм}$ (клеть 6). Определим предварительно необходимую высоту раската, выходящего из клетки 2 перед кантовкой для прокатки в клетки 3. Эта высота h_2 является исходной шириной для клетки 3 и образует ширину промежуточного калибра в клетки 4. Принимаем также предварительно суммарную величину уширения в клетях 3 и 4 равной $\Sigma \Delta b_{3,4}=20\text{мм}$. Тогда высота раската, после клетки 2 должна быть равна

$$h_2 = b_4 - \Delta b_{3,4} = 240 - 20 = 220\text{мм}.$$

Таблица 4.2. Коэффициенты трения, допускаемые углы захвата и обжатия

№2№ клетей	f	f _з	α , рад	Δh_d , мм
Черновая группа				
1	0,332	0,465	0,478	80,0
2	0,328	0,460	0,508	88,8
3	0,324	0,453	0,453	71,8
4	0,319	0,446	0,490	80,2
5	0,316	0,440	0,486	61,3
6	0,313	0,436	0,480	60,0
7	0,303	0,425	0,468	60,6
8	0,293	0,410	0,452	56,8
Чистовая группа				
9	0,260	0,390	0,495	42,0
10	0,247	0,370	0,530	68,0
11	0,239	0,358	0,515	50,0
12	0,216	0,323	0,548	56,5
13	0,207	0,310	0,443	41,0
14	0,190	0,285	0,484	47,0

На основании обработки опытных данных [71] для расчёта уширения в ящичных калибрах НЗС предлагаются следующие формулы (углеродистые стали):

$$\left. \begin{array}{l} \text{клетки : 1,2} \\ \Delta b = \Delta h(0,528 - 0,0012 m); m = \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp}; \\ \text{клетки : 3 - 8} \\ \Delta b = k_y \cdot \Delta h : \end{array} \right\} \quad (4.8)$$

клетки	3	4	5	6	7	8
k_y	0,23	0,305	0,28	0,285	0,285	0,285

которые учитывают действительные условия деформации высоких полос при незначительном влиянии контактного трения ($l_d / h_{cp} < 1,0$, $B_{cp} / l_d < 2,1$). При расчёте калибровки валков для НЗС допускаем предельное отношение $b/h=2,1-2,3$, так как от скручивания полос в калибре удерживается валками предыдущей клетки.

Клеть 1. Ящичный прямоугольник (рис.1.5): $H_{\text{бл}}=360\text{мм}$, $B_{\text{бл}}=360\text{мм}$, $D=700\text{мм}$. В соответствии с табл.4.2 допускаемые обжатия равны $\Delta h_1=80\text{мм}$. Имеем ($B_{cp} \approx B$) (мм):

$$h_1 = H - \Delta h_1 = 360 - 80 = 280;$$

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_1} = \sqrt{350 \cdot 80} = 168;$$

$$m = \Delta h \cdot B_{cp} / h_{cp} = 80 \cdot 360 / 320 = 90;$$

$$\Delta b = 80(0,582 - 0,0012 \cdot 90) = 33;$$

$$b = B + \Delta b = 360 + 33 = 393.$$

Клеть 2. Ящичный прямоугольник: $H_2=h_1=280\text{мм}$, $B_2=b_1=393\text{мм}$, $D=700\text{мм}$, $\Delta h_2=80\text{мм}$. Имеем:

$$h_2 = 280 - 80 = 200; \quad l_d = \sqrt{350 \cdot 80} = 168;$$

$$m = 80 \cdot 393 / 240 = 132;$$

$$\Delta b = 80(0,528 - 0,0012 \cdot 132) = 30;$$

$$b = 393 + 30 = 423; \quad b/h = 423/200 = 2,12,$$

что в пределах допускаемого значения параметра b/h .

Клеть 3. Ящичный прямоугольник. Кантовка перед клетью 3. $H_3=b_2=423\text{мм}$, $B_3=h_2=200\text{мм}$, $D=670\text{мм}$. Суммарное обжатие в клетях 3, 4 до получения заданного квадрата $h_4=c=240\text{мм}$ равно:

$$\Delta h_{3,4} = H_3 - h_4 = 423 - 240 = 183\text{мм}.$$

Принимаем: $\Delta h_3=90\text{мм}$ и $\Delta h_4=93\text{мм}$, что соответствует практическим данным [71], хотя больше, чем расчётные по табл.4.2. Очевидно, что в практических условиях коэффициент трения f_3 при захвате раската валками больше, чем получен в расчёте, за счёт больших значений коэффициента k_3 ($k_3>1,4$), учитывающего влияние заталкивающего усилия рольганга из предыдущей клетки. Имеем:

$$h_3 = 423 - 90 = 333;$$

$$l_d = \sqrt{335 \cdot 90} = 173;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,23 \cdot 90 \approx 21,0;$$

$$b = 200 + 21 = 221\text{мм}.$$

Клеть 4. Ящичный квадрат: $H_4=h_3=333\text{мм}$, $B_4=b_3=221\text{мм}$, $\Delta h_4=93\text{мм}$, $D=670\text{мм}$. Имеем:

$$h_4 = 333 - 93 = 240;$$

$$l_d = \sqrt{335 \cdot 93} = 177;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,305 \cdot 93 \approx 29;$$

$$b = 221 + 29 = 250\text{мм}.$$

Для получения заданного размера $b=240\text{мм}$ необходимо на 10-17мм увеличить обжатие в клетях 1,2 или соответственно уменьшить исходную высоту бляма. Для дальнейшего расчёта принимаем: $h_4=240\text{мм}$, $b_4=250\text{мм}$.

Клеть 5В. Ящичный прямоугольник. Кантовка раската: $H_5=b_4=250\text{мм}$, $B_5=h_4=240\text{мм}$, $D=520\text{мм}$. Для получения в клетке 6 квадратного раската с размерами $h_6=c_6=190\text{мм}$ и с учётом уширения необходимо деформировать раскат в клетке 5 с обжатием:

$$\Delta h_5 = H_5 - (h_6 - \Delta b_6). \quad (4.9)$$

Принимаем $\Delta b_6=15\text{мм}$ (практические данные). Тогда

$$\Delta h_5 = 250 - (190 - 15) = 75 \text{ мм},$$

что выше допускаемого. В соответствии с данными табл.4.2 принимаем $\Delta h_5=60\text{мм}$ и $\Delta h_6=60\text{мм}$. Имеем:

$$h_5 = 250 - 60 = 190;$$

$$l_d = \sqrt{260 \cdot 60} = 125;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,280 \cdot 60 \approx 17,0 \text{ мм};$$

$$b = 240 + 17 = 257 \text{ мм}.$$

Клеть 6. Ящичный квадрат. Кантовка раската: $H_6=b_5=257\text{мм}$; $B_6=h_5=190\text{мм}$, $D=520\text{мм}$. Имеем:

$$h_6 = 257 - 60 = 197;$$

$$l_d = \sqrt{260 \cdot 60} = 125;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,285 \cdot 60 \approx 17 \text{ мм};$$

$$b = 190 + 17 = 207 \text{ мм}.$$

Полученные размеры раската превышают предварительно заданные (190x190мм), что свидетельствует о необходимости уменьшения размеров бломов при допускаемых обжатиях.

Клеть 7В. Ящичный прямоугольник. Кантовка: $H_7=b_6=207\text{мм}$; $B_7=h_6=197\text{мм}$, $D=555\text{мм}$. Допускаемое обжатие из табл.4.2 равно $\Delta h_7=60\text{мм}$. Имеем:

$$h_6 = 207 - 60 = 147;$$

$$l_d = \sqrt{277 \cdot 60} \approx 130;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,285 \cdot 60 \approx 17 \text{ мм};$$

$$b = 197 + 17 = 214 \text{ мм}.$$

Клеть 8. Ящичный квадрат. Кантовка: $H_8=b_7=212\text{мм}$; $B_8=h_7=147\text{мм}$, $D=555\text{мм}$. Для получения высоты квадрата $h_8=150\text{мм}$ величина обжатия составляет

$$\Delta h_8 = H_8 - h_8 = 214 - 150 = 64 \text{ мм},$$

что не превышает допускаемого обжатия из табл.4.2. Далее:

$$l_d = \sqrt{277 \cdot 64} = 134;$$

$$\Delta b = k_y \cdot \Delta h = 0,285 \cdot 64 \approx 18 \text{ мм};$$

$$b = 147 + 18 = 165 \text{ мм}.$$

Из расчёта следует, что в клетях 1,2,5,6 раскат обжимается по стороне блюма $H_{\text{бл}}$, и в клетях 3,4,7,8 – по стороне блюма $B_{\text{сл}}$. Для приведения величин обжатий в клетях 3,4 в соответствие с табл.4.2 и получения заданной ширины квадратной заготовки $b \approx 150 \text{ мм}$ необходимо уменьшить размеры блюма на 15-20 мм.

Чистовая группа клетей.

В чистовой группе клетей применяют систему калибровки валков ромб-квадрат. При этом ромбические калибры врезаны в вертикальные валки, а квадратные в горизонтальные валки (рис.1.5). Расчёт калибровки валков можно выполнить против хода прокатки по конструкционным точкам (без учёта закруглений переходов поверхностей). Среднюю величину обжатия в калибрах системы ромб-квадрат и среднюю ширину контакта полосы с валками определяем по выражениям табл.1.3:

$$\Delta h_{\text{cp}} = 0,63 \cdot \Delta h; \quad B_{\text{cp}} = 0,83 \cdot b.$$

Уширение по оси калибра больших размеров рассчитываем по формуле (2.37), а действительное уширение – по формуле (2.45). Формула (2.37) имеет вид:

$$\Delta b_0 = 0,52 \cdot C_{\Pi} (3,85 + m); \quad m = \Delta h_{\text{cp}} \cdot B_{\text{cp}} / h_{\text{cp}},$$

где C_{Π} – коэффициент из выражения (2.17).

Выражение (2.37) для системы ромб-квадрат даёт хорошее совпадение с опытными данными на НЗС [45]:

Клеть	Калибр	h, мм	b, мм	Уширение, мм	
				опытное	расчётное
9	Ромб	120	180	10,0	13,0
10	Квадрат	129	132	12,5	13,7
11	Ромб	95	146	13,5	14,0
12	Квадрат	104	104	8,5	10,4

Клеть 14. Квадратный калибр со стороной $c_{14}=80\text{мм}$, $h_{14}=b_{14}=1,41 \cdot 80=113\text{мм}$. В этот калибр входит заготовка в виде ромба с площадью $q_{13}=7712\text{мм}^2$ (табл.4.1), линейные размеры которой необходимо определить при условии полного заполнения калибра. Расчёт выполняем методом итераций. Катающий диаметр $D=450\text{мм}$ (табл.4.1). Принимаем простор на уширение в калибре $\Delta b_{\Pi}=12\text{мм}$ (все линейные размеры получаем в мм):

$$B = b - \Delta b'_n = 113 - 12 = 101;$$

$$H = q/n \cdot B = 7712/0,5 \cdot 101 = 153;$$

$$\Delta h = 153 - 113 = 40; \Delta h_{cp} = n_k \cdot \Delta h = 0,63 \cdot 40 = 25,2;$$

$$h'_{cp} = n \cdot h = 0,5 \cdot 113 = 56,5;$$

$$h_{cp} = h_{cp} + 0,5 \Delta h_{cp} = 56,5 + 12,6 = 69,1;$$

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}} = \sqrt{225 \cdot 25,2} = 75,2;$$

$$B_{cp} = 0,83b = 0,83 \cdot 113 = 93,8;$$

$$B_{cp}/l_d = 93,8/75,2 = 1,25; B_{cp}/h_{cp} = 93,8/69,1 = 1,36.$$

Уширение для крупных размеров ромбических и квадратных калибров, где влияние трения на процесс деформации не велико, целесообразно рассчитывать по выражениям (2.37):

$$\Delta b_0 = 0,52 \cdot C_n \cdot C_m (3,85 + m); m = \Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp},$$

где Δb_0 – уширение по оси калибра.

Коэффициент C_n определяем по выражению (2.17):

$$C_{\Pi} = 0,24 + B_{cp}/l_d \text{ при } B_{cp}/l_d \leq 0,76;$$

$$C_{\Pi} = e^{(0,9-1,2B_{cp}/l_d)^{0,9}} \text{ при } B_{cp}/l_d > 0,76.$$

Для нашего случая имеем ($C_m=1$):

$$m = 25,2 \cdot 1,36 = 34,3; C_{\Pi} = e^{(0,9-1,5)^{0,9}} = e^{-0,63} = 0,533;$$

$$\Delta b'_0 = 0,52 \cdot 0,533 \cdot (3,85 + 34,2) = 10,6.$$

Поскольку фактическое уширение меньше простора на уширение ($\Delta b'_0 < \Delta b'_{\Pi}$), уменьшим простор на уширение до $\Delta b''_{\Pi}=6,0\text{мм}$. Тогда:

$$B = 113 - 6 = 107; H = 7712/0,5 \cdot 107 = 145;$$

$$h'_{cp} = 56,5; \quad \Delta h = 145 - 113 = 32;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 32 = 20,1; \quad h_{cp} = 56,5 + 10,05 = 66,55;$$

$$l_d = \sqrt{225 \cdot 20,1} = 67,0; \quad B_{cp} / l_d = 93,8 / 67 = 1,4;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 93,8 / 66,55 = 1,41; \quad m = 20,1 \cdot 1,41 = 28,3;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,7)^{0,9}} = e^{-0,818} = 0,441;$$

$$\Delta b''_0 = 0,52 \cdot 0,441 \cdot (3,85 + 28,3) = 6,9.$$

Действительное уширение определяем по формуле (2.45)

$$\begin{aligned} \Delta b_d = \Delta b'_0 + (\Delta b''_0 - \Delta b'_0)(1 - \Delta b'_0 / \Delta b'_n) / (\Delta b''_0 / \Delta b''_n - \\ - \Delta b'_0 / \Delta b'_n) = 10,6 + (6,9 - 10,6)(1 - 0,885) / (1,15 - \\ - 0,885) = 9,0 \text{ мм.} \end{aligned}$$

Размеры заготовки: $B_{14} = 113 - 9 = 104 \text{ мм}$; $H_{14} = 7712 / 0,5 \cdot 104 = 149 \text{ мм}$;
 $\Delta h = 149 - 113 = 36 \text{ мм}$, что меньше допускаемого.

Клеть 13. Кантовка. Ромбический калибр с размерами: $H_{13} = B_{14} = 104 \text{ мм}$, $b_{13} = H_{14} = 149 \text{ мм}$, $q_{13} = 7712 \text{ мм}^2$. Размеры заготовки (квадрат) из клетки 12 известны: $H_{12} = B_{12} = 141 \text{ мм}$ ($c_{12} = 100 \text{ мм}$). Простор на уширение в ромбическом калибре равен $\Delta b'_n = b_{13} - B_{12} = 149 - 141 = 8 \text{ мм}$. Определим фактическое уширение ($q'_{12} = 10000 \text{ мм}^2$):

$$\Delta h = 141 - 104 = 37;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 37 = 23,3; \quad h'_{cp} = 0,5 \cdot 104 = 52;$$

$$h_{cp} = 52 + 11,65 = 63,65; \quad B_{cp} = 123;$$

$$l_d = \sqrt{230 \cdot 23,3} = 72,3; \quad B_{cp} / l_d = 123 / 73,2 = 1,67;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 123 / 63,65 = 1,94; \quad m = 45,2;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,0)^{0,9}} = e^{-1,09} = 0,336;$$

$$\Delta b'_0 = 0,52 \cdot 0,336 \cdot (3,85 + 45,2) = 8,5.$$

Поскольку $\Delta b'_0 > \Delta b'_n$ (переполнение калибра производим расчёт при $\Delta b''_n = 10 \text{ мм}$:

$$B_{12} = 149 - 10 = 139; \quad \Delta h = 139 - 104 = 35;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 35 = 22,1; \quad h'_{cp} = 52;$$

$$h_{cp} = 52 + 10,05 = 62,05;$$

$$q_{12}'' = 0,5 \cdot 139 \cdot 139 = 9660 \text{ мм}^2; \quad B_{cp} = 123;$$

$$l_d = \sqrt{230 \cdot 22,1} = 71,0; \quad B_{cp} / l_d = 123 / 71 = 1,73;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 123 / 62,05 = 2,03; \quad m = 45,0;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,07)^{0,9}} = e^{-1,152} = 0,316;$$

$$\Delta b_0'' = 0,52 \cdot 0,316 \cdot (3,85 + 45) = 7,2.$$

Действительная площадь сечения квадратной заготовки на основе формулы (2.45) [29,31] равна

$$q_d = q' + (q'' - q')(1 - \Delta b_0' / \Delta b_n') / (\Delta b_0'' / \Delta b_n'' - \Delta b_0' / \Delta b_n''); \quad (4.10)$$

$$q_d = 10000 + (9660 - 10000)(1 - 8,5/8) / (7,2/10 - 8,5/8,0) = \\ = 10000 - 340 \cdot 0,062 / 0,342 = 9936 \text{ мм}^2.$$

Размеры квадратной заготовки: $c_{12} = \sqrt{9936} = 99,8 \text{ мм};$
 $H_{12} = B_{12} = 140,70 \text{ мм}; \quad \Delta h = 36,7 \text{ мм}.$ Размеры заготовки близки к запланированным.

Клеть 12. Кантовка. Квадратный калибр с размерами $h_{12} = b_{12} = 140,7 \text{ мм},$ в который входит ромбическая заготовка с площадью $q_{11} = 12050 \text{ мм}^2.$ Принимаем простор на уширение $\Delta b_n' = 10 \text{ мм}$ и получим:

$$B_2 = 140,7 - 10 \approx 131; \quad H_{12} = 12050 / 0,5 \cdot 131 = 184;$$

$$\Delta h = 184 - 141 = 43,0;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 43 = 27,1; \quad h_{cp}' = 70,5;$$

$$h_{cp} = 70,5 + 13,55 = 84,05; \quad B_{cp} = 117;$$

$$l_d = \sqrt{219 \cdot 27,1} = 77,2; \quad B_{cp} / l_d = 117 / 77,2 = 1,52;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 117 / 84,05 = 1,39; \quad m = 27,1 \cdot 1,39 = 37,7;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,82)^{0,9}} = e^{-0,93} = 0,395;$$

$$\Delta b_0' = 0,52 \cdot 0,395 \cdot (3,85 + 37,7) = 8,5.$$

Поскольку $\Delta b_0' < \Delta b_n'$ можно принять новое значение $\Delta b_n'' = 6 \text{ мм}.$
 Тогда:

$$B = 141 - 6 = 135; \quad H = 12050 / 0,5 \cdot 135 = 179;$$

$$h'_{cp} = 70,5; \quad \Delta h = 179 - 141 = 38;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 38 = 23,9; \quad B_{cp} = 117;$$

$$l_d = \sqrt{219 \cdot 23,9} = 72,4; \quad B_{cp} / l_d = 117 / 72,4 = 1,61;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 117 / 84,05 = 1,39; \quad m = 23,9 \cdot 1,39 = 33,2;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,93)^{0,9}} = e^{-1,025} = 0,358;$$

$$\Delta b''_0 = 0,52 \cdot 0,358 \cdot (3,85 + 33,2) = 7,0;$$

$$\Delta b_d = 8,5 + (7,0 - 8,5)(1 - 0,85) / (1,17 - 0,85) = \\ = 7,8 \approx 8,0.$$

Размеры ромба : $B_{11} = 141 - 8 = 133 \text{ мм}$; $H_{11} = 12050 / 0,5 \cdot 133 = 182 \text{ мм}$;
 $\Delta h_{12} = 182 - 141 = 41 \text{ мм}$, что меньше допускаемого.

Клеть 11. Ромбический калибр с размерами $h_{11} = 133 \text{ мм}$, $b_{11} = 182 \text{ мм}$, в который входит квадратная заготовка с размерами $H_{11} = B_{11} = 176 \text{ мм}$ ($c_{11} = 125 \text{ мм}$), $q'_{10} = 15625 \text{ мм}^2$. Имеем:

$$\Delta b'_n = 182 - 176 = 6; \quad \Delta h = 176 - 133 = 43;$$

$$\Delta h_{cp} = 0,63 \cdot 43 = 27,1; \quad h'_{cp} = 66,5;$$

$$h_{cp} = 66,5 + 13,55 = 80,05; \quad B_{cp} = 0,83 \cdot 182 = 151;$$

$$l_d = \sqrt{224 \cdot 27,1} = 78; \quad B_{cp} / l_d = 151 / 78 = 1,93;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 151 / 80,05 = 1,87; \quad m = 27,1 \cdot 1,87 = 50,8;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,32)^{0,9}} = e^{-1,37} = 0,254;$$

$$\Delta b'_0 = 0,52 \cdot 0,254 \cdot (3,85 + 50,8) = 7,2.$$

Поскольку $\Delta b'_0 > \Delta b'_n$ (калибр переполнен металлом), принимаем $\Delta b''_n = 9,0 \text{ мм}$, и продолжим расчет, уменьшая площадь и размеры квадрата. Диагональ квадрата равна

$$B_{11} = b_{11} - \Delta b''_n = 182 - 9 = 173; \quad H_{11} = B_{11} = 173;$$

$$q'_{10} = 0,5 H_{11} \cdot B_{11} = 0,5 \cdot 173 \cdot 173 = 14800 \text{ мм}^2;$$

$$\Delta h = 173 - 133 = 40; \quad \Delta h_{cp} = 25,2; \quad h'_{cp} = 62,50;$$

$$h_{cp} = 62,5 + 12,6 = 75,1; \quad B_{cp} = 0,83 \cdot 182 = 151;$$

$$l_d = \sqrt{224 \cdot 25,2} = 75,3; \quad B_{cp} / l_d = 151 / 75,3 = 2,0;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 151 / 75,1 \approx 2,0; \quad m = 25,2 \cdot 2 = 50,4;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,4)^{0,9}} = e^{-1,44} = 0,237;$$

$$\Delta b_0'' = 0,52 \cdot 0,237 \cdot (3,85 + 50,4) = 6,7.$$

Действительная площадь квадратной заготовки [уравнение (4.10)]:

$$\begin{aligned} q_d &= q' + (q'' - q')(1 - \Delta b_0' / \Delta b_n') / (\Delta b_0'' / \Delta b_n'' - \Delta b_0' / \Delta b_n') = \\ &= 15625 + (14800 - 15625)(1 - 1,2) / (0,74 - 1,2) = \\ &= 15625 - 825 \cdot 0,2 / 0,46 = 15265 \text{ мм}^2. \end{aligned}$$

Размеры квадратной заготовки: $c_{11} = \sqrt{15265} = 123,6 \text{ мм}$;
 $H_{11} = B_{11} = 1,41 \cdot 123,6 = 174,5 \text{ мм}$, что несколько меньше запланированных размеров квадратного калибра.

Клеть 10. Кантовка. Квадратный калибр с размерами $h_{10} = B_{11} = 174,5 \text{ мм}$, $b_{10} = H_{11} = 174,5 \text{ мм}$, в который входит ромбическая заготовка с площадью поперечного сечения $q_{10} = 18050 \text{ мм}^2$. Определим размеры ромбической заготовки при $\Delta b_n' = 10 \text{ мм}$. Имеем:

$$B_9 = 174,5 - 10 = 164,5;$$

$$H_9 = 18050 / 0,5 \cdot 164,5 = 219,5;$$

$$\Delta h = 219,5 - 174,5 = 45,0; \quad \Delta h_{cp} = 28,3; \quad h'_{cp} = 87,25;$$

$$h_{cp} = 101,8; \quad B_{cp} = 0,83 \cdot 174,5 = 144,5;$$

$$l_d = \sqrt{210 \cdot 28,3} = 77,3; \quad B_{cp} / l_d = 144,5 / 77,3 = 1,86;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 144,5 / 101,8 = 1,43; \quad m = 40,5;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,23)^{0,9}} = e^{-1,293} = 0,274;$$

$$\Delta b_0' = 0,52 \cdot 0,274 \cdot (3,85 + 40,5) = 6,2.$$

Так как $\Delta b_0' < \Delta b_n'$ (калибр не заполнен полностью металлом), то принимаем $\Delta b_n'' = 6,0 \text{ мм}$. Имеем:

$$B_{10} = 174,5 - 6 = 168,5;$$

$$H_{10} = 18050 / 0,5 \cdot 168,5 = 214,2;$$

$$\Delta h = 214,2 - 174,5 = 39,7; \quad \Delta h_{cp} = 25,0; \quad h'_{cp} = 87,25;$$

$$h_{cp} = 87,25 + 12,5 = 99,75 \approx 100; \quad B_{cp} = 144,5;$$

$$l_d = \sqrt{215 \cdot 25} = 73,5; \quad B_{cp} / l_d = 144,5 / 73,5 = 1,97;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 144,5 / 100 = 1,445; \quad m = 25 \cdot 1,445 = 36,0;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-2,36)^{0,9}} = e^{-1,406} = 0,245;$$

$$\Delta b'_0 = 0,52 \cdot 0,245 \cdot (3,85 + 36) = 5,1.$$

Действительное уширение из формулы (2.45) равно

$$\Delta b_d = 6,2 + (5,1 - 6,2)(1 - 0,62) / (0,85 - 0,62) = 4,4.$$

Размеры ромбического калибра клетки 9: $h_9 = 174,5 - 4,4 \approx 170$ мм;
 $b_9 = 18050 / 0,5 \cdot 170 = 211,3$ мм ($h_9 = B_{10}$; $b_9 = H_{10}$).

