

В.А.Шагрин

ИНЖЕНЕРНЫЕ
МЕТОДЫ РАСЧЕТОВ
ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА
ПРИ ПРОКАТКЕ

22

25124

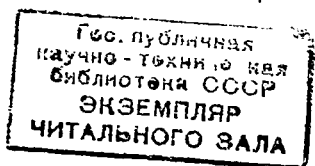
В. А. Шадрин

ИНЖЕНЕРНЫЕ
МЕТОДЫ РАСЧЕТОВ
ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА
ПРИ ПРОКАТКЕ



Москва «МЕТАЛЛУРГИЯ» 1973

73-25124



УДК 621.771-01

УДК 621.771-01

Инженерные методы расчетов деформации металла при прокатке. Шадрин В. А. М., «Металлургия», 1973, 112 с.

В книге изложены новые методы расчетов деформации металла при прокатке в валках с различными по сложности калибрами. Получены формулы для расчетов коэффициентов деформации полосы при прокатке в прямоугольных, квадратных, разгонных, разрезных, фланцевых и других калибрах. Приведенные методы проверены и подтверждены опытными данными при прокатке металла в лабораторных и производственных условиях.

Книга предназначена для инженерно-технических работников прокатных цехов, научных работников и может быть полезна для студентов вузов, специализирующихся по прокатному производству. Ил. 39. Табл. 11, Список лит.: 31 назв.

© Издательство «Металлургия», 1973.

Ш $\frac{3123-133}{040(01)-73}$ 82-73

СОДЕРЖАНИЕ

| | |
|--|-----|
| Введение | 4 |
| Равномерная деформация | 5 |
| Неравномерная деформация при прокатке | 12 |
| Определение коэффициентов деформации полосы при прокатке в валках на гладкой бочке | 23 |
| Зависимость коэффициентов деформации металла от контактного трения | 39 |
| Определение критического сечения в очаге деформации при прокатке | 43 |
| Расчет деформации полосы при прокатке в калибрах системы ромб — квадрат | 49 |
| Определение шестиугольного сечения полосы при прокатке ее в квадратном калибре | 56 |
| Методика расчета коэффициентов деформации полосы при прокатке в калибре с углом граней разрезающего гребня 90° и со свободным уширением | 63 |
| Определение коэффициентов деформации полосы при прокатке в калибрах с наклонными гранями гребня | 70 |
| Прокатка фланцевых профилей | 78 |
| Расчет коэффициентов деформации профиля при прокатке в условиях применения сопряженных калибров | 98 |
| Список литературы | 110 |

ВВЕДЕНИЕ

Одной из основных задач технического прогресса черной металлургии, в частности прокатного производства, как это отмечено в материалах XXIV съезда КПСС, является расширение применения прогрессивных технологических процессов.

В области прокатного производства наука достигла больших успехов. Широко известны работы А. Ф. Голювина, И. М. Павлова, А. И. Целикова, А. П. Чекмарева, Б. П. Бахтинова, В. Н. Выдринна и многих других.

При современном развитии теории прокатки факторы, влияющие на уширение и на вытяжку полосы, изучены достаточно хорошо. В меньшей степени изучена связь между этими факторами, например влияние коэффициента контактного трения на формоизменение полосы при прокатке; мало работ, в которых показано практическое применение методов исследования пластичности металлов при расчете калибровки прокатных валков; недостаточно материалов по методикам калибровки валков для прокатки сложных профилей.

В книге дана простая и удобная для практического применения методика расчета основных коэффициентов деформации полосы при прокатке. Эта методика основана на законах наименьшего сопротивления и наименьшей энергии.

Учитывая, что графическое построение калибров всесторонне рассмотрено во многих трудах советских ученых, в данной работе изучены лишь вопросы, относящиеся к расчетам коэффициентов деформации полосы (вытяжки и уширения). В работе показано также, что результаты расчетов, проведенные согласно изложенной методике, полностью совпадают с экспериментальными данными, полученными при прокатке металла на промышленных прокатных станах.

РАВНОМЕРНАЯ ДЕФОРМАЦИЯ

Теория равномерной деформации осаживаемого образца впервые подробно была приведена в трудах А. Ф. Головина [1].

Равномерная деформация металла при осадке происходит при следующих условиях: 1) полная однородность тела и, особенно, одинаковая температура и предел текучести в любой его точке; 2) полное отсутствие контактного трения; 3) одинаковое обжатие в любой точке тела по всей его высоте и т. п.