Ранее установили, что из клетки 8 черновой группы выходит квадрат со стороной $c_8 = 150$ мм, диагонали которого по конструкционным точкам составляют: $h_8 = B_9 = 1,41 \cdot c_8 = 1,41 \cdot 150 = 211$ мм, $b_8 = H_9 = 211$ мм. То есть ширина квадратной заготовки (B_9) равна ширине калибра (b_9) и отсутствует простор на уширение. В связи с этим производим расчёт квадратного калибра в клетке 8, размеры которого должны соответствовать ромбическому калибру в клетке 9.

Клеть 9. Кантовка. Ромбический калибр с размерами $h_9 = 170$ мм, $b_9 = 211,3$ мм. Принимаем $\Delta b'_n = 8$ мм и выполняем расчёт размеров квадратной заготовки:

$$B_9 = 211,3 - 8 = 203,3; \quad H_9 = B_9 = 203,3;$$

$$\Delta h = 203,3 - 170 = 33,3; \quad \Delta h_{cp} = 21,0; \quad B_{cp} = 176;$$

$$h'_{cp} = 85; \quad h_{cp} = 85 + 10,5 = 95,5;$$

$$l_d = \sqrt{215 \cdot 21} = 67,3; \quad B_{cp} / l_d = 2,61;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 1,86; \quad m = 39,1;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-3,14)^{0,9}} = e^{-2,06} = 0,127;$$

$$\Delta b'_0 = 0,52 \cdot 0,127 \cdot (3,85 + 39,1) = 2,9.$$

Поскольку $\Delta b'_n > \Delta b'_0$, то производим расчёт при $\Delta b''_n = 2$ мм:

$$B_9 = 211,3 - 2 = 209,3; \quad H_9 = 209,3;$$

$$\Delta h = 209,3 - 170 = 39,3; \quad \Delta h_{cp} = 24,7; \quad B_{cp} = 176;$$

$$h'_{cp} = 85; \quad h_{cp} = 85 + 12,85 = 97,85;$$

$$l_d = \sqrt{215 \cdot 24,7} = 73,0; \quad B_{cp} / l_d = 2,41;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 1,81; \quad m = 44,8;$$

$$C_{II} = e^{(0,9 - 2,89)^{0,9}} = e^{-1,866} = 0,155;$$

$$\Delta b''_0 = 0,52 \cdot 0,155 \cdot (3,85 + 44,8) = 3,6;$$

$$\Delta b_d = 2,9 + (3,6 - 2,9)(1 - 0,363) / (1,8 - 0,363) = 2,6 \approx 3,0.$$

Таблица 4.3. Расчётные параметры калибровки валков НЗС 900/700/500

№№ клетей	Форма калибра	H, мм	B, мм	h, мм	b, мм	Δ h, мм	Δ b _d , мм	μ
Черновая группа								
1	ЯП*	360	360	280	393	80	33	1,167
2	-//-	280	393	200	423	80	30	1,30
3	-//-	423	200	333	221	90	21	1,153
4	ЯК*	333	221	240	250	93	29	1,233
5В	ЯП	250	240	190	257	60	17	1,25
6	ЯК	257	190	197	214	60	17	1,165
7В	ЯП	214	197	147	214	60	17	1,335
8	ЯК	214	147	150	165	64	18	1,275
Чистовая группа								
9В	Ромб	208,3	208,3	170	211,3	38,3	3,0	1,225
10	Квадрат	211,3	170	174,5	174,5	36,5	4,5	1,185
11В	Ромб	174,5	174,5	133	182	41,5	7,5	1,26
12	Квадрат	182	133	140,7	140,7	41,3	7,7	1,22
13В	Ромб	140,7	140,7	104	149	36,7	8,3	1,275
14	Квадрат	149	104	113	113	36	9,0	1,21

*) ЯП – ящичный прямоугольник; ЯК – ящичный квадрат.

Размеры квадратной заготовки из клетки 8 равны: $B_9 = 211,3 - 3 = 208,3$ мм, $H_9 = 208,3$ мм, $s_8 = 148$ мм, $q_8 = 21903$ мм². Расчётные данные

представлены в табл.4.3, из которой следует, что для обеспечения простора на уширение в ромбическом калибре клетки 9 из клетки 8 необходимо выпускать квадрат со стороной $c_8=148\text{мм}$. Это может быть достигнуто за счёт некоторого увеличения коэффициентов вытяжки в предыдущих клетях.

В табл.4.3 размеры калибров указаны по конструкционным точкам, т.е. без учёта закруглений переходных участков (рис.2.10). Применение закруглений вершин заготовки и калибра приводит к уменьшению площади поперечного сечения на 2-3%, но практически не изменяет величину коэффициента вытяжки. Также мало изменяются величины линейных обжатия и уширения так как:

$$H - h \approx H_{\phi} - h_{\phi} \text{ и } b - B \approx b_{\phi} - B_{\phi}.$$

Однако несколько уменьшаются высота и ширина заготовки и калибра. При этом фактическая ширина b_8 в калибре окажется равной ширине вреза калибра в валки, без выхода металла в зазор (рис.2.10). Параметры заготовки и калибра можно рассчитать по выражениям работ [6,9].

4.2. Системы калибровок валков для прокатки круглого и квадратного профилей

Для прокатки круглых и квадратных профилей в черновых клетях сортовых станов линейного и непрерывного станов применяются системы калибровок валков, показанных на рис.4.1.

Систему калибровки шестиугольник – квадрат применяют не только на сортовых, но на проволочных и на заготовочных станах. Общий коэффициент вытяжки в этой системе равен 2-2,3, причём коэффициент вытяжки в шестиугольном калибре несколько больше, чем в квадратных калибрах (табл.2.10).

Систему калибровки валков овал – квадрат применяют в основном на сортовых станах линейного типа. В этой системе коэффициент вытяжки в овальном калибре ($\mu_{\text{ов}}=1,4-2,4$) существенно превышает коэффициент вытяжки в квадратном калибре ($\mu_{\text{кв}}=1,4-1,7$) при полном заполнении калибров металлом (табл.2.10). В практических условиях применяют овальные калибры с соотношением осей $b/h=1,5-3,5$ (меньшая величина для больших размеров раскатов).

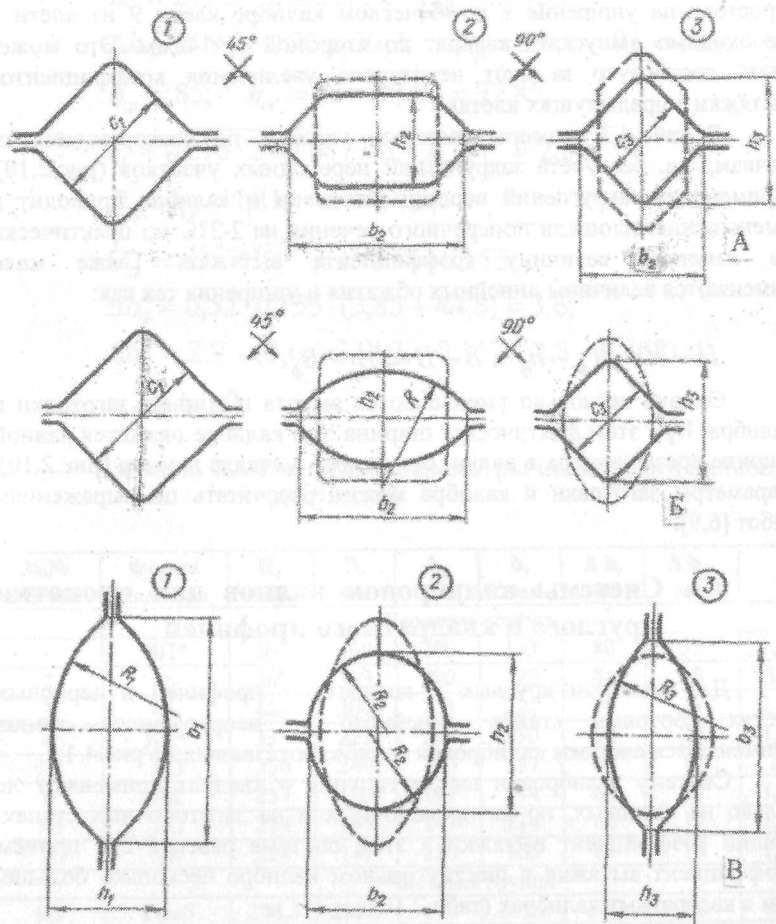


Рис.4.2. Схемы вытяжных систем калибровок валков: А – шестиугольник – квадрат; Б – овал – квадрат; В – овал – ребровой овал

Система овал – ребровой овал (круг) является незаменимой для чистовых групп клетей мелкосортных и проволочных станов. Главное её достоинство равномерная деформация по ширине калибра и

небольшое различие в коэффициентах вытяжки (в овале - $\mu_{\text{ов}}=1,28-1,46$, в ребровом овале - $\mu_{\text{р.ов}}=1,16-1,25$) (табл.2.10). Отношение осей овала составляет $b/h=2-2,7$, для ребрового овала $b/h=1,1-1,4$, в круге $b/h=1,0$).

Ранее отмечали, что основные проблемы с расчётом калибровок валков возникают в связи с необходимостью определения уширения металла в калибре. Из табл.2.7, 2.8 следует, что для профилей мелких и средних размеров более точные и близкие к опытным величины уширения получены по формуле (2.34). Эта модель может быть использована при расчёте калибровки валков.

4.3. Универсальный метод расчёта калибровки валков для прокатки простых профилей

Технологический процесс прокатки описан в известной литературе [9,41,43,44], а схема калибровки валков для прокатки круглого профиля на мелкосортном непрерывном стане 250 представлена на рис.4.3. Стан имеет 15 клетей в двух группах: в черновой - 7 клетей; в чистовой - 8 клетей. На данном стане в черновой группе во всех клетях клетки имеют горизонтальное расположение валков, а кантовку раската между клетями выполняют при помощи специальных устройств. На современных станах количество клетей увеличено до 20-ти, причём половина из них клетки с вертикальным расположением валков. В черновой группе калибровка валков выполнена в системе ящичный прямоугольник (квадрат) - гладкая бочка, а в чистовой - в системе овал - ребровой овал (рис.4.3). В связи с такой калибровкой расчёт уширения металла в черновой группе клетей выполняем по выражениям (4.8). Ограничение уширения металла стенками ящичных калибров учитываем коэффициентом $\mu_{\text{ф}}=1,1$ (табл.3.2). В калибрах чистовой группы уширение по оси рассчитываем по формуле (2.34).

Выполняем расчёт калибровки круглого профиля диаметром $d=16\text{мм}$ из заготовки с размерами $80\times 80\text{мм}$ из стали марки Ст.3. Диаметр валков по буртам $D_6=370\text{мм}$ (черновая группа) и $D_6=300\text{мм}$ (чистовая группа).

Рассчитываем коэффициенты вытяжки и площади поперечного сечения полос в каждой клетке. На основании рекомендаций [6] коэффициент вытяжки в чистовом калибре (круглом или квадратном) равен:

$$\left. \begin{aligned} \mu_{15} &= 1,13 + 0,05(d - 5)/145; \\ \mu_{15} &= 1,13 + 0,05(c - 5)/145, \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

для предчистового калибра:

$$\left. \begin{aligned} \mu_{14} &= 1,21 + 0,05(d - 5)/145; \\ \mu_{14} &= 1,21 + 0,05(c - 5)/145, \end{aligned} \right\} \quad (4.12)$$

где d и c – диаметр и сторона квадрата в чистовой клетке.

Для круга имеем:

$$\mu_{15} = 1,138; \quad \mu_{14} = 1,218.$$

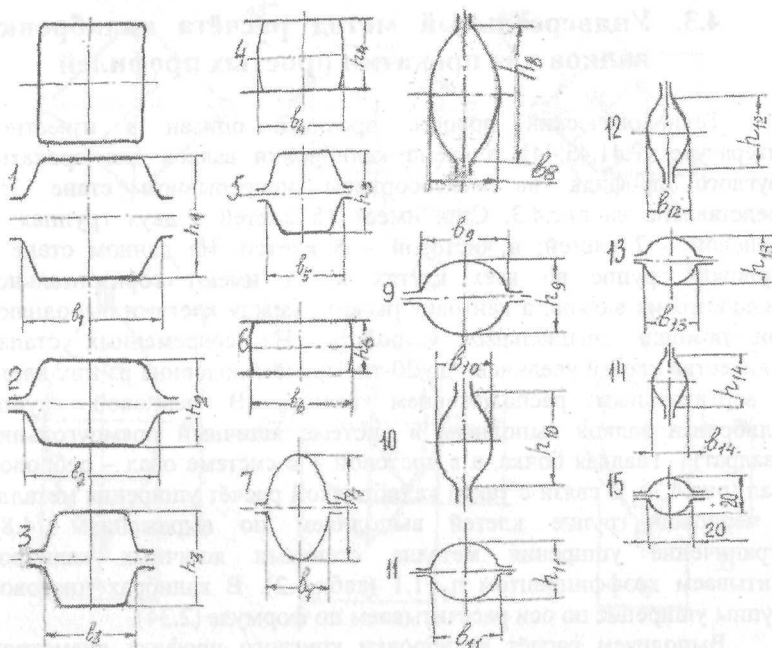


Рис.4.3. Схема калибровки валков непрерывного мелкосортного стана (1-15 – номера клеток или проходов)

Из табл.2.10 следует, что при прокатке в овальном калибре максимальные величины коэффициента вытяжки в зависимости от размеров h и b равны $\mu=1,28-1,46$, а в калибре ребровой овал – $\mu=1,16-1,25$ (при заполнении калибра на ширину вреза ручья в валки). В

соответствии с этим принимаем соответствующие коэффициенты вытяжки и площади полос в калибрах (табл.4.4).

Суммарный коэффициент вытяжки в клетях чистовой группы равен (табл.4.4)

$$\mu_{8-15} = \mu_8 \cdot \mu_9 \cdot \mu_{10} \cdot \mu_{11} \cdot \mu_{12} \cdot \mu_{13} \cdot \mu_{14} \cdot \mu_{15} = 6,415.$$

В первой клетке черновой группы можно принять коэффициент вытяжки $\mu_1=1,05 \div 1,25$. Тогда общий коэффициент вытяжки в клетях 2-7 равен ($q_{15}=0,785 \cdot d^2$):

$$\mu_{2-7} = q_0 / q_{15} \cdot \mu_1 \cdot \mu_{8-15} = 80^2 / 200 \cdot 1,05 \cdot 6,415 = 4,74.$$

Площадь реبرового овала в клетке 7 черновой группы равна

$$q_7 = \mu_8 \cdot q_8 = 1,42 \cdot 903,5 = 1283 \text{ мм}^2.$$

Таблица 4.4. Предварительные значения μ_i и q_i ($q_0=6400 \text{ мм}^2$)

№ клетки	μ	q , мм^2	v , м/с	№ клетки	μ	q , мм^2	v , м/с
1	1,05	6093	0,51	8В	1,42	903,5	3,3
2	1,29	4723	0,65	9	1,24	727,5	4,1
3	1,29	3661	0,78	10В	1,35	539,8	5,6
4	1,24	2953	1,05	11	1,22	442,4	6,8
5	1,28	2306	1,32	12В	1,33	332,7	9,0
6	1,24	1860	1,67	13	1,20	277,2	10,8
7	1,45	1283	2,4	14В	1,218	227,6	13,2
				15	1,138	200	15

Коэффициент вытяжки может быть одинаковым по клетям 2-7 и равным μ_c , но может быть и различным. Например, меньшая скорость прокатки в первых клетях черновой группы обуславливает большие величины коэффициента вытяжки в клетях 2-4. Этому также благоприятствует ограничение уширения в прямоугольных и ящичных квадратах, а также в ребровом овале клетки 7. В этом калибре, на основании практических данных назначаем отношение $\Lambda=h/b=1,16$ и $\mu_7=1,45$, и тогда средний коэффициент вытяжки в клетях 2-6 будет равен

$$\mu_c = \sqrt[n]{\mu_{2-7} / \mu_7} = \sqrt[5]{4,74 / 1,45} = 1,268,$$

где n - количество клетей.

Для клеток 2,3,5 коэффициент вытяжки рассчитываем по выражению

$$\mu_i = \mu_c \cdot \sqrt{1,05},$$

а для клеток 4,6 – по выражению

$$\mu_i = \mu_c / \sqrt{1,05},$$

где 1,05 – коэффициент, учитывающий различие коэффициентов вытяжки в ящичных калибрах и в гладких валках.

Величины коэффициентов вытяжки и площади поперечного сечения приведены в табл.4.4.

Расчёт выполняем против хода прокатки, а коэффициенты n , n_k и n_{II} принимаем из гл.1.

Чистовая группа клеток

В чистовой группе клеток используют калибры ребрового овала, оптимальное соотношение осей которых, как следует из табл.2.10 составляет $\Lambda = h/b = 1,31-1,35$. Учитывая это можно в первую очередь определить предварительно линейные размеры этих калибров.

Площадь калибра ребрового овала может быть определена из выражения

$$q_{p.ов} = (0,74 - 0,75)h \cdot b. \quad (4.13)$$

Имеем для клеток чистовой группы $h = \Lambda b = 1,33b$ и тогда получим

$$q_{p.ов} = 0,75 \cdot 1,33b^2 = b^2.$$

Отсюда ширина ребрового овала будет равна

$$b = \sqrt{q_{p.ов}}. \quad (4.14)$$

С учётом приведенного получим размеры ребровых овалов в клетях 13,11,9,7 ($b=b_{\Phi}$) (табл.4.5).

Таблица 4.5. Размеры калибров ребровых овалов в клетях 7,9,11,13

Клети	7	9	11	13
h, мм	44,6	36	28,1	21,9
b, мм	38,5	27,2	21,1	16,5
h/b	1,16	1,33	1,33	1,33

Клеть 15. Круглый калибр, в который входит овальная заготовка с площадью сечения $q_0=227,6\text{мм}^2$ (табл.4.4). Параметры круглого калибра: $h=b=16\text{мм}$, $D_b=300\text{мм}$, зазор между валками $S=2\text{мм}$. Принимаем $\Delta b'_n=2\text{мм}$ и производим расчёт размеров овальной заготовки (мм):

$$B = b - \Delta b'_n = 16 - 2 = 14;$$

$$H = q_{14} m \cdot B = 227,6 / 0,7 \cdot 14 = 23,3;$$

$$\Delta h = H - h = 23,3 - 16 = 7,3;$$

$$\Delta h_{cp} = n_k \cdot \Delta h = 0,65 \cdot 7,3 = 4,76;$$

$$B_{cp} = 0,8 \cdot b = 0,8 \cdot 16 = 12,8;$$

$$h'_{cp} = n \cdot h = 0,785 \cdot 16 = 12,5;$$

$$h_{cp} = h'_{cp} + 0,5 \Delta h_{cp} = 12,5 + 2,38 = 14,88;$$

$$D = D_0 - (h'_{cp} - S) = 300 \cdot (12,5 - 2) = 289,5;$$

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h_{cp}} = \sqrt{144,75 \cdot 4,76} = 25,3;$$

$$B_{cp} / l_d = 12,8 / 25,3 = 0,5;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 12,8 / 14,88 = 0,86;$$

$$m = \Delta h_{cp} \cdot B_{cp} / h_{cp} = 4,36 \cdot 0,86 = 3,76.$$

Уширение (среднее) рассчитываем по выражению (2.34)

$$\Delta b = \frac{m}{1 + C_f \cdot \left(\frac{B_{cp}}{l_d} \right) (1 + \operatorname{tg} \varphi / f_b)},$$

коэффициент C_f определяем из табл.2.2 или из выражения (2.33), параметр $\operatorname{tg} \varphi$ из рис.2.11 или из выражения (2.47)

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51 \left[1 - 1,93(1 - 0,25b/h)^{2,3} \right].$$

Для приведенных параметров деформации ($f=0,3$) имеем (для круглого калибра):

$$C_f = 0,75; \quad \operatorname{tg} \varphi = 0,675; \quad f_b = C_f \cdot f = 0,225;$$

$$\Delta b' = \frac{3,76}{1 + 0,75 \cdot 0,5(1 + 0,675/0,225)} = \frac{3,76}{1 + 1,5} = 1,5;$$

$$\Delta b'_0 = \Delta b' / n_{II} = 1,5 / 0,7 = 2,15.$$

Поскольку $\Delta b'_{II} < \Delta b'_0$, а размеры профиля небольшие, производим повторный расчёт с $\Delta b''_{II} = 3 \text{ мм}$:

$$B = 16 - 3 = 13; \quad H = 227,6 / 0,7 \cdot B = 25,1; \quad h'_{cp} = 12,5;$$

$$\Delta h = 25,1 - 16 = 9,1; \quad \Delta h_{cp} = 5,9; \quad h_{cp} = 12,5 + 2,95 = 15,45;$$

$$D = 289,5; \quad l_d = \sqrt{144,75 \cdot 5,9} = 29,2; \quad B_{cp} = 12,8;$$

$$B_{cp} / l_d = 12,8 / 29,2 = 0,438; \quad B_{cp} / h_{cp} = 12,8 / 15,45 = 0,83;$$

$$m = 5,9 \cdot 0,83 = 4,9; \quad C_f = 0,75; \quad \operatorname{tg} \varphi = 0,675;$$

$$f_b = 0,225;$$

$$\Delta b'' = \frac{4,9}{1 + 0,75 \cdot 0,438(1 + 0,675 / 0,225)} = 2,10; \quad \Delta b''_0 = 3,0.$$

Так как $\Delta b''_{II} = \Delta b''_0$, то размеры овальной заготовки равны: $B_{15} = 13,0 \text{ мм}$, $H_{15} = 25,1 \text{ мм}$.

Клеть 14. Овальный калибр с размерами после кантовки: $h_{14} = B_{15} = 13,0 \text{ мм}$, $b_{14} = H_{15} = 25,1 \text{ мм}$. В этот калибр входит заготовка в виде ребрового овала с размерами: $H_{14} = 16,5 \text{ мм}$, $B_{14} = 21,9 \text{ мм}$, $q_{14} = 227,6 \text{ мм}^2$, $q_{13} = 277,2 \text{ мм}^2$. Принимаем $S = 1,3 \text{ мм}$ и рассчитываем $\Delta b'_{II}$ по формуле ($\delta = 1,0$)

$$\Delta b'_{II} = \delta b - B - S / \operatorname{tg} \varphi_k. \quad (4.15)$$

По формуле (2.49) определяем параметр $\operatorname{tg} \varphi_k$ (при $b/h \approx 1,93$ показатель степени $n \approx 1,95$)

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{h}{b} \left[\frac{1 - (B/b)^n}{1 - B/b} \right].$$

При $B/b = 21,9 / 25,1 = 0,872$ получим

$$\operatorname{tg} \varphi_k = 0,52 \left(\frac{1 - 0,766}{1 - 0,872} \right) = 0,948;$$

$$\Delta b'_{II} = 25,1 - 21,9 - 1,3 / 0,948 = 1,8.$$

$$\Delta h = 16,5 - 13 = 3,5; \quad \Delta h_{cp} = 0,78 \cdot 3,5 = 2,73;$$

$$h'_{cp} = 0,7 \cdot 13 = 9,1; \quad h_{cp} = 9,1 + 1,365 = 10,465;$$

$$B_{cp} = 0,93 \cdot 25,1 = 23,3; \quad D = 300 - (9,1 - 2) \approx 293;$$

$$l_d = \sqrt{146,5 \cdot 27,3} = 20; \quad B_{cp} / l_d = 1,16;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 2,19; \quad m = 6,0; \quad C_f = 1,98; \quad f_b = 0,59;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51 [1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 1,93)^{2,3}] = 0,385;$$

$$\Delta b' = \frac{6,0}{1 + 1,98 \cdot 1,16(1 + 0,65)} = 1,26; \quad \Delta b'_0 = 1,26 / 0,7 = 1,8,$$

что соответствует предварительно принятому значению $\Delta b'_n$. Размеры ребрового овала: $H_{14}=16,5\text{мм}$, $B_{14}=21,9\text{мм}$. Фактическая ширина овала $b_{\phi 14}$ — равна (табл.4.6)

$$b_{\phi 14} = b_{14} - S / \operatorname{tg} \varphi_k = 25,1 - 1,4 = 23,7 \text{ мм}$$

Клеть 13. Ребровой овал с размерами $h_{13}=B_{14}=21,9\text{мм}$, $b_{13}=H_{14}=16,5\text{мм}$, в который заходит овал с - $q'_0=332,7\text{мм}^2$. Необходимо определить линейные размеры овала в клетке 12 при $\Delta b'_n=3\text{мм}$. Имеем:

$$B_{13} = 16,5 - 3 = 13,5; \quad H_{13} = 332,7 / 0,7 \cdot 13,5 = 35,2;$$

$$\Delta h = 35,2 - 21,9 = 13,3; \quad \Delta h_{cp} = 0,65 \cdot 13,3 = 8,7;$$

$$h'_{cp} = 16,45; \quad h_{cp} = 16,45 + 4,35 = 20,8;$$

$$B_{cp} = 0,81 \cdot 16,5 = 13,3; \quad D = 300 - (16,45 - 3) \approx 288;$$

$$l_d = \sqrt{144 \cdot 8,7} = 35,3;$$

$$B_{cp} / l_d = 13,3 / 35,3 = 0,387; \quad B_{cp} / h_{cp} = 13,3 / 20,8 = 0,64;$$

$$m = 5,58; \quad C_f = 0,75; \quad f_b = 0,225;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51 [1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 0,75)^{2,3}] = 0,775;$$

$$\Delta b' = \frac{5,58}{1 + 0,75 \cdot 0,387(1 + 3,47)} = 2,43;$$

$$\Delta b'_0 = 2,43 / 0,7 = 3,45.$$

Расчётное уширение больше простора на уширение ($\Delta b'_0 > \Delta b'_n$). Дальнейшее увеличение простора на уширение не целесообразно, так как в этом случае отношение овальной заготовки $H_{13}/B_{13}=b_{12}/h_{12}$ превысит величину 3,5, что недопустимо — не обеспечивается

устойчивость заготовки в ребровом овале. В связи с этим уменьшаем площадь овального калибра в клети 12 до $q''_0=300\text{мм}^2$. Тогда при $\Delta b''_{\Pi}=3\text{мм}$ получим:

$$B_{13}=16,5-3=13,5; \quad H_{13}=300/0,7 \cdot 13,5=31,8;$$

$$\Delta h=31,8-21,9=9,9; \quad \Delta h_{cp}=0,65 \cdot 9,9=6,4;$$

$$h'_{cp}=16,45; \quad h_{cp}=16,45+3,2=19,65; \quad B_{cp}=13,3;$$

$$l_d=\sqrt{144 \cdot 6,4}=30,4; \quad B_{cp}/l_d=0,444; \quad B_{cp}/h_{cp}=0,675;$$

$$m=4,34; \quad C_f=0,75; \quad f_b=0,225; \quad \operatorname{tg} \varphi=0,775;$$

$$\Delta b'' = \frac{4,34}{1+0,75 \cdot 0,444(1+3,47)} = 1,75; \quad \Delta b''_0 = 2,5.$$

Рассчитываем действительную площадь овального калибра по формуле (4.10)

$$q_d = 332,7 + (300 - 332,7)(1 - 1,26)/(0,83 - 1,32) = 316 \text{ мм}^2.$$

Действительное уширение будет равно:

$$\Delta b_d = \Delta b'_0 + (\Delta b''_0 - \Delta b'_0)(1 - q'_0/q_d)/(q''_0/q_d - q'_0/q_d) \quad (4.16)$$

$$\Delta b_d = 3,45 + (2,5 - 3,45)(1 - 1,05)/(0,95 - 1,05) = 2,9.$$

Размеры овальной полосы, поступающей в ребровой овал равны: $B_{13}=16,5-2,9=13,6\text{мм}$, $H_{12}=316/0,7 \cdot 13,6=33,2\text{мм}$, $\Delta h_{13}=33,2-21,9=11,3\text{мм}$.

Клеть 12. Овальный калибр $h_{12}=B_{13}=13,6\text{мм}$, $b_{12}=H_{13}=33,2\text{мм}$, в который входит ребровой овал с параметрами: $H_{12}=21,1\text{мм}$, $B_{12}=28,1\text{мм}$, $q'_0=442,4\text{мм}^2$. Уточнить размеры ребрового овала. Принимаем $S=2\text{мм}$ и рассчитываем $\operatorname{tg} \varphi_k$ [выражение (2.49) и $\Delta b'_{\Pi}$ из выражения (4.15)]:

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{13,6}{33,2} \left(\frac{1 - 0,85^2}{1 - 0,85} \right) = 0,78;$$

$$\Delta b'_{\Pi} = 33,2 - 28,1 - 2,5 = 2,6;$$

$$\Delta h = 21,1 - 13,6 = 7,5; \quad \Delta h_{cp} = 0,78 \cdot 7,5 = 5,85;$$

$$h'_{cp} = 9,5; \quad h_{cp} = 9,5 + 2,925 \approx 13,42;$$

$$B_{cp} = 0,93 \cdot 33,2 \approx 30,6; \quad D = 300 - (9,5 - 3) = 293;$$

$$l_d = \sqrt{146,5 \cdot 5,85} = 29,4; \quad B_{cp} / l_d = 1,05;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 2,29; \quad m = 13,4; \quad C_f = 1,62; \quad f_b = 0,460;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 2,41)^{2,3}] = 0,335;$$

$$\Delta b' = \frac{13,4}{1 + 1,72 \cdot 1,05(1 + 0,72)} = 3,27; \quad \Delta b'_0 = 4,7.$$

Поскольку $\Delta b'_0 > \Delta b'_{\text{н}}$, а увеличение простора на уширение приведёт к увеличению расчётного уширения, что не целесообразно, уменьшим площадь ребрового овала на 10-15% до $q''_0 = 400 \text{ мм}^2$, а ширина и высота ребрового овала будут равны ($b_{11} = H_{12}$; $h_{11} = B_{12}$):

$$b_{11} = \sqrt{q''_0 / 0,75 \cdot 1,33} = \sqrt{400} = 20 \text{ мм};$$

$$h_{11} = 1,33b = 1,33 \cdot 20 = 26,6 \text{ мм}.$$

Тогда

$$\Delta b''_{\text{н}} = b_{12} - B_{12} - S / \operatorname{tg} \varphi_k = 33,2 - 26,6 - 2,5 \approx 4,0;$$

$$\Delta h = 20 - 13,6 = 6,4; \quad \Delta h_{cp} = 5,0;$$

$$h'_{cp} = 9,5; \quad h_{cp} = 9,5 + 2,5 = 12,0;$$

$$l_d = \sqrt{146,5 \cdot 5,0} = 27,1; \quad B_{cp} = 30,6;$$

$$B_{cp} / l_d = 1,12; \quad B_{cp} / h_{cp} = 2,55; \quad m = 12,7;$$

$$C_f = 0,7 + 1,33[1 - (1,53 - 0,133 B_{cp} / l_d)^{0,9 B_{cp} / l_d - 0,4}] = 1,9;$$

$$f_b = 0,57; \quad \operatorname{tg} \varphi = 0,335;$$

$$\Delta b'' = \frac{12,7}{1 + 1,9 \cdot 1,12(1 + 0,59)} = 2,66; \quad \Delta b''_0 = 3,8.$$

Поскольку различие между заданным простором на уширение и расчётным уширением составляет всего ~5%, то принимаем $\Delta b_d = \Delta b''_{\text{н}} = 4,0 \text{ мм}$, $q_{11} = 400 \text{ мм}^2$, $H_{12} = 20 \text{ мм}$, $B_{12} = 26,6 \text{ мм}$, $\Delta h = 6,4 \text{ мм}$, $\mu = 1,278$.

Калибр 11. Ребровой овал с размерами $h_{11} = 26,6 \text{ мм}$, $b_{11} = 20 \text{ мм}$, в который поступает овальная заготовка с площадью сечения

$q_{10}=539,8\text{мм}^2$. Определим размеры овального калибра. Принимаем $\Delta b'_n=6,0\text{мм}$ и тогда:

$$B_{11}=20-6=14,0\text{мм}; \quad H_{11}=539,8/0,7 \cdot 14=55;$$

$$\Delta h=55-26,6=28,4; \quad \Delta h_{cp}=18,6;$$

$$h'_{cp}=20; \quad h_{cp}=20+9,3=29,3; \quad B_{cp}=16,2;$$

$$D=300-(20-5,0)=285; \quad l_d=\sqrt{142,5 \cdot 18,6}=51,3;$$

$$B_{cp}/l_d=0,31; \quad B_{cp}/h_{cp}=0,55;$$

$$m=10,4; \quad C_f=0,75; \quad f_b=0,225;$$

$$\text{tg}\varphi=0,675-0,51\left[1-1,93(1-0,25 \cdot 0,75)^{2,3}\right]=0,775;$$

$$\Delta b'=\frac{10,4}{1+0,75 \cdot 0,31(1+3,45)}=5,05; \quad \Delta b'_0=7,2.$$

Поскольку $\Delta b'_n > \Delta b'_0$, то принимая во внимание большее отношение осей овала (3.93), во втором расчёте уменьшаем площадь овала в клетке до $q_{10}=500\text{мм}^2$, и продолжим расчёт при $\Delta b''_n=6,0\text{мм}$:

$$B_{11}=20-6=14,0; \quad H_{11}=500/0,7 \cdot 14=51,2;$$

$$\Delta h=51,2-26,6=24,6; \quad \Delta h_{cp}=16,0;$$

$$h'_{cp}=20; \quad h_{cp}=20+8,0=28,0; \quad B_{cp}=16,2;$$

$$l_d=\sqrt{142,5 \cdot 16,0}=47,8; \quad B_{cp}/l_d=0,340; \quad B_{cp}/h_{cp}=0,58;$$

$$m=9,3; \quad C_f=0,75; \quad f_B=0,225; \quad \text{tg}\varphi=0,775;$$

$$\Delta b''=\frac{9,3}{1+0,75 \cdot 0,34(1+3,45)}=4,3; \quad \Delta b''_0=6,12.$$

Расхождение в величинах уширения $\Delta b''_n$ и $\Delta b''_0$ не превышают 3%, поэтому имеем: $\Delta b_0=\Delta b_d=6,0\text{мм}$, $B_{11}=14\text{мм}$, $H_{11}=51,2\text{мм}$, $q_{11}=500\text{мм}^2$, $\Delta h_{11}=24,6\text{мм}$.

Калибр 10. Овальный калибр с размерами $h_{10}=B_{11}=14,0\text{мм}$, $b_{10}=H_{11}=51,2\text{мм}$, в который поступает ребровой овал из клетки 9 с размерами $H_{10}=27,2\text{мм}$, $B_{10}=36\text{мм}$, $q_{10}=727,5\text{мм}^2$. Необходимо уточнить параметры ребрового овала. Принимаем $S=3\text{мм}$ и рассчитываем $\text{tg}\varphi_k$ по выражению (2.49) и $\Delta b'_n$ из выражения (4.15):

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{14}{512} \left(\frac{1 - 0,703^2}{1 - 0,703} \right) = 0,47;$$

$$\Delta b'_H = 51,2 - 36 - 6,4 = 8,8;$$

$$\Delta h = 27,2 - 14 = 13,2; \Delta h_{cp} = 0,78 \cdot 13,2 = 10,3;$$

$$h'_{cp} = 9,8; h_{cp} = 9,8 + 5,15 = 14,95; B_{cp} = 47,8;$$

$$D = 300 - (9,8 - 4) \approx 294; l_d = \sqrt{147 \cdot 10,3} = 39,4;$$

$$B_{cp} / l_d = 1,21; B_{cp} / h_{cp} = 3,2; m = 32,9;$$

$$C_f = (1,85 + 0,00047 \cdot 521)(1 + 1,15 \cdot 0,01) = 2,1;$$

$$f_b = 0,63;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 3,67)^{2,3}] = 0,185;$$

$$\Delta b' = \frac{32,9}{1 + 1,21 \cdot 2,1(1 + 0,294)} = 7,6; \Delta b'_0 = 10,7.$$

Во втором расчёте целесообразно уменьшить площадь ребрового овала до $q_9 = 650 \text{ мм}^2$. Тогда ($b_9 = H_{10}$; $h_9 = B_{10}$):

$$b_9 = \sqrt{650} = 25,4 \text{ мм}; h_9 = 1,33 \cdot 25,4 = 33,9 \text{ мм};$$

$$\Delta b''_H = b_{10} - B_{10} - S / \operatorname{tg} \varphi_k = 51,2 - 33,9 - 6,4 = 10,8;$$

$$\Delta h = 25,4 - 14 = 11,4; \Delta h_{cp} = 8,9;$$

$$h'_{cp} = 9,8; h_{cp} = 9,8 + 5,7 = 15,5; B_{cp} = 47,8;$$

$$l_d = \sqrt{147 \cdot 8,9} = 36,3; B_{cp} / l_d = 1,32; B_{cp} / h_{cp} = 3,09;$$

$$m = 27,5; C_f = (1,85 + 0,145) \cdot 1,046 = 2,04;$$

$$f_b = 0,612; \operatorname{tg} \varphi = 0,185;$$

$$\Delta b'' = \frac{27,5}{1 + 2,04 \cdot 1,32(1 + 0,3)} = 6,12; \Delta b''_0 = 8,75;$$

$$q_d = 727,5 + (650 - 727,5)(1 - 0,82) / (1,22 - 0,82) = 697;$$

$$\Delta b_d = 10,7 + (8,75 - 10,7)(1 - 1,045) / (0,93 - 1,045) \approx 10,0.$$

Размеры заготовки ребрового овала:

$$B_{10} = b_{10} - \Delta b_d - S / \operatorname{tg} \varphi_k = 51,2 - 10 - 6,4 = 34,8 \text{ мм};$$

$$H_{10} = 697 / 0,75 \cdot 34,8 = 26,7 \text{ мм}, \quad q_{10} = 697 \text{ мм}^2.$$

Клеть 9. Ребровой овал с размерами $h_9 = B_{10} = 34,8 \text{ мм}$, $b_9 = H_{10} = 26,7 \text{ мм}$, в который поступает овальная заготовка из клетки 8 с $q_8 = 903,5 \text{ мм}^2$. Определим размеры овальной заготовки (калибра) при $\Delta b'_n = 7,3 \text{ мм}$ и $S = 6 \text{ мм}$:

$$B_9 = 26,7 - 7,3 = 19,4; \quad H_9 = 903,5 / 0,7 \cdot 19,4 = 66,5;$$

$$\Delta h = 66,5 - 34,8 = 31,7; \quad \Delta h_{cp} = 20,7;$$

$$h'_{cp} = 26,1; \quad h_{cp} = 26,1 + 10,35 = 36,45;$$

$$D = 300 - (26,1 - 6) = 280; \quad l_d = \sqrt{140 \cdot 20,7} = 53,8;$$

$$B_{cp} = 21,5; \quad B_{cp} / l_d = 0,4; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,59;$$

$$m = 12,2; \quad C_f = 0,75; \quad f_b = 0,225;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,5 \frac{1}{l} - 1,93(1 - 0,25 \cdot 0,77)^{2,3} = 0,77;$$

$$\Delta b' = \frac{12,2}{1 + 0,75 \cdot 0,4(1 + 3,41)} = 5,3; \quad \Delta b'_0 = 7,6.$$

Поскольку $\Delta b'_n < \Delta b'_0$, то целесообразно несколько уменьшить площадь поперечного сечения овальной заготовки, так как отношение $H_9/B_9 > 3$. Принимаем $\Delta b''_n = 7,3 \text{ мм}$ и тогда ($q_8 = 850 \text{ мм}^2$):

$$B_9 = 26,7 - 7,3 = 19,4; \quad H_9 = 850 / 0,7 \cdot 19,4 = 62,3;$$

$$\Delta h = 62,3 - 34,8 = 27,5; \quad \Delta h_{cp} = 17,8;$$

$$h'_{cp} = 26,1; \quad B_{cp} = 21,5; \quad h_{cp} = 26,1 + 8,9 = 37,0;$$

$$l_d = \sqrt{140 \cdot 17,8} = 50; \quad B_{cp} / l_d = 0,43;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 0,58; \quad m = 10,3; \quad C_f = 0,75; \quad f_b = 0,225;$$

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,675 - 0,51 \frac{1}{l} - 1,93(1 - 0,25 \cdot 0,77)^{2,3} = 0,77;$$

$$\Delta b'' = \frac{10,3}{1 + 0,43 \cdot 0,75(1 + 3,43)} = 4,2; \quad \Delta b''_0 = 6,0;$$

$$q_d = 903,5 + (850 - 903,5)(1 - 1,04)/(0,82 - 1,04) = 892;$$

$$\Delta b_d = 7,6 + (6,0 - 7,6)(1 - 0,96)/(1,052 - 0,96) = 7,4.$$

Размеры овальной заготовки:

$$B_9 = 26,7 - 7,4 = 19,3 \text{ мм};$$

$$H_9 = 892/0,7 \cdot 19,3 = 66,3 \text{ мм}, \quad q_8 = 892 \text{ мм}^2.$$

Клеть 8. Овальный калибр с размерами $h_8=B_9=19,3 \text{ мм}$, $b_8=H_9=66,3 \text{ мм}$, в который поступает ребровой овал из клетки 7 с размерами $H_8=38,5 \text{ мм}$, $B_8=44,6 \text{ мм}$, $q_7=1283 \text{ мм}^2$. Необходимо уточнить размеры ребрового овала. Рассчитываем $\text{tg} \varphi_k$ при $S_8=6 \text{ мм}$:

$$\text{tg} \varphi_k = 0,292 \left(\frac{1 - 0,68^2}{1 - 0,68} \right) \approx 0,5;$$

$$\Delta b'_\Pi = 66,3 - 44,6 - 12 = 9,7;$$

$$\Delta h = 38,5 - 19,3 = 19,2; \quad \Delta h_{cp} = 12,5;$$

$$h'_{cp} = 13,5; \quad h_{cp} = 13,5 + 9,6 = 23,1; \quad B_{cp} = 49,7;$$

$$D = 300 - (13,5 - 5) \approx 292; \quad l_d = \sqrt{146 \cdot 12,5} = 43,8;$$

$$B_{cp}/l_d = 1,13; \quad B_{cp}/h_{cp} = 2,13; \quad m = 26,6;$$

$$C_f = 1,91; \quad f_b = 0,573;$$

$$\text{tg} \varphi = 0,675 - 0,51[1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 3,43)^{2,3}] = 0,175;$$

$$\Delta b' = \frac{26,6}{1 + 1,91 \cdot 1,13(1 + 0,303)} = 6,90; \quad \Delta b'_0 = 9,8.$$

Поскольку $\Delta b'_\Pi \approx \Delta b'_0$, то размеры заготовки ребрового овала из клетки 7 равны:

$$H_8 = 38,5 \text{ мм}, \quad B_8 = 44,6 \text{ мм}, \quad q_7 = 1283 \text{ мм}^2.$$

Фактическая ширина овала $b_{\phi 8}$ равна

$$b_{\phi 8} = b_8 - S_8 / \text{tg} \varphi_k = 66,3 - 12 = 54,3 \text{ мм}.$$

Клеть 7. Ребровой овал с размерами $h_7=B_8=44,6 \text{ мм}$, $b_7=H_8=38,5 \text{ мм}$, в который поступает прямоугольная полоса с

площадью сечения $q_6=1860\text{мм}^2$. Определим размеры полосы из клетки 6 (табл.4.4). Принимаем $\Delta b'_n=9\text{мм}$:

$$\begin{aligned} B_7 &= 38,5 - 9 = 29,5; \quad H_7 = 1860 / 29,5 = 63,0; \\ \Delta h &= 63 - 44,6 = 18,4; \quad \Delta h_{cp} = 1,10 \cdot 18,4 = 20,3; \quad h'_{cp} = 33,6; \\ h_{cp} &= 33,6 + 10,1 = 43,7; \quad B_{cp} = 0,98 \cdot 38,5 = 37,7; \\ D &= 370 - (33,6 - 5) = 342; \quad l_d = \sqrt{171 \cdot 20,3} = 59,0; \\ B_{cp} / l_d &= 0,64; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,86; \\ m &= 17,5; \quad C_f = 0,75; \quad f_b = 0,225; \\ \operatorname{tg} \varphi &= 0,675 - 0,51 [1 - 1,93(1 - 0,25 \cdot 0,86)^{2,3}] = 0,726; \\ \Delta b' &= \frac{17,5}{1 + 0,75 \cdot 0,64(1 + 3,22)} = 5,8; \quad \Delta b'_0 = 8,3. \end{aligned}$$

Так как $\Delta b'_n > \Delta b'_0$, то принимаем $\Delta b''_n = 6\text{мм}$:

$$\begin{aligned} B_7 &= 38,5 - 6 = 32,5; \quad H_7 = 1860 / 32,5 = 57,0; \\ \Delta h &= 57 - 44,6 = 12,4; \quad \Delta h_{cp} = 13,4; \\ h'_{cp} &= 33,6; \quad h_{cp} = 33,6 + 6,7 = 40,3; \quad B_{cp} = 37,7; \\ l_d &= \sqrt{171 \cdot 13,4} = 48,0; \quad B_{cp} / l_d = 0,79; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,93; \\ m &= 12,5; \quad C_f = 0,85; \quad f_b = 0,3; \quad \operatorname{tg} \varphi = 0,726; \\ \Delta b'' &= \frac{12,5}{1 + 0,85 \cdot 0,79(1 + 2,42)} = 3,80; \quad \Delta b''_0 = 5,4. \end{aligned}$$

Поскольку в обоих расчётах $\Delta b_n > \Delta b_0$, то увеличиваем площадь поперечного сечения прямоугольной полосы до $q_6=1920\text{мм}^2$ и выполняем новый расчёт ($\Delta b''_n=9\text{мм}$):

$$\begin{aligned} B_7 &= 38,5 - 9 = 29,5; \quad H_7 = 1920 / 29,5 = 65; \\ \Delta h &= 65 - 44,6 = 20,4; \quad \Delta h_{cp} = 22,4; \\ h'_{cp} &= 33,6; \quad h_{cp} = 33,6 + 11,2 = 44,8; \quad B_{cp} = 37,7; \\ l_d &= \sqrt{171 \cdot 22,4} = 61,8; \quad B_{cp} / l_d = 0,61; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,84; \\ m &= 18,6; \quad C_f = 0,75; \quad f_b = 0,225; \quad \operatorname{tg} \varphi = 0,726; \end{aligned}$$

$$\Delta b''' = \frac{18,6}{1 + 0,75 \cdot 0,61(1 + 3,22)} = 6,4; \quad \Delta b_0''' = 9,1.$$

Принимаем $\Delta b_d = 9,0 \text{ мм}$ и тогда $B_7 = 29,5 \text{ мм}$, $H_7 = 65,0 \text{ мм}$, $q_6 = 1920 \text{ мм}^2$.

Клеть 6. Прямоугольная полоса с размерами $h_6 = B_7 = 29,5 \text{ мм}$, $b_6 = H_7 = 65,0 \text{ мм}$. В клеть 6 поступает раскат квадратного сечения с площадью поперечного сечения $q_5 = 2306 \text{ мм}^2$ из клетки 5.

Ящичный калибр имеет разные размеры ширины по разьёму и дну и при этом (рис. 1.1)

$$a_k = 0,5(b - b_d) \approx 3 - 5 \text{ мм},$$

где b и b_d — ширина соответственно по разьёму калибра (по оси) и по дну.

Имеем среднюю ширину и высоту заготовки:

$$H_6 = B_6 = \sqrt{q_5} = \sqrt{2306} = 48 \text{ мм},$$

а фактический простор на уширение равен

$$\Delta b_{II}' = b_6 - (B_6 + a_k) = 65 - 48 - 4 = 13 \text{ мм}.$$

Тогда:

$$\Delta h = 48 - 29,5 = 18,5; \quad \Delta h_{cp} = \Delta h = 18,5; \quad h'_{cp} = 29,5;$$

$$h_{cp} = 29,5 + 9,25 = 38,75; \quad B_{cp} = 0,5(53 + 65) = 59,0;$$

$$l_d = \sqrt{185 \cdot 18,5} = 58,6; \quad B_{cp} / l_d \approx 1,0;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 1,53; \quad m = 28,1;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,2)^{0,9}} = e^{-0,338} = 0,713;$$

$$\Delta b_0' = 0,53 \cdot 0,713 \cdot 28,1 = 10,6.$$

Поскольку $\Delta b_{II}' > \Delta b_0'$, увеличиваем площадь сечения квадратного калибра до $q_5 = 2650 \text{ мм}^2$:

$$H_6 = B_6 = \sqrt{2650} = 51,4; \quad \Delta b_{II}'' = 65 - 51,4 - 4 = 9,6;$$

$$\Delta h = 51,4 - 29,5 = 21,5; \quad h'_{cp} = 29,5;$$

$$h_{cp} = 29,5 + 10,95 = 40,45; \quad B_{cp} = 60,7;$$

$$l_d = \sqrt{185 \cdot 21,9} = 63,6; \quad B_{cp} / l_d = 0,95;$$

$$B_{cp} / h_{cp} = 1,5; \quad m = 32,8;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,14)^{0,9}} = e^{-0,277} = 0,758;$$

$$\Delta b_0'' = 0,53 \cdot 0,758 \cdot 32,8 = 13,2;$$

$$q_d = 2306 + (2650 - 2306)(1 - 0,82)/(1,38 - 0,82) = 2416;$$

$$\Delta b_d = 10,6 + (13,2 - 10,6)(1 - 0,96)/(1,1 - 0,96) = 11,3.$$

Размеры квадратной заготовки:

$$H_6 = B_6 = \sqrt{2410} = 49,2 \text{ мм};$$

ширина заготовки по оси

$$B_{o6} = B_6 + a_k = 49,2 + 4 = 53,2; \quad B_{o6} = b_{o5},$$

разница между шириной полосы и заготовкой по оси

$$b_6 - B_{o6} = 65,0 - 53,2 = 11,8,$$

что практически соответствует расчётному уширению.