А. Ф. Головин [1] дал следующее определение равномерной осадке: «При равномерном сжатии цилиндрика удельное взаимное перемещение любых его точек по оси деформации есть постоянная величина и равна удельному изменению его высоты». Математически это выражается в следующем виде:

$$dz/z = dh/h,$$

где h — высота деформируемого цилиндра в любой момент осадки; dh — элементарное обжатие цилиндра; z — высотная ордината любой точки цилиндра в тот же момент осадки; dz — элементарное перемещение этой точки цилиндрика.

Смещения любых двух точек по радиусу А. Ф. Головин [1] характеризует так: «При сжатии кругового цилиндрика удельное взаимное смещение точек его по радиусу для любого данного сжатия есть постоянная величина, равная удельному приращению радиуса», т. е.

$$\Delta b/b = \Delta r/r,$$

где r — радиус цилиндрика; Δb и Δr — элементарные приращения радиуса цилиндрика после осадки; $b = r' - r''$ — расстояние между двумя точками по радиусу (здесь r' и r'' — радиусы первой и второй точек).

Известно, что практически создать условия для осадки цилиндрика при полном отсутствии трения невозможно, но, как показал опыт, приблизиться к этому можно.

Так, например, при сжатии свинцовых цилиндриков, благодаря прослойкам парафина на торцах, контактное трение было сведено к минимуму [2].

При осадке цилиндрика с сухой поверхностью на торцах получилось большое бочкообразование (рис. 1), а с парафиновыми прослойками бочкообразование практически отсутствует. Это указывает на то, что при отсутствии контактного трения деформация образца будет равномерной.

А. Ф. Головин, а затем и И. Я. Тарновский [3] использовали это положение для равномерной осадки прямоугольных параллелепипедов.

Один из двух одинаковых параллелепипедов был осажён между полированными прокладками, смазанными густым машинным маслом.

Этот параллелепипед после деформации остался практически прямоугольным (рис. 2,а). Другой же параллелепипед, осажённый между сухими шероховатыми прокладками (рис. 2,б), имел выпуклые боковые грани, что свидетельствовало о его неравномерной осадке.

Согласно А. Ф. Головину, во всех случаях деформации перемещение металла от центра к периферии подчиняется закону наименьшего сопротивления и закону наименьшей энергии.

С. И. Губкин [4] формулирует этот закон следующим образом: «В случае возможности перемещения точек деформируемого тела в различных направлениях каждая точка деформируемого тела перемещается в направлении наименьшего сопротивления».

И. М. Павлов [5] считает, что закон наименьшего сопротивления и закон наименьшего периметра упрощённо выражают в общей форме те же закономерности движения металла при обработке давлением, которые вытекают и из современной теории напряжений и деформаций. Следует отметить также, что оба указанных закона хорошо подтверждаются опытными данными.

Действительно, развивая эти принципы, можно решать задачи по определению коэффициентов деформации металла с большой точностью.

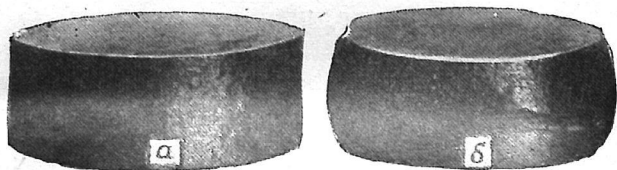


Рис. 1. Свинцовые цилиндры, осаженные на половину первоначальной высоты:

а — с парафиновой прослойкой; б — с сухой поверхностью торцов

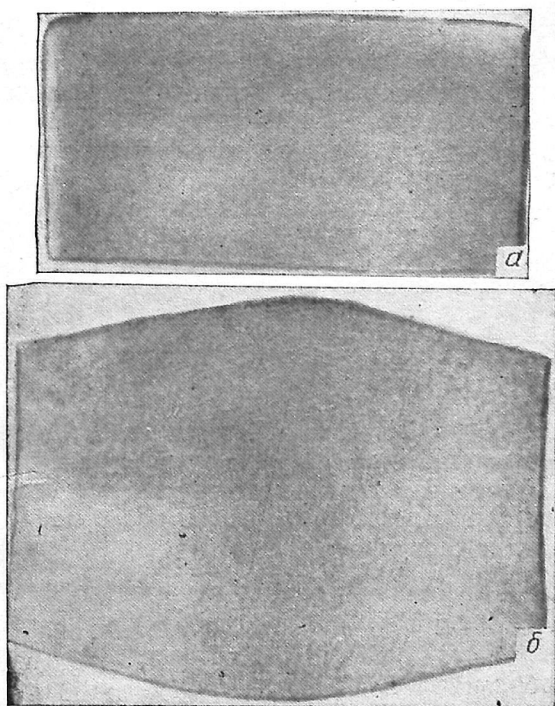


Рис. 2. Формоизменение при осадке параллелепипедов при различных условиях внешнего трения (И. Я. Гарновский):

а — при равномерной осадке; б — при неравномерной осадке

При сжатии, например, прямоугольного образца эта задача может быть решена следующим образом. При осадке образца высотой h на dh стороны образца l и b при сохранении постоянного объема будут равны $l+dl$ и $b+db$.