Клеть 5. Ящичный квадратный калибр (рис.4.3) со средними размерами $H_6=B_6=h_5=b_5=49,2$ мм, в который поступает полоса из клетки 4 с площадью сечения $q_d=2953 \text{ мм}^2$ (табл.4.4). Перед калибром производится кантовка полосы.

В отличие от уширения в гладких валках в ящичном калибре наклонные стенки уменьшают поперечное течение металла и, кроме того, среднее уширение (расчётное) всегда будет меньше уширения по оси калибра (по аналогии с ромбическим или квадратным калибрами). В связи с этим в ящичном калибре расчёт уширения необходимо выполнять по выражениям (2.16), (2.17), (2.44), (4.10), (4.16). Коэффициент, учитывающий увеличение уширения по оси калибра принимаем равным $n_n=0,7$ – если $B_4 \geq b_{d5}$ и $n_n=0,85$ – если $B_4 < b_{d5}$. Уменьшение уширения за счёт сдерживающего влияния стенок калибра учитываем коэффициентом $n_\phi=1,1$ (табл.1.1). Принимаем $\Delta b'_n=10$ мм и $S=8$ мм (табл.4.6) (b_{d5} – ширина дна калибра):

$$B_5 = b_{o5} - \Delta b'_n = 53,2 - 10 = 43,2;$$

$$H_5 = 2953 / 43,2 = 68,3;$$

$$\Delta h = 68,3 - 49,2 = 19,1; \quad h'_{cp} = 49,2;$$

$$h_{cp} = 49,2 + 9,55 = 58,75;$$

$$B_{cp} = 0,5(b_{\phi 0} + B_5) = 0,5(53,2 + 43,2) = 48,2;$$

$$D = 370 - (49,2 - 8) = 329; \quad l_d = \sqrt{164,5 \cdot 19,1} = 56,2;$$

$$B_{cp} / l_d = 0,86; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,82; \quad m = 15,7;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,03)^{0,9}} = e^{-0,159} = 0,853;$$

$$\Delta b' = 0,53 \cdot 0,853 \cdot 15,7 / 1,1 = 6,5;$$

$$\Delta b'_0 = 6,5 / 0,85 = 7,7.$$

Поскольку $\Delta b'_n > \Delta b'_0$, то во втором расчёте можно уменьшить $\Delta b''_n$ или увеличить площадь сечения q_d . Расчёты показывают, что при использовании первого варианта расчёта не достигается желаемый результат, так как величина $\Delta b''_0$ уменьшается вместе с уменьшением $\Delta b''_n$. Поэтому во втором расчёте несколько увеличиваем площадь сечения заготовки до $q_d = 3200 \text{ мм}^2$. Принимаем $\Delta b''_n = 10 \text{ мм}$:

$$B_5 = 53,2 - 10 = 43,2; \quad H_5 = 3200 / 43,2 = 74,2;$$

$$h'_{cp} = 49,2; \quad \Delta h = 74,2 - 49,2 = 25;$$

$$h_{cp} = 49,2 + 12,5 = 61,7; \quad B_{cp} = 0,5(53,2 + 43,2) = 48,2;$$

$$l_d = \sqrt{164 \cdot 25} = 64,0; \quad B_{cp} / l_d = 0,75; \quad B_{cp} / h_{cp} = 0,78;$$

$$m = 19,5; \quad C_{II} = 0,24 + B_{cp} / l_d; \quad C_{II} = 0,24 + 0,75 = 0,99;$$

$$\Delta b'' = 0,53 \cdot 0,99 \cdot 19,5 / 1,1 = 9,3; \quad \Delta b''_0 = 10,9;$$

$$q_d = 2953 + (3200 - 2953)(1 - 0,77) / (1,09 - 0,77) = 3133;$$

$$\Delta b_d = 7,7 + (10,9 - 7,7)(1 - 0,94) / (1,02 - 0,94) = 10,1.$$

Размеры заготовки (прямоугольной полосы):

$$B_5 = b_{\phi 0} - \Delta b_d = 53,2 - 10,1 = 43,1 \text{ мм};$$

$$H_5 = 3133 / 43,1 = 72,8 \text{ мм}.$$

Клеть 4. Гладкие валки, прокатывающие полосу с размерами $h_4 = B_5 = 43,1 \text{ мм}$, $b_4 = H_5 = 72,8 \text{ мм}$, в которые поступает квадратная заготовка с площадью сечения $q_3 = 3661 \text{ мм}^2$ из клетки 3. Расчёт выполняем по аналогии с клетью 6. Однако в связи с увеличением площади сечения раската в клетке 4 в такой же степени увеличиваем площадь поперечного сечения раската в клетке 3:

$$q_3 = 3661 \cdot (3133/2953) = 3884;$$

$$H_4 = B_4 = \sqrt{3884} = 62,3;$$

$$\Delta b'_H = 72,8 - 62,3 - 3 = 7,5; \Delta h = 62,3 - 43,1 = 19,2;$$

$$h'_{cp} = 43,1; h_{cp} = 43,1 + 9,6 = 52,7;$$

$$B_{cp} = 0,5(72,8 + 65,3) \approx 70;$$

$$l_d = \sqrt{185 \cdot 19,2} = 59,6; B_{cp}/l_d = 1,17; B_{cp}/h_{cp} = 1,33;$$

$$m = 25,5; C_H = e^{(0,9-1,40)^{0,9}} = e^{-0,535} = 0,585;$$

$$\Delta b'_0 = 0,53 \cdot 0,585 \cdot 25,5 = 7,8 \quad (\Delta b'_H \approx \Delta b'_0).$$

Так как ошибка не превышает 5%, принимаем $\Delta b_d = 7,5$ мм и тогда: $B_4 = 62,3$ мм, $B_{04} = 65,3$ мм, $H_4 = 62,3$ мм (B_{04} – ширина заготовки по оси).

Клеть 3. Ящичный калибр с размерами $h_3 = b_3 = 62,3$ мм, $B_{04} = b_{03} = 65,3$ мм, в который поступает полоса (с кантовкой) из прямоугольного калибра клетки 2 с площадью поперечного сечения $q_2 = 4723$ мм². Расчёт выполняем по аналогии с клетью 5. Принимаем $\Delta b'_H = 5$ мм, $S = 7$ мм, $n_\Phi = 1,1$:

$$B_3 = b_{03} - \Delta b'_H = 65,3 - 5 = 60,3; H_3 = 4793/60,3 = 79,6;$$

$$\Delta h = 79,6 - 62,3 = 17,3; h'_{cp} = 62,3;$$

$$h_{cp} = 62,3 + 8,65 = 70,95; B_{cp} = 0,5(60,3 + 65,3) = 62,8;$$

$$D = 370 - (62,3 - 7) \approx 315; l_d = \sqrt{157,5 \cdot 17,3} = 52,3;$$

$$B_{cp}/l_d = 1,2; B_{cp}/h_{cp} = 0,88; m = 15,3;$$

$$C_H = e^{(0,9-1,44)^{0,9}} = e^{-0,574} = 0,563;$$

$$\Delta b' = 0,53 \cdot 0,563 \cdot 15,3/1,1 = 4,18;$$

$$\Delta b'_0 = 4,18/0,85 = 4,92.$$

Поскольку ошибка между $\Delta b'_H$ и $\Delta b'_0$ не превышает 2%, принимаем $\Delta b_d = \Delta b'_H = 5,0$ мм и получим: $B_3 = 60,3$ мм, $H_3 = 79,6$ мм.

Клетки 1 и 2. В ящичном прямоугольнике клетки 1 производят абсолютное обжатие заготовки на величину $\Delta h_1 = 4,0$ мм (для

разрушения окалины). При этом уширение принимаем равным $\Delta b_1=1,0\text{мм}$. Тогда размеры полосы, выходящей из клетки 1 будут равны: $h_1=80-4=76\text{мм}$, $b_1=80+1=81\text{мм}$, площадь поперечного сечения $q_1=81\cdot 76=6160\text{мм}^2$. На современных станах клеть 1 используют как рабочую, а не как окалиноломатель и, кроме того, в клетке 1 применяют гладкую бочку, а в черновой группе применяют также клетки с вертикальными валками. В этих клетях врезают ручки для ящичных квадратов.

Таким образом, размеры заготовки для клетки 2 следующие: $H_1=h_1=76\text{мм}$, $B_1=b_1=81\text{мм}$. Размеры ящичного калибра в клетке 2 определены ранее (табл.4.6): $h_2=60,3\text{мм}$, $b_2=79,6\text{мм}$. С учётом уклона стенок калибра клетки 2 имеем

$$b_{02} = b_2 + a_k = 79,6 + 3 = 82,6\text{мм}.$$

Производим расчёт параметров деформации в клетке 2 при просторе на уширение ($S=45\text{мм}$):

$$\Delta b'_0 = b_{02} - B_1 = 82,6 - 81 = 1,6;$$

$$\Delta h = 76 - 60,3 = 15,7; \quad h'_{cp} = 60,3;$$

$$h_{cp} = 60,3 + 7,85 = 68,15; \quad B_{cp} = 0,5(81 + 82,6) = 81,3;$$

$$D = 370 - (60,3 - 45) = 355; \quad l_d = \sqrt{177,5 \cdot 15,7} = 52,8;$$

$$B_{cp} / l_d = 1,54; \quad B_{cp} / h_{cp} = 1,2; \quad m = 18,7;$$

$$C_{II} = e^{(0,9-1,85)^{0,9}} = e^{-0,955} = 0,384;$$

$$\Delta b' = 0,53 \cdot 0,384 \cdot 18,7 / 1,1 = 3,5; \quad \Delta b'_0 = 4,1.$$

Так как $\Delta b'_{II} < \Delta b'_0$, то необходимо увеличить ширину калибра в клетке 2 до $b_{02}=85,1\text{мм}$, что не вызовет заметной корректировки в последующих по ходу прокатки калибрах.

Рассмотренный алгоритм расчёта калибровки валков для прокатки простых профилей является универсальным для различных систем (ящичный прямоугольник – ящичный квадрат, гладкая бочка – ящичный квадрат, ромб – квадрат, овал – квадрат, овал – ребровой овал, овал – круг, шестиугольник – квадрат, гладкая бочка – гладкая бочка). Особенности расчёта параметров деформации в различных типах систем калибровок учитываются выбором соответствующих коэффициентов: n , n_{ϕ} , n_{Π} , (B_{cp}/b) , n_k и т.п. (см. гл. 1,2,3).

Таблица 4.6. Параметры калибровки круглого профиля
d=16мм

№№ клетей	Форма калибра	H, мм	B, мм	h, мм	b, мм	$b_{\phi}^{xx)}$, мм	Δh , мм	Δb , мм	q, мм ²	μ	v, м/с
Черновая группа											
1	Пр ^{x)}	80	80	76	81,0	$\frac{80}{83}$	4,0	1,0	6160	1,04	0,5
2	Пр	76,0	81,0	60,3	79,6	$\frac{76,6}{82,6}$	15,7	4,1	4793	1,25	0,65
3	Кв	79,6	60,3	62,3	62,3	$\frac{59,3}{65,3}$	17,3	5,0	3884	1,23	0,81
4	Пр	62,3	62,3	43,1	72,8	$\frac{80,6}{80,6}$	19,2	7,5	3133	1,24	0,99
5	Кв	72,8	43,1	49,2	49,2	$\frac{45,2}{53,2}$	23,6	10,1	2416	1,29	1,28
6	ГБ	49,2	49,2	29,5	65,0	$\frac{65,0}{65,0}$	19,7	11,8	1920	1,26	1,6
7	РО	65,0	29,5	44,6	38,5	$\frac{38,5}{38,5}$	20,4	9,0	1283	1,49	2,40
Чистовая группа											
8	Ов	38,5	44,6	19,3	66,3	$\frac{54,3}{54,3}$	19,2	9,7	892	1,44	3,38
9	РО	66,3	19,3	34,8	26,7	$\frac{26,7}{26,7}$	21,5	7,4	697	1,265	4,38
10	Ов	26,7	34,8	14,0	51,2	$\frac{44,8}{44,8}$	12,7	10,0	500	1,39	6,02
11	РО	51,2	14,0	26,6	20	$\frac{20,0}{20,0}$	24,6	6,0	400	1,25	7,52
12	Ов	20,0	26,6	13,6	33,2	$\frac{30,6}{30,6}$	6,4	4,0	316	1,267	9,6
13	РО	33,2	13,6	21,9	16,5	$\frac{16,5}{16,5}$	11,3	2,9	277,2	1,137	10,8
14	Ов	16,5	21,9	13,0	25,1	$\frac{23,7}{23,7}$	3,1	1,8	227,6	1,22	13,2
15	Кр	25,1	13	16	16	$\frac{16,0}{16,0}$	9,1	3,0	201	1,132	15,0

^{x)} Пр – прямоугольник; Кв – ящичный квадрат; ГБ – гладкая бочка; РО – ребровой овал; Ов – овал; Кр – круг.

^{xx)} В числителе размер по дну калибра; в знаменателе – по разъёму.

5. Расчёт энергосиловых параметров прокатки

Энергосиловые параметры определяют по следующим формулам [22]:

$$\left. \begin{aligned} P &= p_{cp} \cdot B_{cp} \cdot l_d, \text{ МН}; \\ M &= P \cdot \psi \cdot l_d, \text{ МН} \cdot \text{м}; \\ N &= 2Mv / R, \text{ кВт}, \end{aligned} \right\} \quad (5.1)$$

где P , M , N – усилие, крутящий момент и мощность при пластической деформации; p_{cp} – среднее нормальное контактное напряжение (МПа); B_{cp} – средняя ширина полосы (м); l_d – длина дуги контакта (м); ψ – коэффициент положения равнодействующей сил в очаге деформации; v – окружная скорость валков (м/с); R – катающий радиус валков (м).

В формуле (5.1) крутящий момент определяется для одного валка.

Для расчёта указанных энергосиловых параметров в первую очередь необходимо определить напряжение течения металла σ_t , коэффициент трения f и показатель трения f_n , а также коэффициент положения равнодействующей сил в очаге деформации.

5.1. Расчёт среднего нормального контактного напряжения

Общее, для всех случаев горячей прокатки, выражение для расчёта среднего нормального напряжения имеет вид [22]

$$p_{cp} = \sigma_\phi \left[1 + 0,48 f_n \cdot n_\phi (1 - a) l_d / h_{cp} \right] \cdot \left[1 + (1 - l_d / h_{cp})^2 \right] \quad (5.2)$$

где σ_ϕ – сопротивление металла деформации ($\sigma_\phi = \sigma_t \lambda$); σ_t – напряжение течения металла; λ – коэффициент Лодэ ($\lambda = 1 - 1,15$); f_n – показатель трения; n_ϕ – коэффициент, учитывающий влияние дополнительных сил трения в калибрах; a – логарифмический показатель уширения.

Для условий прокатки на блюминге, заготовочных крупносортовых станов, черновых клетей сортовых станов при $l_d / h_{cp} < 1$ и $f_n \approx 0,4$ имеем

$$P_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + 0,2 \cdot n_{\phi} (1 - a) l_d / h_{cp} \right] \cdot \left[1 + (1 - l_d / h_{cp})^2 \right]. \quad (5.3)$$

Для слябингов, толстолистовых станов, черновых клетей широкополосных станов при $n_{\phi}=1$, $a \approx 0$, $l_d / h_{cp} < 1$ получим

$$P_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + 0,2 \cdot l_d / h_{cp} \right] \cdot \left[1 + (1 - l_d / h_{cp})^2 \right]. \quad (5.4)$$

Для сортовых станов при $l_d / h_{cp} > 1,0$ имеем

$$P_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + 0,48 f_{\Pi} \cdot n_{\phi} (1 - a) l_d / h_{cp} \right] \quad (5.5)$$

Для листовых (полосовых) станов горячей прокатки ($a \approx 0$)

$$P_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + 0,48 f_{\Pi} \cdot l_d / h_{cp} \right] \quad (5.6)$$

Для полосовых станов холодной прокатки

$$P_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + C_H f_{\Pi} \cdot l_c / h_{cp} \right] \quad (5.7)$$

где l_c - длина дуги контакта с учётом упругих деформаций валков и полосы [22].

Показатель трения f_{Π} определяем по выражению

$$f_{\Pi} = 1,6 \cdot f - 0,018, \quad (5.8)$$

где f - коэффициент трения в установившемся процессе прокатки.

Необходимые для расчёта P_{cp} геометрические параметры определяем следующим образом:

$$a \approx \Delta b \cdot h_{cp} / \Delta h \cdot B_{cp}; \quad h_{cp} = 0,5(H + h); \quad (5.9)$$

$B_{cp} = 0,5(B + b)$ - для случая прокатки в гладких валках и ящичных калибрах;

$B_{cp} = (B_{cp}/b) \cdot b$ - для случая прокатки в вытяжных калибрах простой формы;

(B_{cp}/b) - коэффициент из табл.1.3.

Среднее уширение рассчитываем из формулы (2.34).

5.2.Расчёт напряжения течения металла

Соппротивление металла деформации равно

$$\sigma_{\phi} = \sigma_T \cdot \lambda, \quad (5.10)$$

где σ_T - напряжение течения металла; λ - коэффициент Лодэ ($\lambda=1,15$ - для прокатки плоских широких полос; $\lambda=1,0$ - для сортовой прокатки металла с развитым уширением).

Напряжение течения σ_T определяем по методике [22,42] на основе содержания в металле химических элементов. В общем случае напряжение течения при деформации равно

$$\sigma_T = \sigma_{T6} \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u, \quad (5.11)$$

где σ_{T6} – базовое напряжение течения, определённое при фиксированных (базовых) значениях температуры (t), относительного обжатия (ε) и скорости деформации (u):

$$\varepsilon = \Delta h / H; \quad u = v \cdot \varepsilon / l_d; \quad (5.12)$$

k_t , k_ε и k_u – коэффициенты, учитывающие влияние температуры, относительного обжатия и скорости деформации.

Математическая модель расчёта базового напряжения течения для различных марок сталей имеет вид:

для $N_1 \leq 5$ (углеродистые, конструкционные, инструментальные, низколегированные стали)

$$\sigma_{T6} = 80 + 25 \cdot \left\{ 1 - \left[\frac{5 - N_1}{4,5} \right]^{1,8} \right\}; \quad (5.13)$$

для $N_2 > 5$ (легированные, высоколегированные стали)

$$\sigma_{T6} = 110 + 38 \cdot \left(\frac{N_2 - 2}{32} \right)^{0,25 \cdot N_2}, \quad (5.14)$$

Таблица 5.1. Группы сталей для расчёта напряжения течения

Группа сталей	Металл
I	Углеродистые и инструментальные стали 08кп; 08ю; 20; Ст.3; 45; Ст.6; У8 и др.
II	Легированные и низколегированные стали 40Х; ШХ15; 15ХСНД; 14ГН; 12ХНЗА
III	20ХНМ; 60ХНГС2М; 35ХНГ2М; 30ХГСА; 18Х2Н4МВА; ХВГ; 60С2
IV	10ХН; 12Х17
V	20Х5НГ2; 15Х5М; 12ХНМФА; 20ХГНМ
VI	18ХГТ; 20ХГНР; 45ХН
	Высоколегированные стали
VII	4Х13; Х16Н5М4; Х17Н2; Х18Н9Т; Х18Н12М2Т; Р18

где N_1 и N_2 – сумма химических элементов в данной стали, % (кроме серы и фосфора).

Формула поправочного коэффициента k_t в зависимости от температуры имеет вид:

$$k_t = 1,66 - 1,1 \cdot \left(\frac{t}{400} - 2 \right)^{0,7}, \quad (5.15)$$

где t – температура металла, °С.

Расчёт коэффициентов k_ε , k_u , выполняют по формулам табл.5.2,5.3.

Таблица 5.2. Формулы для расчёта коэффициента k_ε

Группа стали	ε	Вид выражения
I, II	0,025...0,1	$k_\varepsilon = 0,8 + 0,2 \cdot [1 - 178 \cdot (0,1 - \varepsilon)^2]$
I, II	>0,1	$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \cdot [1 - 6,3 \cdot (0,5 - \varepsilon)^2]$
IV	0,025...0,1	$k_\varepsilon = 0,7 + 0,3 \cdot [1 - 50 \cdot (0,1 - \varepsilon)^{1,5}]$
IV	>0,1	$k_\varepsilon = 1 + 0,68 \cdot [1 - 6,3 \cdot (0,5 - \varepsilon)^2]$
III, VI, VII	0,025...0,1	$k_\varepsilon = 0,7 + 0,3 \cdot [1 - 50 \cdot (0,1 - \varepsilon)^{1,5}]$
III, VI, VII	>0,1	$k_\varepsilon = 1 + 0,38 \cdot [1 - 6,3 \cdot (0,5 - \varepsilon)^2]$
V	0,025...0,1	$k_\varepsilon = 0,7 + 0,3 \cdot [1 - 50 \cdot (0,1 - \varepsilon)^{1,5}]$
V	>0,1	$k_\varepsilon = 1,0 + 0,5 \cdot [1 - 9 \cdot (0,5 - \varepsilon)^{2,4}]$

Пример. Рассчитаем напряжение течения для инструментальной стали У8 (гр. I) (0,8% C; 0,37% Si; 0,40% Mn; 0,028% S; 0,018P; 0,14% Cr; 0,13% Ni) при $\varepsilon=0,3$ и $u=20\text{с}^{-1}$; $t=1100^\circ\text{C}$:

$$N_1 = 0,8 + 0,37 + 0,4 + 0,14 + 0,13 = 1,84\%.$$

$$\sigma_{T6} = 80 + 25 \left[1 - \left(\frac{5 - 1,84}{4,5} \right)^{1,8} \right] = 91,7 \text{ МПа};$$

$$k_t = 1,66 - 1,1 \cdot (2,75 - 2)^{0,7} = 0,74;$$

$$k_\varepsilon = 1 + 0,43 \cdot [1 - 6,3 \cdot (0,5 - 0,3)^{0,2}] = 1,322;$$

$$k_u = 1,03 + 0,1 \cdot (2,996 - 2,3)^{1,5} = 1,09;$$

$$\sigma_T = 91,7 \cdot 0,74 \cdot 1,322 \cdot 1,09 = 97,5 \text{ МПа}.$$

Таблица 5.3. Формулы для расчёта поправочного коэффициента k_u

Группа стали	Пределы изменения u, c^{-1}	Формула для k_u
I, II	0,001...10 0,4...10	$k_u = 0,22 + 0,072 \cdot (7 + \ln u)$ $k_u = 0,38 + 0,65 \cdot (7 + \ln u)$
III - VII	0,001...10	$k_u = 0,85 + 0,067 \ln u$
I, II III - V, VII VI	≥ 10	$k_u = 1,03 + 0,1 \cdot ((\ln u) - 2,3)^{1,5}$ $k_u = 1,03 + 0,11 \cdot ((\ln u) - 2,3)^{1,05}$ $k_u = 1,03 + 0,13 \cdot ((\ln u) - 2,3)^{2,2}$

5.3. Коэффициент трения при горячей прокатке стали

Трение между металлом и валками при прокатке возникает вследствие зацепления неровностей контактных поверхностей и схватывания чистых (не окисленных и не загрязнённых) металлов. Внешнее трение оказывает большое влияние на процесс пластической деформации. Влияние внешнего трения при прокатке сказывается на неравномерности деформации металла по высоте полосы, на условия захвата полосы валками, на энергосиловые параметры прокатки.

Для начала процесса прокатки необходим захват полосы валками, который, как правило, осуществляется при наличии некоторой заталкивающей силы Q от предыдущей клетки или рольганга.

Коэффициент трения при горячей прокатке рассчитывают по выражениям, полученным из данных промышленных и лабораторных исследований [22,33-38]:

$$\left. \begin{aligned} f &= f_0 \cdot k_B \cdot k_T \cdot k_V \cdot k_M \cdot k_{CM} \cdot k_e; \\ f_3 &= f \cdot k_3, \end{aligned} \right\} \quad (5.16)$$

где f_0 – базовый коэффициент трения в зависимости от температуры прокатки; k_B , k_T , k_V , k_M и k_{CM} – поправочные коэффициенты, учитывающие влияние соответственно состояния поверхности валков, твёрдости поверхности валков, окружной скорости валков, материала

прокатываемой полосы и типа смазки; k_e — коэффициент, учитывающий влияние относительного обжатия в калибрах; k_z — коэффициент, учитывающий условия трения при захвате металла валками.

Таблица 5.4. Поправочные коэффициенты к расчёту коэффициента трения

Условия прокатки	Коэффициент	
	k_i	значения
1	2	3
Новые чугунные отбеленные и стальные валки	k_{π}	0,75
Чугунные и стальные валки в начале работы		1,0
Изношенные валки (в конце работы, с сеткой разгара)		1,15-1,2
С грубой насечкой (стальные валки)		1,3-1,4
Относительное обжатие полосы $\epsilon, \%$	k_e	
15-30		0,9-1,0
30-45		1,0-1,1
<u>Материал полосы</u>	k_m	
Ст.3, 08кп (пс), ШХ15		1,0
20, Х18Н9		0,95
У5, ЭИ-94		0,90
30ХГСА, А12		0,85
У10, А20		0,80
1Х18Н9Т, 45Г17ЮЗ, ЭИ-654		1,08
1Х17Н2, Х17		1,15
Х25Т		1,25
<u>Тип смазки:</u>	k_{cm}	
Сухие валки		1,15
Прокатка с водой		1,0
Эмульсия минерального масла (2%)		0,9
Эмульсия полимеризованного хлопкового масла (~2%)		0,8
Захват полосы валками в начале прокатки	k_z	1,2-1,6

Значение базового коэффициента трения в установившемся процессе в области температур прокатки $t=800-1200^{\circ}\text{C}$ при $v=4,7\text{ м/с}$, полосы из стали марки ст.3, валки с твёрдостью поверхности 65 HSD определяются из выражения

$$f_0 = 0,27 - 0,1[(t/400) - 2]^2,$$

где t – температура прокатки, $^{\circ}\text{C}$.

На основании исследований коэффициент k_T , учитывающий влияние твёрдости валков, равен

$$k_T = 1 + 0,43(1 - \text{HSD}/65),$$

где HSD – твёрдость валков по Шору.

Если $\text{HSD} > 65$, следует принимать коэффициент $k_T = 1,0$. Коэффициент k_v , учитывающий окружную скорость валков равен

$$k_v = 0,76 + 0,82(1 - 0,1v)^2 \text{ при } v_B < 10 \text{ м/с.}$$

При $v_B > 10 \text{ м/с}$ коэффициент $k_v = 0,76$.

Значения коэффициентов k_B , $k_{\text{см}}$, k_v и k_m приведены в табл.5.4.

Пример: Определим коэффициент трения при прокатке полосы из стали марки Ст.08пс с $H=40\text{ мм}$ и $h=28\text{ мм}$, температура прокатки $t=1130^{\circ}\text{C}$, окружная скорость валков $v=3,5\text{ м/с}$, валки из чугуна с твёрдостью 50 HSD, поверхность выработанная, диаметр валков $D_1=400\text{ мм}$, охлаждение водой. Из табл. 5.4 имеем $k_B=1,0$; $k_{\text{см}}=1,0$; $k_m=1,0$; $k_e=1,0$. Из приведенных формул получим:

$$f_0 = 0,27 - 0,1[(1130/400) - 2]^2 = 0,201;$$

$$k_T = 1 + 0,43(1 - 50/65)^2 = 1,02;$$

$$k_v = 0,76 + 0,82(1 - 0,1 \cdot 3,5)^2 = 1,13;$$

$$f = 0,201 \cdot 1,02 \cdot 1,13 \cdot 1,0 = 0,231.$$

Коэффициент трения при захвате без силового заталкивания раската

$$f_3 = f \cdot k_3 = 0,231 \cdot 1,3 = 0,30.$$

Предельный угол захвата для данных условий прокатки равен $\alpha_3 = f_3 = 0,3$ ($17,2^{\circ}$). Допускаемое обжатие из выражения (3.2) при $R_1=200\text{ мм}$ равно

$$\Delta h_d = 200 \cdot 0,3^2 = 18 \text{ мм},$$

что больше принятого в расчёте ($\Delta h=12\text{ мм}$).

5.4. Анализ методов расчёта напряжения течения металла и коэффициента трения

Напряжение течения металла является основной составляющей, которая оказывает прямо пропорциональное влияние на точность расчёта усилия прокатки. Теоретическому и экспериментальному исследованию закономерностей изменения напряжения течения в зависимости от различных параметров посвящены работы [46,58 и др.]. Особенно подробно эта проблема рассмотрена М.А. Зайковым [46].

В исследованиях установлено, что напряжение течения металла при горячей деформации зависит в основном от температуры, степени и скорости деформации. Температура металла является наиболее сильным фактором, определяющим величину напряжения течения σ_T . С повышением температуры нагрева для обработки металлов давлением все прочностные характеристики металла понижаются.

В теоретическом плане приращение напряжения течения в зависимости от параметров упрочнения описывается известным выражением А. Надаи [54]. Однако закономерности упрочнения по указанному выражению изучены недостаточно и поэтому влияние рассмотренных факторов учитывают на основе экспериментальных данных.

В работе М.А. Зайкова [46] напряжение течения рекомендуется рассчитывать по выражению

$$\sigma_T = \sigma_{\Pi} \cdot Z_t \cdot Z_{\varepsilon} \cdot Z_u, \quad (5.17)$$

где σ_{Π} – предел упрочнения металла при скорости деформации $u_0 = 3 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$, экстраполированный до температуры плавления (МПа):

$\sigma_{\Pi} = 3,0$ – для чистых металлов;

$\sigma_{\Pi} = 3(1+2C)$ – для углеродистых сталей;

$\sigma_{\Pi} = 3(1+2C)M_C$ – для легированных сталей;

C – содержание углерода в стали (%); M_C – коэффициент, зависящий от марки стали;

Z_t , Z_{ε} , Z_u – коэффициенты, учитывающие влияние температуры, степени и скорости деформации:

$$\left. \begin{aligned} Z_t &= 1 + 100(1 - \Gamma)^2; \\ Z_\varepsilon &= e^{-m(1-\varepsilon)^v}; \\ Z_u &= (u/u_0)^a; \\ m &= 2,51\Gamma(1 + 0,143 \cdot \lg u); \\ v &= 21,2u^{-0,03}; \\ a &= (0,3\Gamma - 0,1)M_u; \\ \Gamma &= T/T_{пл} \end{aligned} \right\} \quad (5.18)$$

где Γ — гомологическая температура; T и $T_{пл}$ — абсолютная температура деформации и температура плавления металла, °К; u — скорость деформации; M_u — коэффициент (для большинства марок сталей $M_u=1$).

При степенях деформации $\varepsilon \geq 30\%$ коэффициент $Z_\varepsilon=1$.

В работах [2,3] дано два варианта расчёта напряжения течения: в виде аналитического выражения

$$\sigma_T = \sigma_{o.d} A \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot u^{m_3} / e^{m_1}; \quad (5.19)$$

и в виде использования термомеханических коэффициентов

$$\sigma_T = \sigma_{o.d} \cdot k_t \cdot k_\varepsilon \cdot k_u, \quad (5.20)$$

где $\sigma_{o.d}$ — базисное напряжение течения, определённое при $t=1000^\circ\text{C}$, $\varepsilon=10\%$ и $u=10\text{с}^{-1}$; A , m_1 , m_2 , m_3 — табличные коэффициенты для некоторых марок сталей; k_t , k_ε , k_u — термомеханические коэффициенты, учитывающие температуру, степень деформации и скорость деформации (коэффициенты определяются по рисункам для конкретных марок сталей).

В работах [16,50] напряжения течения металла определяется из выражения

$$\sigma_T = \sigma_u \cdot n_1 \cdot k_\varepsilon, \quad (5.21)$$

где σ_u — истинный предел текучести с учётом температуры и скорости деформации (принимают из рисунков); n_1 — коэффициент подобия.

Коэффициент n_1 рассчитан из формулы С.Г. Голованова и зависит от размеров исходной заготовки и общего коэффициента вытяжки. Для слитков коэффициент n_1 равен $n_1=0,63-0,75$. Далее по мере увеличения суммарной вытяжки возрастает и оказывается

равным $n_1=1$ при $\mu \geq 1,5-3$ (меньшее значение при исходной толщине $H=40\text{мм}$).

По данным работ [51,52] напряжение течения металла предлагается рассчитывать из выражения

$$\sigma_T = S \cdot \sigma_{0,0} \cdot u^a (10 \cdot \varepsilon)^b \cdot (t/1000)^{-c}, \quad (5.22)$$

где $\sigma_{0,0}$ - базисное напряжение текучести металла при $t=1000^\circ\text{C}$, $\varepsilon=0,10$ и $u=1\text{с}^{-1}$; S, a, b, c - коэффициенты, определяемые из таблицы, для конкретных марок сталей.

Основным недостатком методик (3), (5.19) - (5.22), (6) является то, что они позволяют рассчитывать напряжение течения лишь для конкретных марок сталей и не дают возможности определять напряжение течения для стали любого химического состава.

В работах [22,55] представлена модель расчёта напряжения течения металла, в зависимости от химического состава стали, полученная на основе обработки экспериментальных данных [47,48]. Математическая модель расчёта напряжения течения для различных марок сталей представлена выражениями (5.11) - (5.15).

Сравнение величин напряжений течения, рассчитанных по приведенным методикам, представлено в табл.5.5. В табл.5.5 отсутствуют расчётные напряжения течения по методике (5.17), (5.18), так как получаемые по ней величины напряжения течения во всём диапазоне изменения скорости деформации существенно превышают значения σ_T по другим методикам. В качестве базовой при анализе данных табл.5.5 принимаем методику по выражению (5.20), как чаще всего рекомендуемую для расчёта усилия прокатки. Из табл.5.5 следует, что для всех марок сталей различного химического состава и скорости деформации во всех случаях методики расчёта (5.21), (5.22) дают более высокие значения, чем по методике (5.20). Расхождения по напряжению течения по сравнению с методикой (5.20) составляют 5,5-24,9% (16,2%). В скобках указаны среднее различие в расчётных величинах напряжения течения.

Наименьшее различие по сравнению с базовой наблюдается при расчёте напряжения течения по методике (5.11) [22,55]. При использовании этой методики ошибка составляет - 5,7÷+6,5% (-3,4÷+2,8%). Такая незначительная ошибка обусловлена тем, что методика получена на основе математической обработки экспериментальных данных [26,47]. В то же время хорошее совпадение расчётных данных по напряжению течения свидетельствует о возможности практического применения методики

(5.11) в расчётах усилия прокатки, особенно при прокатке сталей, по которым нет данных в работах [47-53].

Таблица 5.5. Величины напряжения течения σ_T (МПа) металла при горячей деформации по различным данным ($t=1000^\circ\text{C}$, $\varepsilon=0,3$)

Марка стали	Напряжение течения σ_T (МПа) при u (1/с) по методикам:					
	(5.20)			(5.21)		
	1	10	100	1	10	100
40X	83,2	122	183	98	143	211
60C2	94,7	145	207	128	172	238
У8А	78,0	120	179,5	93	138	212
ШХ15	90,6	126	183	108	158	231
30ХГСА	100,3	140	189	112	159	208
12ХНЗА	95	132	183	108	142	183
1Х18Н9Т	140	162	215	162	212	273
Ст.3кп	78,3	108,3	149	94,0	129	176
15ХСНД	84,5	124	174	-	-	-
X17H2	123	143	188	-	-	-

Марка стали	Напряжение течения σ_T (МПа) при u (1/с) по методикам:					
	(5.22)			(5.11) – (5.15)		
	1	10	100	1	10	100
40X	102	137	186	85,6	123	176
60C2	120	171	243	96	139	186
У8А	92,2	134	193	87	126	168
ШХ15	102	139	190	94	135	184
30ХГСА	121,5	160	214	114	133	183
12ХНЗА	118	147	181	96	139	186
1Х18Н9Т	-	-	-	128	156	214
Ст.3кп	81,3	111	151	79,8	115	154
15ХСНД	103	137	184	92	134	181
X17H2	109	146,5	198	121	147	202

Изменение температуры в пределах $t=900-1200^\circ\text{C}$ не изменяет среднюю ошибку в расчётах напряжения течения металла по сравнению с базовыми значениями при $t=1000^\circ\text{C}$.

Коэффициент трения. При выборе расчётных выражений для коэффициента трения установившегося процесса необходимо отдавать предпочтения тем формулам, которые получены на основании промышленных исследований и учитывающих влияние на условия контактного трения основных технологических факторов. Так, А.П. Грудев [56] предлагает использовать для расчёта коэффициента трения зависимость, полученную на основании лабораторных исследований И.М. Павлова и Н.Н. Гета с дополнительными поправочными коэффициентами [56,57]

$$f = k_B \cdot k_v \cdot k_M (0,55 - 0,00024t), \quad (5.23)$$

где t – температура металла, °С; k_B , k_v , k_M – поправочные коэффициенты, учитывающие соответственно влияние состояния и материал валков, окружную скорость валков, материал прокатываемой полосы (содержание углерода).

Коэффициент k_B равен: чугуны отбеленные валки – 0,9; чугуны мягкие – 1,0; стальные – 1,1-1,2; стальные с насечкой – 1,3-1,6.

Коэффициент k_v может быть определён по выражению

$$k_v = 1,07 - 0,13v,$$

где v – окружная скорость валков.

Влияние содержания углерода в стали описывается выражением

$$k_M = 0,7 + 0,52(1 - C_y)^3,$$

где C_y – содержание углерода в стали, %.

В работе А.А. Динника [58] предложено следующее выражение для расчёта коэффициента трения

$$f = f_0 \cdot k_B \cdot k_M, \quad (5.24)$$

где f_0 – базовый коэффициент трения.

Базовый коэффициент трения на основании обработки данных [16] равен

$$f_0 = \frac{1200}{t} [0,87 + 0,036(3 - v_{ck})^2] \cdot [0,21 + 0,01(3 - v_{ck})^2] \quad (5.25)$$

где v_{ck} – скорость скольжения металла в очаге деформации равная [46]

$$v_{ck} = v \cdot \Delta h / 3h,$$

где Δh и h – абсолютное обжатие и толщина полосы после прокатки.

Коэффициент k_B для формулы (5.24) равен k_B :

Новые стальные валки – 1,1
Стальные с сеткой разгара – 1,1-1,2
Новые чугунные сортовые – 0,8-0,9
Чугунные с сеткой разгара – 1,0-1,1
Чугунные листовые – 0,7
Стальные для лабораторных исследований – 0,7-0,9.

Коэффициент k_m равен: для низкоуглеродистой стали – 1,0; для высокоуглеродистых – 0,9-1,0; для нержавеющей – 1,1-1,2. Промышленные и лабораторные исследования [22,33-38] позволили разработать модель расчёта коэффициента трения, достоверно отражающую условия контактного взаимодействия валков и полосы при горячей прокатке. В общем виде расчёт коэффициента трения выполняется по выражению (5.16).

Как следует из рис.5.1, имеет место существенное различие между коэффициентами трения, определёнными по формулам (5.23), (5.24) и (5.16). Наименьшее значение коэффициента трения получены по формуле (5.23), а наибольшее – по формуле (5.24). Между этими зависимостями существует почти двухкратное различие. Принимая во внимание хорошее совпадение с опытными промышленными данными зависимость (5.16) следует считать более достоверной [33] и рекомендуется к практическому использованию.

5.5. Анализ формул для расчёта среднего нормального контактного напряжения

Основным параметром, определяющим точность расчёта усилия (при отсутствии или незначительной величине упругого сплющивания валков) является среднее нормальное напряжение p_{cp} . В свою очередь среднее напряжение p_{cp} обусловлено значениями коэффициента трения, напряжения течения металла, геометрических параметров деформации полосы и параметрами внеконтактной деформации.

Коэффициент трения входит в формулы для расчёта среднего напряжения, полученными теоретическим путём. В структуре эмпирических формул коэффициент трения f не содержится и поэтому такие формулы в большинстве своём не отражают всех особенностей контактного трения в очаге деформации и результаты расчёта среднего нормального напряжения по ним не могут быть надёжными. Этот тезис подтверждается анализом различных формул для расчёта усилия горячей прокатки, представленным в работе [59].

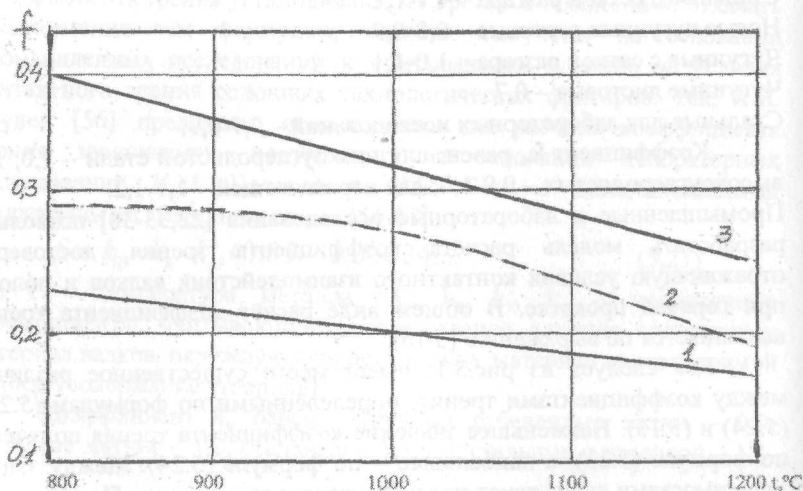


Рис.5.1. Изменение коэффициента трения в зависимости от температуры. Скорость прокатки $v=3\text{ м/с}$, $\Delta h=10\text{ мм}$, $h=20\text{ мм}$, коэффициенты: $k_b=0,9$; $k_t=k_m=k_e=k_{cm}=k_{ок}=1,0$. Расчёт по формулам: 1 – (5.23); 2 – (5.16); 3 – (5.24)

Таблица 5.6. Результаты расчёта усилия прокатки по различным формулам

Формулы учитывающие f (I-ая группа)	P , МН	Формулы не учитывающие f (II-ая группа)	P , МН
Целикова А.И.	12,07	Симса Р.Б.	16,6
Экелунда Э.	11,1	Кука П.М. – Мак-	
Гелеи Ш.	11,6	Крума А.В.	13,1
Бровмана М.Я.	11,0	Андреюка Л.В.	13,5
Потапкина В.Ф.	9,66	Методика ЦНИИ	
Головина А.Ф. –		Чермета	8,5
Тягунова В.А.	10,5		

Как следует из табл.5.6, формулы, учитывающие влияния условий контактного трения дают меньший разброс расчётных величин усилия прокатки, чем формулы второй группы и поэтому их

следует считать более точными. Об абсолютной точности формул первой группы говорить нельзя, во-первых, потому, что коэффициент трения f и напряжения течения σ_t в них определены по различным методикам, и, во-вторых, отсутствует сравнение с экспериментальными данными. Выбор параметров f и σ_t для разных условий деформации представляет определённые сложности.

Выполним анализ некоторых теоретических формул, применимых при $l_d / h_{cp} > 1$:

формула А.И. Целикова [26]

$$p_u = \frac{2\sigma_\phi \cdot h_H}{\Delta h(\delta - 1)} \cdot \left[\left(\frac{h_H}{h} \right)^\delta - 1 \right];$$

$$\frac{h_H}{h} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)(H/h)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{1/\delta};$$

$$\delta = 2fl_d / \Delta h;$$

формула А.Ф. Головина – В.А. Тягунова [59]

$$p_r = k_{to} \cdot \sigma_B \left[1 + f \left(\frac{l_d}{h_{cp}} - 1 \right) \right];$$

$$k_{to} = \frac{0,95t_{nl} - t}{1500};$$

формула М.Я. Бровмана [59]

$$p_B = \sigma_\phi \cdot \exp \cdot (0,5 \cdot f \cdot l_d / h_{cp});$$

формула В.Ф. Потапкина [59]

$$p_{II} = \sigma_\phi \left[1 + 0,5 \cdot f \left(\frac{l_d}{h_{cp}} - 1 \right) \right];$$

формула А.А. Королёва [61]

$$p_\kappa = \frac{2\sigma_\phi}{\varepsilon \cdot \delta} \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - \left(1 - \frac{\varepsilon}{2} \right) \right];$$

$$\delta = 2fl_d / \Delta h;$$

формула В.М. Луговского [62]

$$p_L = \sigma_\phi (1 + 0,5 f l_d / h_{cp});$$

формула В.А. Николаева [34,63] [формула (5.5)]

$$p_H = \sigma_\phi (1 + 0,48 f_{II} l_d / h_{cp});$$

$$f_n = 1,6 \cdot f - 0,018,$$

где δ – коэффициент, учитывающий влияние трения; h_H – толщина полосы в критическом сечении очага деформации; k_{10} – коэффициент, учитывающий температуру металла; $t_{пл}$ – температура плавления металла; σ_B – предел прочности металла (параметры $t_{пл}$ и σ_B можно определять из работы [59]).

Таблица 5.7. Расчётные значения среднего нормального контактного напряжения по различным методикам

h, мм	Δh , мм	t, °C	f	σ_ϕ , МПа	Опыт. p_{cp} , МПа	Методики для расчёта p_{cp} (МПа)							Δ , %
						p_H	p_T	p_B	p_n	p_k	p_L	p_H	
13,5	8,0	1100	0,238	112,0	155	178	203	162	141	163	154	174	$\frac{-9,1}{+14,8}$
8,5	5,0	1050	0,253	139,0	220	227	237	229	191	238	211	240	$\frac{-13,2}{+9,1}$
22,1	4,95	1010	0,275	140,0	-	203	157	174	179	175	170	185	-

Таблица 5.8. Расчётные и опытные значения контактных площадей при прокатке в различных калибрах

Заготовка – калибр	l_{d0} , мм	$b_{ф}$, мм	Площадь контакта, мм ²		Ошибка, %
			Опыт [13]	Расчёт (1.14)	
Круг-овал	62,2	57,0	2692	2870	6,6
-//-	50,9	39,1	1443	1450	0,5
-//-	24,1	16,6	289	292	1,0
Овал-круг	63,6	40,0	1653	1660	0,4
-//-	44,9	18,2	521	528	1,3
-//-	31,3	11,7	210	236	12,5
Квадрат-овал	71,9	59,1	4185	4480	7,1
-//-	46,8	36,3	1892	1790	-4,8
-//-	26,4	19,9	516	558	8,1
Овал-квадрат	63,1	35,0	1556	1435	-7,8
-//-	55,2	21,4	791	770	-2,7
-//-	34,7	12,2	257	276	7,6
Квадрат-ромб	74,5	74,3	3612	3700	2,4
-//-	49,4	38,77	1315	1275	-3,1
-//-	36,6	25,0	651	613	-5,8
-//-	28,6	17,8	367	341	-7,1
Ромб-квадрат	74,5	51,45	2542	2560	7,1
-//-	63,75	34,14	1491	1460	-2,1
-//-	40,0	16,7	458	448	-2,2
-//-	28,3	12,8	263	246	-6,4

В табл.5.7 приведены расчётные значения среднего нормального напряжения по различным методикам. Данные по первому и второму примерам взяты из работы [58, табл.7], по третьему примеру из работы [59, табл.79]. Для всех методик коэффициент трения рассчитывали по выражениям (5.16) и данным табл.5.4 ($k_b = k_{см} = k_{ок} = 1$). Напряжение течения металла рассчитано по выражению (5.11). Таким образом, при одинаковых значениях коэффициента трения и напряжениях течения металла сравнение всех использованных методик выполняется по степени влияния на $P_{ср}$ контактного трения и параметров деформации. Из табл.5.7 следует,

что для каждого примера расчёта, за некоторым исключением, все методики дают практически одинаковые значения среднего нормального напряжения. Исключения касаются методик расчёта p_n и p_r для первого и третьего примеров расчёта. Остальные методики расчёта p_i имеют хорошее совпадение с экспериментальными данными среднего нормального напряжения. Для расчёта p_{cp} в калибрах можно использовать формулы (5.3), (5.5).

При расчёте усилия прокатки в калибрах необходимо определить площадь контакта металла с валками. В гл.1 приведены соответствующие формулы, например, формула (1.15) (табл.1.1):

$$F = k \cdot b_{\phi} \cdot \sqrt{R_0 \cdot \Delta h} = k \cdot b_{\phi} \cdot l_{do},$$

где R_0 и Δh – радиус и абсолютное обжатие по оси калибра; b_{ϕ} – фактическая ширина полосы; k – коэффициент, определяемый из табл.1.1. В соответствии с выражением (1.18) площадь контакта будет равна

$$F = l_d \cdot B_{cp}.$$

Оба выражения равноправны, но выражение (1.15) не требует дополнительных вычислений. В табл.5.8 представлено сравнение расчётных данных площади F по формуле (1.15) с опытными из исследований Г. Цоухара [13]. Как следует из табл.5.8, ошибка расчётной площади контакта по формуле (1.15) по сравнению с опытной не превышает 10% (кроме одного случая).

5.6. Коэффициент положения равнодействующей сил при прокатке в гладких валках

Крутящий момент прокатки определяют по усилию прокатки или по силам трения в зонах отставания и опережения (формула В.Ф. Баякова) [22,68]:

$$M = P \cdot \psi \cdot l_d; \quad (5.25)$$

$$M = P \cdot R f (1 - 2\gamma / \alpha), \quad (5.26)$$

где P – усилие прокатки; R – радиус валков; l_d – длина дуги контакта; ψ – коэффициент положения равнодействующей сил; f – коэффициент трения; α – угол контакта; γ – угол критического сечения.

Формулы (5.25) и (5.26) равноправны, так как если иметь в виду что

$$f = \frac{\psi \cdot \alpha}{1 - 2\gamma/\alpha}, \quad (5.27)$$

то формула (5.26) принимает вид (5.25). Из формулы (5.26) следует, что угол γ является характеристикой энергетических затрат очага деформации.

Угол критического сечения γ определяет не только величину крутящего момента, но и величину коэффициента положения равнодействующей сил в очаге деформации. Это положение было показано в работе [64], в которой эпюры распределения нормальных контактных напряжений получены при различных f/α , γ/α и l_d/h_{cp} (h_{cp} — средняя толщина полосы в очаге деформации), а коэффициент ψ определён из условия совпадения вертикального вектора равнодействующей усилий и центра тяжести эпюры давлений по формулам:

$$\left. \begin{aligned} \psi &= \alpha/l_d; \\ \alpha &= \frac{X_1 S_1 + X_2 S_2 + \dots + X_n S_n}{S_1 + S_2 + \dots + S_n} \end{aligned} \right\} \quad (5.28)$$

где α — плечо момента; S_i — элементарные площади эпюры; X_i — расстояния до центров тяжести элементарных площадей эпюры.

На основании обработки более семидесяти эпюр нормальных давлений [64] получены зависимости $\psi = \phi(l_d/h_{cp}, \gamma/\alpha)$, недостатком которых является отсутствие учёта влияния упрочнения металла по длине дуги контакта. Это замечание относится и к другим решениям по определению коэффициента ψ плеча момента [60].

В связи с этим замечанием в данной работе представлено более общее решение задачи теоретического расчёта коэффициента ψ на основе данных по расположению центра тяжести эпюры давлений с учётом влияния основных факторов очага деформации при прокатке. С этой целью эпюру нормальных контактных напряжений представили в виде нескольких элементарных площадей (рис.5.2) принимая условия, что максимум нормальных напряжений совпадает с нейтральным (критическим) сечением, а плечо момента рассчитывали по формулам:

$$\alpha = \frac{X_1 S_1 + X_2 S_2 + X_3 S_3 + X_4 S_4}{S_1 + S_2 + S_3 + S_4}, \quad (5.29)$$

$$X_1 = 0,5l_d; \quad X_2 = 0,67(l_\gamma + 0,5l_d);$$

$$X_3 = 0,5l_\gamma; \quad X_4 = 0,67l_\gamma;$$

$$S_1 = \sigma_{\phi 0} l_d; \quad S_2 = 0,5C_2 \cdot (p_\gamma - \sigma_{\phi 0})(l_d - l_\gamma);$$

$$S_3 = (\sigma_{\phi 1} - \sigma_{\phi 0})l_\gamma; \quad S_4 = 0,5C_4 l_\gamma (p_\gamma - \sigma_{\phi 1}),$$

где l_γ - длина зоны опережения; p_γ - максимальное контактное нормальное напряжение; C_2 и C_4 - коэффициенты, учитывающие изменение площадей эпюр вследствие искривления ветвей; $\sigma_{\phi 0}$ - сопротивление металла деформации в плоскости входа; $\sigma_{\phi 1}$ - сопротивление металла в плоскости выхода полосы из валков.

Решая совместно представленные выражения после преобразований получим:

$$\psi = \frac{0,5[1 + 0,67 \cdot C_2 (0,5 + 0,5m - m^2)(k-1) + m^2(n-1) + 0,67C_4 m^2(k-n)]}{1 + 0,5C_2(1-m)(k-1) + m(n-1) + 0,5C_4 m(k-n)}, \quad (5.30)$$

$$k = p_\gamma / \sigma_{\phi 0}; \quad m = l_\gamma / l_d; \quad n = \sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0}.$$

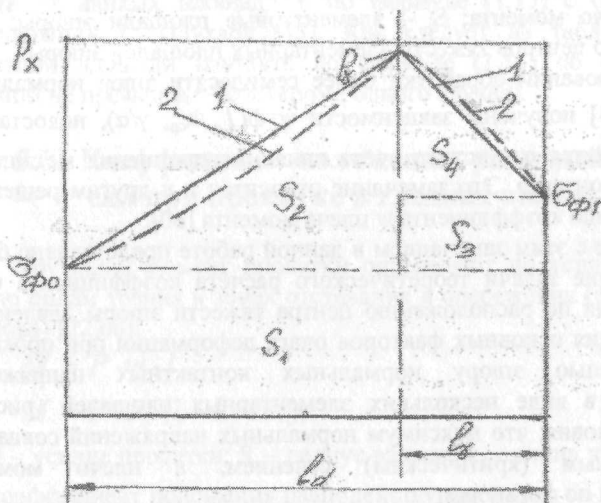


Рис.5.2. Схема распределения нормального контактного напряжения по длине дуги контакта при $l_d/h_{cp} > 1$

На основании опытных данных при $l_d/h_{cp} > 1$ коэффициенты C_i равны: $C_2=0,7-0,9$; $C_4=1,1-1,2$. Максимальное значение p_r нормального контактного напряжения, с учётом упрочнения металла по длине дуги захвата, можно определить по выражению из работы [65], которое после незначительного упрощения имеет вид:

$$\frac{p_r}{\sigma_{\phi 0}} = 1 + n_y(1 - m^2) + \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \frac{1 + m^2 \Delta h / h}{1 + \Delta h / h} +$$

$$+ n_y(1 - m^2) - 2f_{\Pi} n_y(1 - m) \sqrt{R / \Delta h} +$$

$$+ 2f_{\Pi} \sqrt{\Delta h / h} (1 - m) \left[(1 + n_y) \sqrt{R / h} + n_y \sqrt{Rh / \Delta h} \right], \quad (5.31)$$

где f_{Π} — показатель терения; n_y — коэффициент, учитывающий упрочнение металла:

$$n_y = \frac{\sigma_{\phi 1}}{\sigma_{\phi 0}} - 1.$$

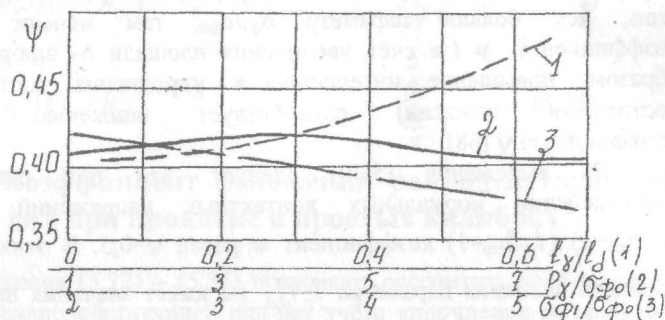


Рис.5.3. Влияние различных параметров на коэффициент ψ положения равнодействующей сил:

$$1 - \Phi(l_y/l_d) (k=4, n=2); \quad 2 - \Phi(p_r/\sigma_{\phi 0}) (m=0,3; n=2);$$

$$3 - \Phi(\sigma_{\phi 1}/\sigma_{\phi 0}) (m=0,3; k=4)$$

Из рис.5.2 следует, что при форме эпюры, соответствующей процессу прокатки с $l_d/h_{cp} > 1$, в любом случае коэффициент ψ будет

меньше $\psi < 0,5 (\alpha < 0,5 l_d; k > 1; n > 1)$. Если ветви эпюры имеют контур с формой 2, то коэффициент ψ будет на 2-4% меньше, чем в случае наличия контура 1. Учёт влияния на коэффициент ψ основных факторов деформации (l_γ / l_d , $p_\gamma / \sigma_{\phi 0}$, $\sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0}$) обеспечивает получение более точных значений коэффициента ψ по формуле (5.30), чем по известным [22,26].

Из рис.5.3 также следует (кривая 1), что с увеличением параметра l_γ / l_d коэффициент ψ возрастает и это соответствует ранее проведенным исследованиям [64]. Смещение коэффициента ψ к плоскости входа обусловлено повышением нормальных контактных напряжений в зоне отставания за счёт увеличения площади эпюры S_2 и уменьшения площади S_3 эпюры. Мало влияет на коэффициент ψ отношение $p_\gamma / \sigma_{\phi 0}$, так как при увеличении этого параметра пропорционально возрастают нормальные контактные напряжения как в зоне отставания, так и в зоне опережения (пропорционально увеличиваются площади S_2 и S_4 эпюры). Заметное влияние на коэффициент ψ оказывает различие в величинах сопротивления деформации в зонах отставания и опережения (параметр $\sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0}$). При этом, чем больше параметр $\sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0}$, тем меньше значения коэффициента ψ (за счёт увеличения площади S_3 эпюры). Таким образом, повышение интенсивности упрочнения металла (при постоянном обжатии) способствует снижению значений коэффициента ψ [68].

Из выражения (5.30) следует, что при равномерном распределении нормальных контактных напряжений ($p_\gamma / \sigma_{\phi 0} = 1$; $\sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0} = 1$) ($l_d / h_{cp} \approx 1$) коэффициент ψ равен $\psi = 0,5$. В этих условиях прокатки величина параметра l_γ / l_d не имеет значения при расчёте коэффициента ψ .

При факторе формы $l_d / h_{cp} < 1$, за счёт влияния внеконтактной зоны деформации металла перед валками, параметр l_γ / l_d увеличивается и может иметь значения $\psi > 0,5$ [34]. Кроме того, изменяется характер кривизны контуров 1,2 эпюры нормальных напряжений (рис.5.2). В этих условиях коэффициенты $C_2 > 1$, а $C_4 \approx 1$. Так, при $k=3$, $n=1$, $m=0,8$, $C_2=1,15$, $C_4=1$ из формулы (5.30) получим $\psi=0,64$, что логично.

Расчёты показывают, что при $l_d/h_{cp} > 1$ коэффициент ψ находится в пределах $\psi = 0,38-0,50$ и для практических условий могут быть использованы следующие выражения [22,64]:

$$\psi = \left(0,5 + 0,0067 \frac{f}{\alpha} \right) \left(\frac{l_d}{h_{cp}} \right)^{-(0,0145 + 0,097\alpha/f)} ; \quad (5.32)$$

$$\psi = \left[0,74 \cdot \left(\frac{\gamma}{\alpha} \right)^2 - 0,33 \frac{\gamma}{\alpha} + 0,53 \right] \left(\frac{l_d}{h_{cp}} \right)^{(0,39\gamma/\alpha - 0,209)} ; \quad (5.33).$$

Выражения (5.32). и (5.33) неудобны необходимостью расчёта коэффициента трения и угла критического сечения γ . Указанные выражения могут быть упрощены, если учесть что $\alpha/f=1,0$ (для $l_d/h_{cp} < 3,5$) и для горячей прокатки отношение $\gamma/\alpha=0,25-0,35$ ($l_d/h_{cp} > 3,5$). С учётом этого можно записать:

для $l_d/h_{cp} \leq 3,5$

$$\psi = 0,51(l_d/h_{cp})^{-0,10}; \quad (5.34)$$

для $l_d/h_{cp} > 3,5$

$$\psi = 0,50(l_d/h_{cp})^{-0,092}. \quad (5.35)$$

5.7. Коэффициент положения равнодействующей сил при прокатке в простых калибрах

Выражения (5.32) – (5.35) позволяют рассчитать коэффициент положения равнодействующей сил без учёта упрочнения металла по длине очага деформации и уширения металла. При прокатке в калибрах простой формы привносится влияние ещё двух факторов: формы контактной поверхности и различие отношения l_d/h_{cp} по ширине калибра. Оба этих фактора оказывают самостоятельное влияние на характер распределения нормального контактного напряжения в разных сечениях ширины очага деформации и обуславливают место расположения точки равнодействующей сил в очаге деформации.

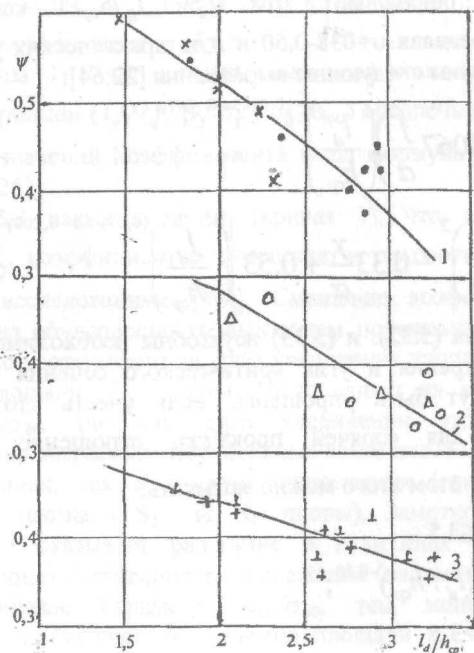


Рис.5.4. Изменение коэффициента ψ положения равнодействующей сил при прокатке в системах: овал (•) – круг (x) (1); овал (0) – квадрат (Δ) (2); ромб (+) – квадрат (⊥) (3)

Степень влияния фактора формы l_d/h_{cp} на коэффициент ψ для различных систем калибров показана на рис.5.4 [13]. Как следует из данных рис.5.4, наибольшее значение коэффициента ψ имеют место при прокатке в калибрах системы овал-круг. При этом для всех систем калибров коэффициент ψ , как и при прокатке в гладких валках, уменьшается с увеличением l_d/h_{cp} , что обусловлено повышением значений контактных напряжений в зоне опережения. В каждой системе форма калибра мало влияет на величину коэффициента ψ положения равнодействующей сил, хотя форма очага деформации может быть различна, что наиболее характерно для системы овал-квадрат. Зависимости рис.5.4 аппроксимируются линейными выражениями:

$$\left. \begin{aligned} \text{овал} - \text{круг} - \psi &= 0,145 (5,6 - l_d / h_{cp}); \\ (\text{овал} - \text{ребровой} - \text{овал}) \\ \text{овал} - \text{квадрат} - \psi &= 0,12 (6,1 - l_d / h_{cp}); \\ (\text{шестиуголь} - \text{ник} - \text{квадрат}) \\ \text{ромб} - \text{квадрат} - \psi &= 0,068 (8,5 - l_d / h_{cp}). \\ (\text{ромб} - \text{ромб}) \end{aligned} \right\} \quad (5.36)$$

В скобках показаны подобные системы калибров, при прокатке металла в которых также могут быть использованы выражения (5.36) для расчёта коэффициента ψ положения равнодействующей сил в очаге деформации.

5.8. Мощность и средние контактные напряжения при сортовой прокатке металла

Для расчёта среднего нормального напряжения при прокатке сортовых профилей используют формулы, полученные для условий деформации металла в гладких валках, дополняя их соответствующим поправочным коэффициентом. Этим коэффициентом учитывают влияние на условия трения наклонных стенок калибра. Так, в работах [16,28,46] при расчёте контактного нормального напряжения коэффициент трения f рекомендуют умножать на поправочный коэффициент, равный

$$n_\phi = S / B, \quad (5.37)$$

где S — средний полупериметр калибра (профиля) в очаге деформации; B — средняя ширина полосы по крайним точкам очага деформации.

Выражение (5.37) рекомендуется использовать для расчёта нормальных напряжений также и в работах [22,48,49]. Частные решения для расчёта среднего нормального напряжения в простых калибрах сообщаются в работах И.Я. Тарновского, В.М. Клименко, А.И. Целикова, В.Г. Дрозда). В данной работе предлагается общее решение для расчёта средних нормальных напряжений в калибрах произвольной формы на основе равенства мощностей внутренних и внешних сопротивлений. При этом пренебрегаем искривлениями сечений по высоте полосы [58,60,66]

$$N = \tau_s \int_0^{l_d} \int_0^{q/2} H_x dx dq + \tau_s \int_0^{l_d} \int_0^{q/2} H_y dx dq + \\ + \psi_1 \cdot \tau_s \int_0^{l_d} \int_0^S \sqrt{v_{x,ck}^2 + v_{y,ck}^2} dx dS, \quad (5.38)$$

где τ_s – сопротивление чистого сдвига; H_x – интенсивность скоростей деформаций в вертикально-продольной плоскости очага деформации; H_y – интенсивность скоростей деформации в поперечно-вертикальной плоскости очага деформации; l_d – средняя длина дуги контакта; q – средняя площадь поперечного сечения полосы в очаге деформации; ψ_1 – отношение контактных сил трения к сопротивлению среза металла по длине очага деформации; $v_{x,ck}$ – относительная скорость скольжения по длине дуги контакта; $v_{y,ck}$ – относительная скорость скольжения по ширине очага деформации.

В выражении (5.38) первое слагаемое учитывает влияние мощности внутренних сопротивлений вдоль очага деформации, второе – мощность внутренних сопротивлений в поперечном сечении полосы, третье – мощность внешних сопротивлений контактных сил трения в очаге деформации [69,70].

Интенсивность скоростей деформаций определяется из выражений:

$$\left. \begin{aligned} H_x &= \sqrt{4U_x^2 + \eta_{zx}^2}; \\ H_y &= \sqrt{4U_y^2 + \eta_{xy}^2}; \end{aligned} \right\} \quad (5.39)$$

где U_x и U_y – скорости деформации соответственно в продольной и поперечной плоскостях очага деформации; η_{zx} и η_{xy} – скорости деформации сдвигов в продольной и поперечной плоскостях очага деформации; z, x, y – координаты очага деформации.

Для решения выражения (5.38) определяющим является выбор функции распределения скорости движения металла вдоль очага деформации. В работах [60,68] распределение скоростей устанавливается отдельно для зон отставания и опережения. Однако это имеет значение для прокатки сравнительно тонких полос. Для калибров при $l_d/h_{cp} = 1-4$ различной формы, где отставание и опережение неравномерно по ширине и высоте элементов калибра определить теоретически усреднённые величины опережения и

отставания не представляется возможным. Кроме того, сами величины опережения при прокатке средних по высоте полос имеют небольшие значения.

Учитывая сказанное, принимаем с достаточной для практики точностью опережение $S_{оп}=0$ (начало координат в плоскости выхода):

$$v_x = v \cdot \left[\frac{1}{\mu} + \left(1 - \frac{1}{\mu} \right) \left(1 - \frac{x^2}{l_d^2} \right) \right]; \quad v_x = v(1 - k \cdot x^2 / l_d^2), \quad (5.40)$$

где v – средняя скорость полосы на выходе; μ – здесь коэффициент высотной деформации металла.

Дифференцируя выражение (5.40) по x , получим интенсивность скоростей скольжения по длине очага деформации

$$(k=1-1/\mu=1-h/H=\Delta h/H_{cp});$$

$$U_x = \frac{dv_x}{dx} = 2v \cdot k \cdot \frac{x}{l_d^2}. \quad (5.41)$$

Так как

$$U_z = U_x / (1 - a);$$

$$U_y = U_z \cdot a = U_x \cdot a / (1 - a), \quad (5.42)$$

то

$$U_y = 2vk \cdot a_0 \frac{x}{l_d}; \quad (5.43)$$

$$a_0 = \frac{a}{1 - a}; \quad a = \frac{\Delta b \cdot h_{cp}}{\Delta h \cdot B},$$

где Δh и Δb – средние величины абсолютных обжатия и уширения; h_{cp} , B – средние величины высоты и ширины полосы в калибре; a – логарифмический показатель уширения; U_z – скорость деформации по высоте полосы.

Скорости деформации сдвигов в сечениях:

$$\eta_{zx} = \frac{dv_z}{dx} + \frac{dv_x}{dz}; \quad \eta_{xy} = \frac{dv_x}{dy} + \frac{dv_y}{dx}. \quad (5.44)$$

Для принятых условий $\frac{dv_x}{dz} = \frac{dv_x}{dy} = 0$, тогда:

$$\eta_{zx} = \frac{dv_z}{dx}; \quad (5.45)$$

$$\eta_{xy} = \frac{dv_y}{dx}. \quad (5.46)$$

Скорости течения металла по высоте v_z и ширине v_y очага деформации с учётом формул (5.42) и (5.43) равны (абсолютные значения):

$$v_x = U_x \cdot z = 2vk \frac{x \cdot z}{l_d^2}; \quad (5.47)$$

$$v_y = U_x \cdot y = 2vka_0 \frac{x \cdot y}{l_d^2}. \quad (5.48)$$

Дифференцируя выражения (5.45) и (5.46) по «х» с учётом (5.47) и (5.48), получаем:

$$\eta_{zx} = 2v \cdot k \frac{z}{l_d^2}; \quad (5.49)$$

$$\eta_{xy} = 2v \cdot k \cdot a_0 \frac{y}{l_d^2}. \quad (5.50)$$

Решая совместно выражения (5.39)-(5.43), (5.49) и (5.50), после преобразований найдём:

$$H_x = 4v \cdot k \frac{x}{l_d^2} \sqrt{1 + 0,25 \left(\frac{z}{x} \right)^2}; \quad (5.51)$$

$$H_y = 4v \cdot k \frac{x}{l_d^2} \cdot a_0 \sqrt{1 + 0,25 \left(\frac{y}{x} \right)^2}. \quad (5.52)$$

Для получения удобных для расчёта выражений, предварительно интегрируем параметры $(z/x)^2$ и $(y/x)^2$ под радикалами для определения средних величин. При этом считаем:

$$z_{cp} = \frac{2}{h_{cp}} \int_0^{h_{cp}/2} z \cdot dz = 0,25h_{cp}; \quad h_{cp} = 0,5(H + h);$$

$$x_{cp} \approx 0,5l_d; \quad \frac{z_{cp}}{x_{cp}} = \frac{0,5h_{cp}}{l_d}, \quad (5.53)$$

где H и h – средние толщина полосы до и после прокатки; l_d – средняя длина дуги контакта.

По аналогии имеем: $y=0,25B$; $x=0,5l_d$. Тогда получим:

$$\left. \begin{aligned} H_x &= 4 \cdot v \cdot k \frac{x}{l_d^2} \sqrt{1 + 0,06(h_{cp}/l_d)^2}, \\ H_y &= 4 \cdot v \cdot k \frac{x}{l_d^2} \cdot a_0 \sqrt{1 + 0,06\left(\frac{b}{l_d}\right)^2}. \end{aligned} \right\} \quad (5.54)$$

Скорость продольного скольжения металла относительно валков определяется выражением с учётом зон отставания и опережения ($\cos\gamma \approx 1$)

$$v'_{x,ck} = v_B - v_x; \quad v''_{x,ck} = v_x - v_B.$$

А с учётом выражения (5.40) и наличия уширения будем иметь в зонах отставания и опережения (начало координат в плоскости выхода):

$$v'_{x,ck} = v_B \cdot k \cdot (1-a) \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha}\right) \frac{x^2}{l_d^2}; \quad v''_{x,ck} = v_B \cdot k \cdot (1-a) \frac{\gamma}{\alpha} \left(1 - \frac{x^2}{l_d^2}\right), \quad (5.55)$$

где v_B – средняя окружная скорость валков.

В соответствии с выражением (5.48) скорость скольжения в поперечном направлении по длине дуги контакта с учётом уширения равна

$$v_{y,ck} = 2v_B \cdot k \cdot a \frac{x \cdot y}{l_d^2}.$$

Интегрируя указанные выражения, получим:

$$\left. \begin{aligned} v'_{x,ck} &= v_B \cdot k(1-a) \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha}\right) \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \frac{x^2 dx}{l_d^2} = 0,33v_B \cdot k(1-a) \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha}\right); \\ v''_{x,ck} &= v_B \cdot k(1-a) \frac{\gamma}{\alpha} \frac{1}{l_d} \int_0^{l_d} \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha}\right)^2 dx = 0,67 \cdot v_B \cdot k(1-a) \frac{\gamma}{\alpha}; \end{aligned} \right\} \quad (5.56)$$

$$v_{y,cp} = 2v_B \cdot k \cdot a \frac{2}{B \cdot l_d} \int_0^{l_d} \int_0^{B/2} \frac{xy}{l_d^2} \cdot dx \cdot dy = 0,25 \cdot v_B \cdot k \cdot a \frac{B}{l_d}, \quad (5.57)$$

где γ – средний угол критического сечения.

Средневзвешенная скорость продольного скольжения металла относительно валков равна

$$v_{x,cp} = v'_{x,cp} + v''_{x,cp} = 0,33v_B \cdot k \cdot (1-a) \left(1 + \frac{\gamma}{\alpha} \right).$$

Отношение γ/α при прокатке в гладких валках с фактором формы $l_d/h_{cp}=1-4$ находится в пределах $\gamma/\alpha=0,2-0,5$ и определяет величину числового коэффициента в предыдущей формуле. Поэтому средневзвешенная скорость скольжения будет равна

$$v_{x,cp} = v_B \cdot k \cdot C_v (1-a); \quad C_v = 0,33(1 + \gamma/\alpha). \quad (5.58)$$

После решения радикала в третьем слагаемом уравнения (5.38) с учётом выражений (5.57) и (5.58) получим:

$$\sqrt{v_{x,cp}^2 + v_{y,cp}^2} = C_v \cdot v_B \cdot k (1-a) \sqrt{1 + \frac{0,06 \cdot a_0^2}{C_v^2} \cdot \left(\frac{B}{l_d} \right)^2}. \quad (5.59)$$

С целью сокращения записи обозначим в уравнениях (5.54), (5.55) и (5.59)

$$\left. \begin{aligned} m &= \sqrt{1 + 0,06(h_{cp}/l_d)^2}; \\ n &= a_0 \sqrt{1 + 0,06(B/l_d)^2}; \\ C_{ск} &= (1-a) \sqrt{1 + \frac{0,06 \cdot a_0^2}{C_v^2} \cdot \left(\frac{B}{l_d} \right)^2}; \\ k &= 1 - \frac{1}{\mu} = \Delta h / H. \end{aligned} \right\} \quad (5.60)$$

В выражении (5.38) напряжение чистого сдвига может быть заменено соотношением $\tau_s = 0,5 \cdot \beta \cdot \sigma_T$ (σ_T – напряжение течения металла с учётом влияния температуры, степени и скорости деформации; β – коэффициент Лодэ: $\beta=1-1,15$). Параметр ψ_1 отражает влияние контактного трения [58]

$$\tau_k = \psi_1 \cdot \tau_s,$$

где τ_k – напряжение контактного трения.

С другой стороны напряжение τ_k в соответствии с законом трения Э. Зибеля равно

$$\tau_k = f_{\Pi} \cdot \sigma_T,$$

где f_{Π} – показатель трения.

Приравнявая эти два выражения, получим

$$\psi_1 = f_{\Pi} \sigma_T / \tau_s \approx 2 f_{\Pi}.$$

Показатель трения можно определить из выражения

$$f_{\Pi} = 1,6 \cdot f - 0,018,$$

где f – коэффициент трения по закону Г. Амонтона, который рекомендуется рассчитывать по методике [33] (см. выше).

Собирая все необходимые уравнения, решим выражение (5.38) в указанных пределах (при $v \approx v_B$)

$$N = \tau_s \cdot v_B \cdot k \cdot m \cdot q + \tau_s \cdot v_B \cdot k \cdot n \cdot q + C_v C_{ck} \psi_1 \cdot \tau_s \cdot v_B \cdot k \cdot l_d \cdot S_s$$

$$N = 0,5 \cdot \beta \cdot \sigma_T v_B k \cdot q \left(m + n + 2 C_v C_{ck} \cdot f_{\Pi} \frac{l_d \cdot S}{q} \right). \quad (5.61)$$

Формула (5.61) пригодна для расчёта мощности пластической деформации при прокатке в двухвалковых и трёхвалковых калибрах (клетях) через площадь поперечного сечения (среднюю) и коэффициент вытяжки μ .

Для получения уравнения среднего нормального контактного напряжения следует разделить выражение (5.61) на среднюю вертикальную скорость инструмента и на площадь контакта полосы с валком. Вертикальную составляющую средней скорости приближённо определяют из зависимости

$$v_{Bz} = v_B \cdot \sin \varphi \approx v_B \cdot \psi \cdot \alpha,$$

где α – средний угол контакта с учётом формы калибра и размеров диаметров валков в калибре; ψ – коэффициент, характеризующий точку приложения вектора средней вертикальной скорости валка.

Коэффициент ψ принимают равным коэффициенту положения равнодействующей сил в очаге деформации. При прокатке с $l_d/h_{cp}=1--4$ коэффициент равнодействующей равен $\psi=(0,30-0,60)$ [22](рис.5.4) (h_{cp} – средняя толщина полосы в очаге деформации; α – угол захвата; γ – угол критического сечения).

В соответствии с принятыми условиями и преобразованием выражения (5.61) получим формулу для расчёта среднего нормального напряжения $\left(k = \frac{\Delta h}{H} \right)$,

где $H, h, \Delta h$ – средние величины толщин полосы до и после прокатки и среднее абсолютное обжатие в калибрах.

$$p_{cp} = \beta \cdot \sigma_T \cdot k \cdot \frac{h}{2\psi \Delta h} \left[m + n + 2C_v C_{ск} \cdot f_{II} \cdot \frac{l_d}{h_{cp}} \cdot \frac{\Pi}{B} \right].$$

Анализ этого уравнения свидетельствует, что показатель уширения практически не влияет на сумму $(m+n)$. В связи с этим

запишем $[n_{\phi} = S/B, m_0 = m+n \text{ и } k = \frac{\Delta h}{H} (1-\alpha)]$:

$$p_{cp} = \beta \sigma_T \frac{h}{2\psi \cdot H} \left[m_0 + 2C_v C_{ск} \cdot n_{\phi} \cdot f_{II} \cdot \frac{l_d}{h_{cp}} \right]; \quad (5.62)$$

$$m_0 \cong \sqrt{1 + 0,06(h_{cp}/l_d)^2}.$$

Для условий прокатки в гладких валках при $n_{\phi}=1, \alpha=0, \gamma/\alpha \approx 0,3$ формула (5.62) приобретает вид

$$p_{cp} = \beta \sigma_T \frac{h}{2\psi \cdot H} \left(m_0 + 0,86 \cdot f_{II} \cdot \frac{l_d}{h_{cp}} \right), \quad (5.63)$$

где H – толщина заготовки; h – толщина полосы.

Формула (5.63) и проверенная в экспериментах формула (5.6) [22,63]

$$p_{cp} = \beta \sigma_T \cdot \left(1 + 0,48 \cdot f_{II} \cdot \frac{l_d}{h_{cp}} \right),$$

при $l_d/h_{cp} \geq 1$ дают практически одинаковые результаты, а при $l_d/h_{cp} < 1$ по формуле (5.62), учитывающей сдвиговые деформации в сечении полосы, значения среднего нормального напряжения несколько выше. Значения коэффициента n_{ϕ} для различных калибров даны в табл.3.1 [22,26]. Коэффициент n_{ϕ} по формуле (5.62) входит только во второе слагаемое, учитывающее влияние внешнего трения, что подтверждает правомерность выражения (5.37). Влияние

уширения через коэффициент « C_v » [выражение (5.60)] также учитывается вторым слагаемым формулы (5.62). При этом повышение значений параметров « C_v » и n_f приводит к увеличению среднего нормального напряжения. Коэффициенты « C_v » и « m_0 » учитывают также влияние сдвиговых деформаций в сечении полосы, что способствует получению более точных силовых параметров при прокатке полос с $l_d/h_{cp}=1-4$ в гладких и калиброванных валках. Из выражения (5.62) также следует, что нормальное контактное напряжение зависит не только от обобщающего фактора формы l_d/h_{cp} , но и от конкретных, для данного очага деформации, параметров k и $h/\Delta h$. Увеличение этих параметров, при неизменных остальных, в том числе l_d/h_{cp} , приводит к повышению значений среднего нормального напряжения. Этим можно объяснить иногда существенный разброс опытных p_{cp} при $l_d/h_{cp}=\text{const}$.

Коэффициент C_v в формуле (5.62) для прокатки в калибрах получен из условия наличия в очаге деформации классических зон отставания и опережения, равномерно распределённых по ширине полосы. В действительности, в любом калибре опережение неравномерно распределяется по ширине калибра (полосы). Так, в опытах [66] теоретически и экспериментально установлено, что при больших значениях $R_i/R=1,1$ (у разъёма квадратного калибра) наблюдается отрицательное опережение [$S_0=-(14-16)\%$], т.е. валки опережают полосу (R_i и R – текущий и средний радиус вала). При $R_i/R=0,8$ (у вершины калибра) опережение имело положительное значение, равное $S_0=15-17\%$ (рис.5.5,а) (B_n , B_k – ширина полосы и калибра). Из работы [66] также следует, что при меньшей разнице текущих радиусов вала по ширине калибра, меньшее различие опережения по ширине полосы (то есть, в овальном или ромбическом калибрах неравномерность опережения будет меньше, чем в квадратном калибре).

В связи с изложенным скорость скольжения в калибрах необходимо определять с учётом неравномерного распределения опережения по ширине калибра. С учётом последнего и данных работ [22,34,66] имеем

$$S_{ki} = 1 + S_0 - R_i/R; \quad S_{ki} = S_0 + \Delta R_i/R. \quad (5.64)$$

Если $R_i/R < 1$, опережение положительно, при $R_i/R > 1$ – опережение отрицательно на всём участке ширины калибра. Из

выражения (5.64) следует, что средняя скорость скольжения увеличивается с увеличением опережения S_0 при симметричной прокатке ($R_i/R=1$) и отношения R_i/R .

В выражении (5.64) параметр ΔR_i равен

$$\Delta R_i = R_i - R.$$

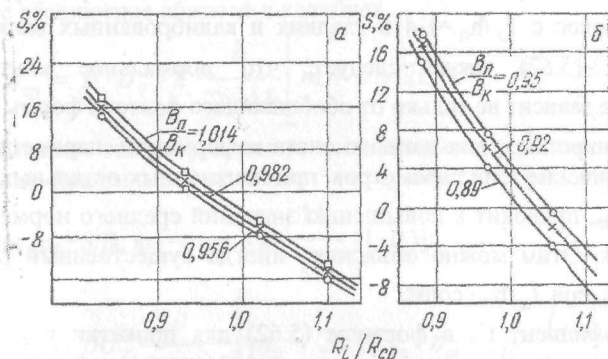


Рис.5.5. Изменение опережения по ширине квадратного калибра: а - при прокатке шестиугольника в калибре; б - при прокатке ромба в калибре

Расчёт средней скорости скольжения по ширине калибра с учётом влияния разности диаметров может быть выполнен по аналогии с выражениями (5.56). Однако, поскольку неизвестны данные по величине γ/α , заменим угол критического сечения через опережение ($\gamma = \sqrt{S_\kappa \cdot h / R}$). Тогда для $R_i/R < 1$, $R_i/R > 1$ будем иметь соответственно для зон отставания и опережения :

$$\left. \begin{aligned} v'_{x.ck} &= v_B \cdot k \cdot (1-a) \left(1 - \sqrt{S_\kappa \cdot h / \Delta h} \right) \frac{x^2}{l_d^2}; \\ v''_{x.ck} &= v_B \cdot k \cdot (1-a) \sqrt{S_\kappa h / \Delta h} \left(1 - \frac{x^2}{l_d^2} \right), \end{aligned} \right\} \quad (5.65)$$

где h – средняя высота полосы в калибре; S_κ – средневзвешенное значение опережения при $R_i/R \neq 1$.

Для этого случая средняя скорость скольжения может быть определена по аналогии с выражениями (5.56). После интегрирования и суммирования имеем:

$$\left. \begin{aligned} v'_{x.ck} &= 0,33 \cdot v \cdot k(1-a) \cdot \left\{ 1 - \sqrt{S_k \cdot h / \Delta h} \right\} \\ v''_{x.ck} &= 0,67 \cdot v \cdot k \cdot (1-a) \sqrt{S_k h' / \Delta h} \end{aligned} \right\} \quad (5.66)$$

$$v_{x.cp} = v'_{x.cp} + v''_{x.cp} = 0,33 \cdot v \cdot k \cdot (1-a) \left(1 + \sqrt{S_k h / \Delta h} \right) \quad (5.67)$$

С учётом выражения (5.64), средневзвешенное опережение равно

$$S_k = S_0 + \Delta R / 2R,$$

а средневзвешенная скорость скольжения с учётом (5.67) равна

$$v_{x.cp} = 0,33 \cdot v \cdot k \cdot (1-a) \left[1 + \sqrt{(S_0 + \Delta R / 2R) h / \Delta h} \right] \quad (5.68)$$

В выражении (5.68) второе слагаемое под корнем является составляющей скорости скольжения, которая обусловлена разницей диаметров по ширине калибра и чем больше величина ΔR (при $R = \text{const}$), тем больше скорость скольжения. Имея в виду, что

$$\Delta R = h_k / 2 = (h - S_B) / 2,$$

выражение (5.68) может быть записано так

$$v_{x.cp} = 0,33 \cdot v \cdot k \cdot (1-a) \left\{ 1 + \sqrt{[S_0 + (h - S_B) / 4R] h / \Delta h} \right\} \quad (5.69)$$

где h_k - средняя глубина вреза калибра в валки на диаметр; S_B - зазор между валками.

Таким образом, при прокатке в калибрах коэффициент C_v для выражения (5.63) равен

$$C_v = 0,33 \left\{ 1 + \sqrt{[S_0 + (h - S_B) / 4R] h / \Delta h} \right\} \quad (5.70)$$

Если $\Delta R = (h - S_B) / 2 = 0$ (гладкая бочка), то коэффициент C_v будет равен

$$C_v = 0,33 \left(1 + \sqrt{S_0 \cdot h / \Delta h} \right) \quad (5.71)$$

что соответствует выражению (5.58) для гладких валков.

Анализ выражения (5.70) показывает, что влияние дополнительного скольжения за счёт разности диаметров по ширине калибра не столь велико. Так, при $S_0 = 0,04$ и $h / \Delta h = 2$ [формула (5.71)] значение коэффициента C_v составляет $C_v = 0,423$, а при $S_0 = 0,04$ и $(h - S_B) / 4R = 0,04$ ($h / \Delta h = 2$) [формула (5.70)] коэффициент C_v равен $C_v = 0,462$. Более существенное влияние в формуле (5.62)

логарифмического показателя уширения [формулы (5.60) и (5.62)]. При расчёте среднего нормального напряжения по формулам (5.62) и (5.63) коэффициент ψ положения равнодействующей сил определяют из формул (5.34), (5.35) или по рис.5.4.

5.9. Анализ влияния формы калибра на среднее нормальное контактное напряжение

На рис.5.6 представлены опытные значения p_{cp} при прокатке полос в различных системах калибров, полученные в исследованиях [13], из которых следуют, что средние нормальные контактные

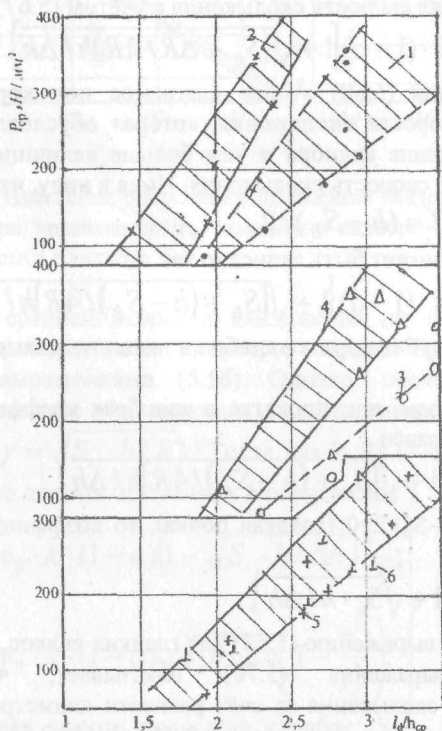


Рис.5.6. Изменение среднего нормального контактного напряжения при прокатке в системах: овал (1) – круг (2); овал (3) – квадрат (4); ромб (5) – квадрат (6) [13]

напряжения возрастают с увеличением фактора формы l_d/h_{cp} при одновременном снижении температуры металла с $t_n \approx 1210^\circ\text{C}$ до $t_k \approx 800^\circ\text{C}$. Это влияет на интенсивность изменения функции $p_{cp} = \phi(l_d/h_{cp})$, но не влияет на степень влияния формы калибра. Опыты показывают, что при прокатке в системах овал-круг и овал-квадрат средние нормальные контактные напряжения заметно выше при прокатке в круглом и квадратном калибрах, где коэффициент p_ϕ существенно больше. Так, в круглом калибре при $l_d/h_{cp} = 2,5$ значения p_{cp} в $\sim 1,8$ раза превышают значения p_{cp} в овальных калибрах. Кроме того, величины p_{cp} при прокатке в системе овал-квадрат (при $l_d/h_{cp} = \text{const}$) заметно меньше, чем в системе овал-круг, что, очевидно, обусловлено большими величинами уширения металла (табл.2.6). Меньшие величины p_{cp} в овальных калибрах указанных систем обусловлены меньшим влиянием дополнительных сил трения в очаге деформации (меньшие величины коэффициента p_ϕ) и большим уширением металла по сравнению с круглым и квадратным калибрами (табл.2.7). При прокатке в системе ромб-квадрат средние нормальные контактные напряжения примерно одинаковые и средние значения p_{cp} близки к средним значениям p_{cp} в квадратном калибре (4) системы овал-квадрат. Минимальные величины p_{cp} соответствуют прокатке в овальном калибре (3) системы овал-квадрат.

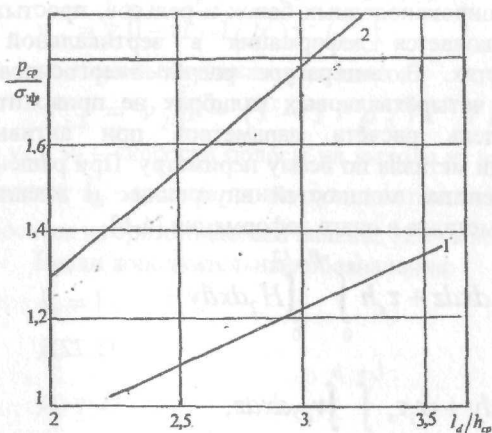


Рис.5.7. Изменение коэффициента напряженного состояния p_{cp}/σ_ϕ металла в калибрах: 1— овал; 2— квадрат. Расчет по выражению (5.62) и данным табл.2.6

Расчётные значения коэффициента напряжённого состояния p_{cp}/σ_{ϕ} по формуле (5.62) в системе калибров овал-квадрат (рис.5.7) несколько меньше, чем в опытах (рис.5.6). В некоторой степени это обусловлено различием в овальном и квадратном калибрах практических значений напряжения текучести и коэффициента трения.

В целом же, предложенная модель уточняет влияние различных факторов на напряжённое состояние металла в очаге деформации и позволяет рассчитывать энергосиловые параметры в калибрах с высокой точностью.

5.10. Энергосиловые параметры прокатки в четырёхвалковых калибрах

При прокатке сортовых профилей влияние наклонных стенок калибра на продольные подпирающие напряжения в очаге деформации рекомендуется учитывать с помощью поправочного коэффициента $n_{\phi}=S/B$ и коэффициента трения f [16,28,46]

$$f_k = f n_{\phi},$$

где S – полупериметр калибров; B – ширина готовой полосы.

Правомерным приведенное выражение можно считать для прокатки в двухвалковых клетях (калибрах), в которых отсутствует активная деформация металла по ширине. В четырёхвалковых калибрах при прокатке широкополочных балок и рельсов, простых и других профилей наблюдается деформация в вертикальной и горизонтальной плоскостях. В литературе расчёт энергосиловых параметров прокатки в четырёхвалковых калибрах не приводится. Автор предлагает модель расчёта параметров при активной пластической деформации металла по всему периметру. При решении задачи используют равенство мощностей внутренних и внешних сопротивлений течению металла в очаге деформации [4-6]

$$\begin{aligned} N = & \tau_s B \int_0^{l_{d1}} \int_0^{h/2} H_1 dx dz + \tau_s h \int_0^{l_{d2}} \int_0^{B_{cp}/2} H_2 dx dy + \\ & + \psi_1 \tau_s \int_0^{l_{d1}} \int_0^{B_{cp}} v_{c1} dx dy + \psi_1 \tau_s \int_0^{l_{d2}} \int_0^h v_{c2} dx dz, \end{aligned} \quad (5.72)$$

где τ_s – сопротивление чистого сдвига; H_1, H_2 – интенсивности скоростей деформаций в вертикально-продольной и вертикально-поперечной плоскостях очага деформации; B_{cp} – средняя ширина профиля; h – средняя толщина профиля; l_{d1}, l_{d2} – средние длины дуги контакта в горизонтальных и вертикальных валках; ψ_1 – коэффициент, учитывающий влияние контактного трения, $\psi_1 = \tau_k / \tau_s$; τ_k – касательные напряжения по периметру контакта валков с полосой; v_{c1}, v_{c2} – скорости скольжения металла по контакту относительно горизонтальных и вертикальных валков.

В уравнении (5.72) первое и третье слагаемые отражают условия деформации металла в горизонтальных валках, а второе и четвертое – в вертикальных. Интенсивность скоростей деформации в продольном и поперечном направлениях следующая:

$$\left. \begin{aligned} H_1 &= \sqrt{4U_x^2 + \eta_{zx}^2}; \\ H_2 &= \sqrt{4U_y^2 + \eta_{xy}^2}, \end{aligned} \right\} \quad (5.73)$$

где U_x, U_y – скорости деформаций в продольном и поперечном направлениях; η_{zx}, η_{xy} – скорости деформации сдвигов в продольной и поперечной плоскостях очага деформации; z, x, y – координаты очага деформации.

Для определения параметров в выражении (5.73) скорость течения металла в очаге деформации задавали в виде:

$$\begin{aligned} &\text{со стороны горизонтальных валков} \\ v_{x1} &= v_1 \left[1 - (1 - 1/\mu_1) x^2 / l_{d1}^2 \right]; \\ &\text{со стороны вертикальных валков} \\ v_{x2} &= v_2 \left[1 - (1 - 1/\mu_2) x^2 / l_{d2}^2 \right] \end{aligned} \quad (5.74)$$

где v_1 и v_2 – скорости полосы на выходе из валков; μ_1 – коэффициент вытяжки; l_{di} – средняя длина дуги контакта (здесь и далее индекс «1» относится к горизонтальным валкам, «2» – к вертикальным валкам).

Ввели дополнительные обозначения:

$$\left. \begin{aligned} k_1 &= 1 - 1/\mu_1; \\ k_2 &= 1 - 1/\mu_2; \\ \mu_1 &= H/h; \\ \mu_2 &= B/b, \end{aligned} \right\} \quad (5.75)$$

где H и h – средние высоты полосы до и после деформации; B и b – ширина полосы до и после деформации в вертикальных валках ($B > b$).

Опережение различно по периметру профиля и для $l_d/h_{cp} < 4$ имеет небольшое значение, поэтому в первом приближении приняли, что в очаге деформации есть только зоны отставания, а $v_1 \approx v_{B1}$ (v_{B1} – средняя окружная скорость валков). При таком допущении ошибка в расчёте интенсивности скорости деформации не будет превышать значения опережения:

$$\left. \begin{aligned} U_x &= dv_{x1}/dx = 2v_1k_1x/l_{d1}^2; \\ U_y &= dv_{x2}/dx = 2v_2k_2x/l_{d2}^2. \end{aligned} \right\} \quad (5.76)$$

Скорости деформации сдвигов в общем случае определяли из выражений:

$$\eta_{zx} = dv_z/dx + dv_x/dz; \quad \eta_{xy} = dv_x/dy + dv_y/dx.$$

Искривлением сечений по высоте (ширине) полосы пренебрегли ($dv_x/dz = dv_x/dy = 0$) и получили:

$$\eta_{zx} = dv_z/dx; \quad \eta_{xy} = dv_y/dx. \quad (5.77)$$

Скорости течения металла изменяются по мере изменения толщины и ширины полосы и с учётом выражений (5.76) равны:

$$\left. \begin{aligned} v_z &= U_x z = 2v_1k_1xz/l_{d1}^2; \\ v_y &= U_y y = 2v_2k_2xy/l_{d2}^2. \end{aligned} \right\} \quad (5.78)$$

Дифференцируя выражения (5.77) с учётом (5.78) получим:

$$\eta_{zx} = 2v_1k_1z/l_{d1}^2; \quad \eta_{xy} = 2v_2k_2y/l_{d2}^2. \quad (5.79)$$

После совместного решения выражений (5.73), (5.76) - (5.79) имеем:

$$\left. \begin{aligned} H_1 &= \left(4v_1k_1x/l_{d1}^2 \right) \sqrt{1 + z^2/4x^2}; \\ H_2 &= \left(4v_2k_2x/l_{d2}^2 \right) \sqrt{1 + y^2/4x^2}. \end{aligned} \right\} \quad (5.80)$$

При решении радикалов выражений (5.80) допускается [58] предварительное интегрирование параметров z/x и y/x в соответствующих пределах. Замена окружности валков параболой для горизонтальных и вертикальных валков дала следующие результаты:

$$z_{cp} = (2/h_{cp}) \int_0^{h_{cp}/2} z dz = 0,25h_{cp}; \quad h_{cp} = h + \Delta h_1 x^2 / l_d^2.$$

После интегрирования

$$h_{cp} = h + 0,33\Delta h_1,$$

а расстояние до сечения h_{cp}

$$x_{cp} = \sqrt{0,33R\Delta h_1} = 0,58l_{d1}; \quad y_{cp} = \sqrt{0,33R\Delta h_2} = 0,58l_{d2}.$$

С учётом преобразований получили:

$$z_{cp}/x_{cp} = 0,43h_{cp}/l_{d1}; \quad y_{cp}/x_{cp} = 0,43B/l_{d2}, \quad (5.81)$$

где Δh_1 и Δh_2 — абсолютные обжатия в горизонтальных и вертикальных валках (средние).

После совместного решения выражений (5.80) и (5.81)

$$\left. \begin{aligned} H_1 &= \left(4v_1 k_1 x / l_{d1}^2 \right) \sqrt{1 + 0,06(h_{cp} / l_{d1})^2}; \\ H_2 &= \left(4v_2 k_2 x / l_{d2}^2 \right) \sqrt{1 + 0,06(B / l_{d2})^2}. \end{aligned} \right\} \quad (5.82)$$

Скорость течения металла в зоне отставания меньше, а в зоне опережения больше, чем окружная скорость валков, поэтому скольжение металла на контакте в общем случае будет равно, например, для горизонтальных валков:

$$v'_{c1} = v_B \cos \varphi - v'_{x1}, \quad v''_{c1} = v''_{x1} - v_B \cos \varphi, \quad (5.83)$$

где v'_{x1} и v''_{x1} — скорости течения металла в зонах отставания и опережения; v_B — окружная скорость горизонтальных валков; v'_{c1} и v''_{c1} — скорости контактного скольжения относительно валков в зонах отставания и опережения.

С учётом размеров зон отставания и опережения

$$\left. \begin{aligned} v'_{x1} &\approx v_B \cos \gamma \left[1 - (1 - 1/\mu_1)(1 - \gamma/\alpha)(x^2 / l_{d1}^2) \right]; \\ v''_{x1} &\approx v_B \cos \gamma \left[1 + (1 - 1/\mu_1)(\gamma/\alpha)(1 - x^2 / l_{d1}^2) \right]. \end{aligned} \right\} \quad (5.84)$$

Решая совместно выражения (5.83) и (5.84) и интегрируя их, получили (при $\cos \gamma \approx 1$):

$$\left. \begin{aligned} v'_{c1} &= 0,33v_B k_1 (1 - \gamma/\alpha); \\ v''_{c1} &= 0,67v_B k_1 \gamma/\alpha; \\ k_1 &= 1 - 1/\mu_1. \end{aligned} \right\} \quad (5.85)$$

Средневзвешенная скорость контактного скольжения в соответствии с выражениями (5.85) зависит от отношения γ/α

$$v_{cl} = v'_{cl} + v''_{cl} = C v_B k_1,$$

где C — коэффициент, зависящий от величины γ/α следующим образом:

γ/α	0,2	0,25	0,3	0,35	0,5
C	0,4	0,414	0,43	0,45	0,5

Достаточно близко к практическим условиям соотношение $\gamma/\alpha \approx 0,3$, при котором средневзвешенная скорость скольжения для горизонтальных валков следующая

$$v_{cl} \approx 0,43 v_B k_1. \quad (5.86)$$

В неприводных вертикальных валках деформация металла сопровождается принудительным увеличением опережения, для этих условий можно принять $\gamma/\alpha \approx 0,5$. Тогда для вертикальных валков по аналогии с выражением (5.86) при окружной скорости вертикальных валков $v_{2B} \approx 0,85 v_B$:

$$\left. \begin{aligned} v_{cl} &\approx 0,43 v_B k_2; \\ k_2 &= 1 - 1/\mu_2, \end{aligned} \right\} \quad (5.87)$$

В уравнении (5.72) параметры τ_s и ψ_1 заменили известными соотношениями. Так, между напряжением τ_s и напряжением течения металла существует следующая связь:

$$\tau_s = 0,5 \beta \sigma_T,$$

где β — коэффициент Лодэ ($\beta = 1-1,15$); σ_T — напряжение течения металла с учётом влияния температуры, степени и скорости деформации.

Напряжение контактного трения в работе [58] предлагается определять по выражению:

$$\tau_k = \psi_1 \tau_s.$$

По закону трения Зибеля

$$\tau_k = f_{\Pi} \sigma_T,$$

где f_{Π} — показатель трения, величина которого определяется в зависимости от коэффициента трения f [22]:

$$f_{\Pi} = 1,6 f - 0,018.$$

При равенстве величин τ_k правые части уравнений равны и тогда:

$$\psi_1 = f_{\Pi} \sigma_T / \tau_s \approx 2 f_{\Pi}. \quad (5.88)$$

После интегрирования выражения (5.72) и преобразований с учётом приведенных соотношений, для одного приводного горизонтального вала имеем ($v_B \approx v_1$):

$$N = 0,5 \beta \sigma_T v_B B h k_1 m_1 \left(1 + 0,9 \frac{k_2 m_2}{k_1 m_1} \right) + 0,43 \beta \sigma_T f_{\Pi} v_B B l_{d1} k_1 \left(1 + \frac{h k_2 l_{d2}}{B k_1 l_{d1}} \right) \text{ и}$$

ли для четырёхвалкового калибра:

$$N = \beta \sigma_T v B h k_1 \left[m_1 \left(1 + 0,9 \frac{k_2 m_2}{k_1 m_1} \right) + (0,86 f_{\Pi} l_{d1} / h) \left(1 + \frac{h k_2 l_{d2}}{B k_1 l_{d1}} \right) \right]; \quad (5.89)$$

$$\left. \begin{aligned} m_1 &= \sqrt{1 + 0,06 (h_{cp} / l_{d1})^2}; \\ m_2 &= \sqrt{1 + 0,06 (B / l_{d2})^2}; \\ k_1 &= 1 - 1 / \mu_1; \\ k_2 &= 1 - 1 / \mu_2. \end{aligned} \right\} \quad (5.90)$$

Для получения выражения среднего нормального напряжения выражение (5.89) разделили на среднюю вертикальную скорость деформации и площадь контакта, которые равны:

$$v_{zcp} = v_B \alpha \psi; \quad F = B l_{d1} = B R \alpha.$$

С учётом этих зависимостей из уравнения (5.89) получили:

$$p_{cp} = (\beta \sigma_T h / H) [m_1 (1 + 0,9 n_1)] + (0,86 f_{\Pi} l_{d1} / h) (1 + n_2 h / B); \quad (5.91)$$

$$n_1 = k_2 m_2 / k_1 m_1; \quad n_2 = k_2 l_{d2} / k_1 l_{d1}.$$

Если прокатка профиля проходит в двухвалковом калибре, то во втором интеграле третьего слагаемого выражения (5.72) верхний предел B заменяют на полупериметр профиля (калибра) S :

$$p_{cp} = (\beta \sigma_T h / H) \cdot (m_1 + 0,86 f_{\Pi} l_{d1} S / h B). \quad (5.92)$$

Для гладких валков

$$p_{cp} = (\beta \sigma_T h / H) \cdot (m_1 + 0,86 f_{\Pi} l_{d1} / h). \quad (5.93)$$

Достоверность выражения (5.93) подтверждается совпадением с точностью до 2-3% данных расчёта с предложенной формулой (5.6) [22,63]

$$p_{cp} = \beta \sigma_T (1 + 0,48 f_{\Pi} l_d / h_{cp}) \quad (5.94)$$

В формуле (5.91) параметр m_1 учитывает влияние сдвиговых деформаций в сечении полосы и величина его возрастает при увеличении отношения h_{cp}/l_{d1} .

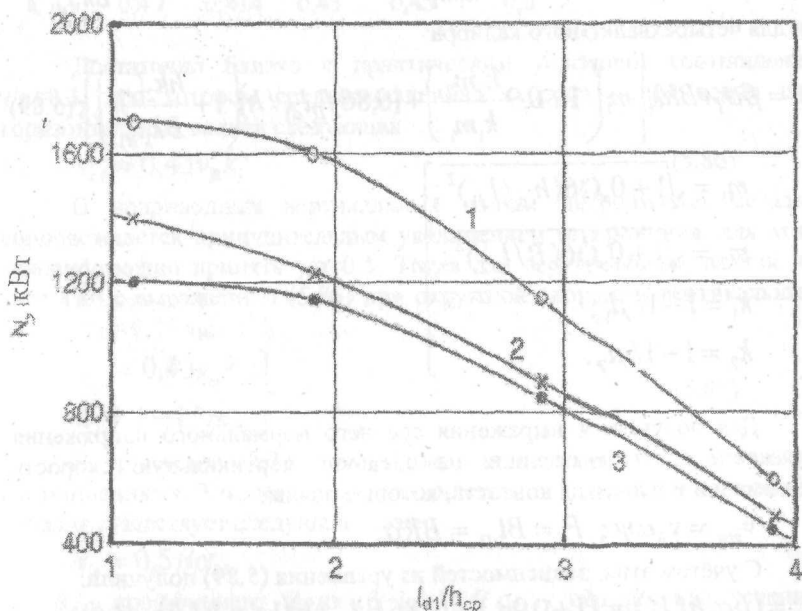


Рис. 5.7. Зависимость мощности пластической деформации (N) от отношения l_{d1}/h_{cp} : 1 - в четырёхваковом калибре [формула (5.89)]; 2, 3 - в гладких горизонтальных валках [формулы (5.89) и (5.95)]; $\beta, \sigma_T = 100 \text{ Н/мм}^2$, $D = 600 \text{ мм}$, $B = 100 \text{ мм}$, $H = 14-80 \text{ мм}$, $\Delta h_1 = 6-20 \text{ мм}$, $\Delta h_2 = 10 \text{ мм}$, $v = 5 \text{ м/с}$, $f_T = 0,35$

Полученные зависимости оценивали по результатам сравнения с известными методиками расчёта мощности и среднего нормального напряжения для условий прокатки в двух горизонтальных валках. При этом мощность прокатки рассчитывали по формуле

$$N = 960 M v_B / R, \quad (5.95)$$

где M – крутящий момент прокатки, $\text{МН} \cdot \text{м}$; R – радиус валков, м .

Крутящий момент определяли по формуле (5.1)

$$M = 2\psi Pl_{d1}.$$

где P – усилие прокатки, которое рассчитывали с использованием p_{cp} из формулы (5.6).

Коэффициент ψ равнодействующей сил – из формул (5.34), (5.35) [22,64].

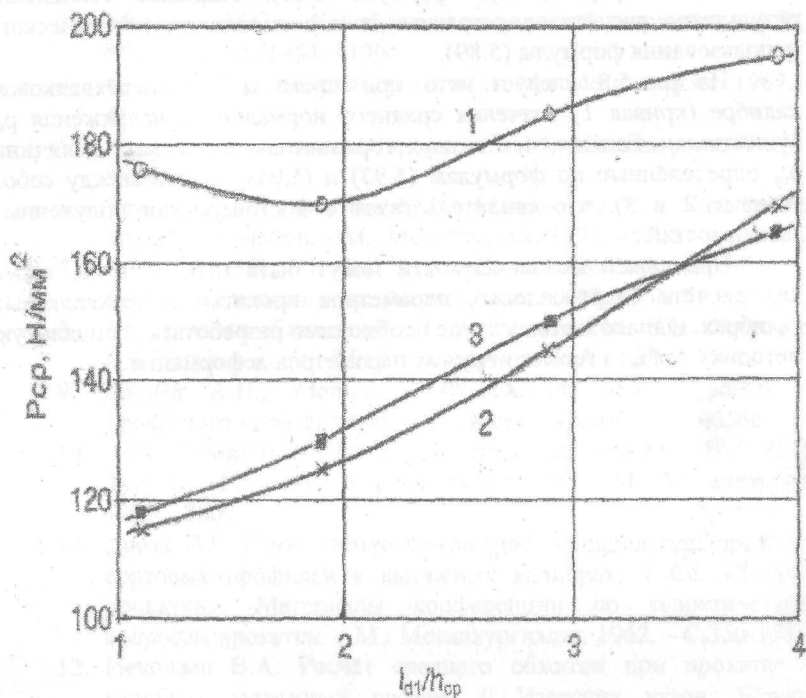


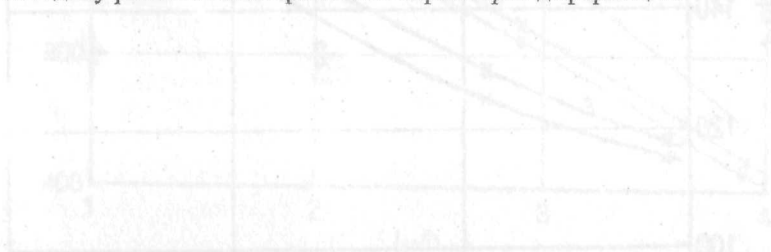
Рис.5.8. Зависимость среднего нормального напряжения (p_{cp}) от отношения l_{d1}/h_{cp} : 1 – в четырёхвалковом калибре [формула (5.91)]; 2,3 – в гладких горизонтальных валках [формулы (5.93) и (5.94)]; условия прокатки как на рис.5.7

Из рис.5.7 видно, что по всем зависимостям мощность N уменьшается при увеличении l_{d1}/h_{cp} (при принятых для расчёта параметрах). Наибольшие величины мощности соответствуют прокатке в четырёхвалковом калибре, в котором металл деформируется в приводных горизонтальных и не приводных

вертикальных валках (кривая 1). При прокатке только в горизонтальных валках (без учёта уширения, кривая 2) мощность деформации заметно меньше, чем в первом случае, но несколько больше, чем по формуле (5.94) (кривая 3). Наибольшее различие мощности N наблюдается при $l_{d1}/h_{cp} \approx 1$ благодаря учёту влияния сдвиговых деформаций в формуле 5.86). Хорошее совпадение результатов расчёта свидетельствует о возможности практического использования формулы (5.89).

Из рис.5.8 следует, что при прокатке в четырёхвалковом калибре (кривая 1) значения среднего нормального напряжения p_{cp} существенно больше, чем в двух горизонтальных валках. Величины p_{cp} определённые по формулам (5.93) и (5.94), близки между собой (кривые 2 и 3), что свидетельствует о достоверности полученных зависимостей.

Предложенные зависимости могут быть использованы также для расчёта энергосиловых параметров прокатки в трёхвалковых калибрах. Однако в этом случае необходимо разработать специальную методику расчёта геометрических параметров деформации.



Библиографический список

1. Бахтинов Б.П., Штернов М.М. Калибровка прокатных валков. - М.: Металлургиздат, 1953. - 783с.
2. Тарновский И.Я. Формоизменение при пластической обработке металлов. - М.: Металлургия. 1954. - 534с.
3. Мутьев М.С. Калибровка черновых валков. - М.: Металлургия. 1954. - 190с.
4. Смирнов В.С. Теория прокатки. - М.: Металлургия. 1967. - 460с.
5. Вусатовский З. Основы прокатки. - М.: Металлургия. 1967. - 582с.
6. Чекмарёв А.П., Мутьев М.С., Машковцев Р.А. Калибровка прокатных валков. - М.: Металлургия. 1971. - 512с.
7. Смирнов В.К., Шилов В.А., Инарович Ю.В. Калибровка прокатных валков. - М.: Металлургия. 1987. - 368с.
8. Прокатка на блюминге / И.Я. Тарновский, Е.В. Пальмов, В.А.Тягунов и др. - М.: Металлургия. 1963. - 339с.
9. Грудев А.П., Машкин Л.Ф., Ханин М.И. Технология прокатного производства. - М.: Металлургия. 1994. - 656с.
10. Эффективность деформации сортовых профилей / С.А. Тулупов, Г.С. Гун, В.Д. Онискив и др. - М.: Металлургия. 1990. - 280с.
11. Дрозд В.Г. Определение контактной площади при прокатке сортовых профилей в вытяжных калибрах. // Сб. «Теория прокатки». Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. - М.: Металлургиздат. 1962. - С.330-338.
12. Николаев В.А. Расчёт среднего обжатия при прокатке в калибрах вытяжных систем. // Известия вузов. Чёрная металлургия, 2000. №7. - С.38-40.
13. Цоухар Г. Силовые воздействия при прокатке в вытяжных калибрах. - М.: Металлургиздат. 1963. - 207с.
14. Производство облегчённых профилей / С.В. Макаев, И.Я. Винокуров, Б.В. Мерекин и др. - Свердловск: Металлургия. 1962. - 215с.
15. Теряев В.А., Павлович Ю.В. О площадях контакта металла с валками и усилия при прокатке балок в обычных и универсальных калибрах. // Сб. трудов ИЧМ «Прокатное производство», том XXIX. - М.: Металлургия. 1969. - С.146-154.

16. Динник А.А. Инженерные методы расчёта давления металла на валки при прокатке в калибрах. // Сб. трудов ДметИ «Обработка металлов давлением», вып. XLIX. – М.: Металлургия. 1965. – С.97-104.
17. Машковцев Р.А., Шломчак Г.Г. Экспериментальное определение контактной поверхности при прокатке двутавровых балок. // Сб. трудов, вып. XLIX. – М.: Металлургия. 1965. – С.295-303.
18. Чекмарёв А.П., Машковцев Р.А., Шломчак Г.Г. Исследование энергосиловых параметров при прокатке экономичных фланцевых профилей // Сб. трудов «Обработка металлов давлением», вып. XLIX. – М.: Металлургия. 1965. – С.255-278.
19. Целиков А.И. Основы теории прокатки. – М.: Металлургия. 1965. – 247с.
20. Николаев В.А. Уширение металла при прокатке // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1970. №7. – С.71-75.
21. Николаев В.А. Уширение металла при прокатке // Теория и практика металлургии. 1997. №3. – С.8-11.
22. Николаев В.А. Теория процессов прокатки. Запорожье. ЗГИА. 2004. – 184с.
23. Гришков А.И. Исследование уширения при прокатке в гладких валках // Сб. «Прокатные станы и технология прокатки». Труды МВТУ. – М.: Машгиз, 1958. – С.172-184.
24. Чекмарёв А.П., Машкин Л.Ф. Аналитическое и экспериментальное исследование уширения и опережения при прокатке. // Сб. трудов «Прокатное производство», том XXIX. Институт чёрной металлургии. – М.: Металлургия. 1969. – С.222-238.
25. Минкин А.В. Расчёт систем вытяжных калибров. – М.: Металлургия. 1989. – 208с.
26. Теория прокатки. Справочник // А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. – М.: Металлургия. 1982. – 335с.
27. Берковский В.С. Теоретическое исследование процесса прокатки в калибрах вытяжных систем // Теория и технология процессов пластической деформации. Сб. трудов МИСиС. 1994. – С.91-101.
28. Николаев В.А. К расчёту удельного давления при прокатке в калибрах. // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1963, №8. – С.102-106.

29. Николаев В.А. Калибровка валков для прокатки простых профилей. Учебное пособие. – Запорожье. ЗГИА. 2004. – 153с.
30. Николаев В.А. Уширение в калибрах простой формы. // Известия вузов. Чёрная металлургия, 1965. №2. – С.103-105.
31. Николаев В.А. Расчёт уширения с учётом формы калибра. // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1999. №9. – С.28-32.
32. Николаев В.А. Расчёт уширения в простых калибрах при неполном их заполнении // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2001. №6. – С.41-44.
33. Николаев В.А. К расчёту коэффициента трения при горячей прокатке // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1994. №10. – С.18-19.
34. Николаев В.А. Теория и практика процессов прокатки. – Запорожье. ЗГИА. 2002. – 232с.
35. Николаев В.А. Опережение и коэффициент трения при прокатке полос с неравномерной деформацией // Теория и практика металлургия. 2002. №4. – С.39-43.
36. Николаев В.А., Чернета А.П., Нефёдов А.А. Закономерности изменения опережения в калибрах для прокатки угловых профилей // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1963. №4. – С.83-87.
37. Чекмарёв А.П., Николаев В.А. Условия захвата при прокатке в калибрах // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1958. №11. – С.77-85.
38. Чекмарёв А.П., Нефёдов А.А., Николаев В.А. Теория продольной прокатки. – Харьков. ХГУ. 1965. – 212с.
39. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: «СП Интермет Инжиниринг», 1998. – 283с.
40. Романченко В.Л., Гетманец В.В., Макаров И.А. Влияние размеров слитков и условий захвата на производительность блюминга. / Обработка металлов давлением. Сб. 59. ДметИ. – М.: Металлургия. 1976. – С.105-110.
41. Николаев В.А. Технология прокатки сортовых профилей. Учебное пособие. – Киев: УМК ВО. 1988. – 120с.
42. Николаев В.А. Напряжение течения металла при горячей деформации по различным методикам // Известия вузов. Чёрная металлургия. 2006. №6. – С.32-33.
43. Николаев В.А. Технология прокатки сортовых профилей. Учебное пособие. – Запорожье. ЗГИА. – 2004. – 150с.

44. Ніколаєв В.О., Мазур В.Л. Технологія виробництва сортового та листового прокату. Підручник, част. I. – Запоріжжя. ЗДІА. 2000. – 256с.
45. Чехранов В.Д., Леєпа І.І., Скичко П.Я. Исследование непрерывного заготовочного стана 850/610/550. / Прокатное производство. Минчермет СССР, Институт чёрной металлургии. Научные труды, т. XXVIII – М. – Металлургия, 1967. – С.54-69.
46. Зайков М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. – Свердловск. Металлургиздат. 1960. – 299с.
47. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке металлов давлением. Справочник. – М.: Металлургия. 1973. – 224с.
48. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия. 1988. – 320с.
49. Грудев А.П. Теория прокатки. – М.: Металлургия. 1988. – 240с.
50. Динник А.А. Истинные пределы текучести стали при горячей прокатке // Теория прокатки. Труды конференции по теоретическим вопросам прокатки. – М.: Металлургия. 1962. – С.157-173.
51. Андреюк Л.В., Тюленев Г.Г., Прицкер Б.С. Аналитическая зависимость сопротивления деформации сталей и сплавов от их химического состава. // Сталь. 1972. №6. – С.522, 523.
52. Андреюк Л.В., Тюленев Г.Г. Аналитическая зависимость сопротивления деформации металла от температуры, скорости и степени деформации // Сталь. 1972. №9. – С.825-828.
53. Механические свойства сталей при горячей обработке давлением / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, Л.В. Меандров, Г.А. Хасин. – Свердловск: Металлургиздат. 1960. – 263с.
54. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия. 1970. – 356с.
55. Николаев В.А. Расчёт истинного предела текучести при горячей деформации металла // Металлургическая и горнорудная промышленность. 1999. №1. – С.26-29.
56. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия. 1975. – 288с.

57. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В. Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением. Справочник. – М.: Metallurgy. 1982. – 312с.
58. Теория обработки металлов давлением / Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А. и др. – М.: Metallurgizdat. 1963. – 672с.
59. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономаренко В.И. Расчёт параметров листовой прокатки. Справочник. – М.: Metallurgy. 1986. – 430с.
60. Николаев В.А. Удельные давления при прокатке с уширением. // Metallurgy и коксохимия. – К.: Техника. 1974. №41. – С.126-134.
61. Николаев В.А. Характеристики трения при прокатке // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1992. №4. – С.23-25.
62. Луговской В.М. Алгоритмы системы автоматизации листовых станов. – М.: Metallurgy. 1974. – 320с.
63. Николаев В.А. Длина дуги контакта при холодной прокатке. // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1987. №11. – С.57-61.
64. Николаев В.А. Определение плеча момента при прокатке в гладких валках // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1963. №2. – С.82-86.
65. Николаев В.А. Напряжение в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1983. №11. – С.68-72.
66. Николаев В.А. Опережение в квадратных калибрах // Известия вузов. Чёрная металлургия. 1973. №9. – С.81,82.
67. Королёв А.А. Конструкция и расчёт машин и механизмов прокатных станов. – М.: Metallurgy. 1969 – 464с.
68. Николаев В.А. Коэффициент плеча момента при прокатке полос // Сучасні проблеми металургії. Пластична деформація металів, т.8. Дніпропетровськ. 2005. – с.136-138.
69. Николаев В.А. Влияние характера течения металла в очаге деформации на среднее нормальное контактное напряжение // Металл и литьё Украины. 2003. №11,12. – с.35,36.
70. Николаев В.А. Мощность и средние контактные напряжения при сортовой прокатке металла // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2005. №2. – с.40-42.
71. Экспериментальное исследование непрерывного заготовочного стана 900/700/500 / А.П. Чекмарёв, В.Д. Чехранов, О.В. Филонов и др. // Прокатное производство. Научные труды, т. XXXIV, МММ, ИММ. – М.: Metallurgy. 1970. – с.129-145.

Научное издание

**ВИКТОР АЛЕКСАНДРОВИЧ
НИКОЛАЕВ**

доктор технических наук, профессор

ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ

МОНОГРАФИЯ

*Компьютерная верстка: Филина Л.К.
Мельников П.В.*

Подписано к печати 01.03.2006г. Формат 60х84 1/32. Бумага офсетная.

Усл. печ. л. 10,9. Тираж 300 экз.

Изд. договор № 693.

04. 10. 00

Отпечатано в типографии

Запорожской государственной инженерной академии
с компьютерного оригинал-макета

69006, г. Запорожье,

пр. Ленина, 226

РИО ЗГИА,

тел. 2238-240