Уравнение постоянства объема принимает вид:

$$(h - dh) (l + dl) (b + db) = h \cdot l \cdot b = V. \quad (1)$$

Раскрывая скобки и исключая бесконечно малые второго и третьего порядка, получаем

$$l b d h = h b \cdot d l + h l \cdot d b. \quad (2)$$

Сократив уравнение (2) на hbl , получим

$$-\frac{dh}{h} + \frac{dl}{l} + \frac{db}{b} = 0. \quad (3)$$

Отрицательное значение величины dh/h показывает, что высота образца уменьшается.

После интегрирования последнее равенство принимает вид

$$\lg \lambda + \lg \beta = \lg \frac{1}{\eta}$$

или

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\lg \beta}{\lg \lambda}}. \quad (4)$$

В уравнении (4) два неизвестных β и λ . Поэтому для его решения требуется еще одно уравнение. Воспользуемся выражением для элементарной удельной работы dA , которое при осадке прямоугольного образца может быть записано следующим образом:

вдоль образца

$$\frac{dA_l}{V} = q \frac{dl}{l}; \quad (5)$$

поперек образца

$$\frac{dA_b}{V} = q \frac{db}{b}, \quad (6)$$

где V — объем образца;

q — удельное сопротивление деформации металла при сжатии.

Известно, что истечение металла при деформации подчиняется закону наименьшего сопротивления, т. е. истечение металла в направлении длины и ширины обжимаемого образца связано обратной зависимостью с сопротивлением, оказываемым этому истечению.

В связи с этим можно написать, что удельные работы вдоль и поперек направления прокатки обратно пропорциональны удельным силам сопротивления:

$$\frac{d A_B}{d A_l} = \frac{Q_l / \omega_l}{Q_B / \omega_B} \quad (7)$$

где Q_l и Q_B — силы сопротивления деформации металла вдоль и поперек образца;

ω_l и ω_B — сечение образца поперек и вдоль.

Удельное сопротивление сечения однородного металла при сжатии можно определить следующим образом: вдоль образца

$$\frac{Q_l}{\omega_B} = \sigma_l; \quad (8)$$

поперек образца

$$\frac{Q_B}{\omega_l} = \sigma_B. \quad (9)$$

Подставляя в уравнение (7) соответствующие значения из уравнений (5), (6), (8), (9), получим

$$\frac{\frac{db}{b}}{\frac{dl}{l}} = \frac{\sigma_l}{\sigma_B}. \quad (10)$$

После интегрирования в пределах от b_1 до b_0 и l_1 до l_0 равенство (10) принимает вид:

$$\frac{\lg \beta}{\lg \lambda} = \frac{\sigma_l}{\sigma_B}. \quad (11)$$

После подстановки в уравнение (4) значения $\lg \beta / \lg \lambda$ из уравнения (11)

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_l}{\sigma_B}}, \quad (12)$$

где λ — коэффициент удлинения образца;

$\frac{1}{\eta}$ — коэффициент уменьшения высоты образца;

β — коэффициент уширения образца.

Из уравнения (12) видно, что если $\sigma_l = \sigma_b$, то

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{2}. \quad (13)$$

В вышеприведенных рассуждениях трение между инструментом и металлом не принималось во внимание, т. е. предполагалось, что коэффициент трения равен нулю. Однако такой подход может быть правильным только в том случае, если контактное трение полностью отсутствует и перемещение частиц происходит по прямым, проходящим через центр тяжести поперечного сечения [3]. Когда сжатие параллелепипеда происходит в реальных условиях, то между бойками прессы и металлом действует еще контактное трение, которое также оказывает сопротивление течению металла. В этом случае энергия, необходимая для деформации металла, при увеличении длины и ширины элементарного образца будет преодолевать также еще и сопротивление трения. Следовательно, удельные силы сопротивления деформации будут иметь несколько иной вид, чем в уравнениях (8) и (9), а именно:

$$\frac{Q_l}{\omega_l} = \frac{\sigma_l h_1 b_1 + 2 f'_q b_1 l_1}{h_1 b_1} = \sigma_l \left(1 + 2 f' \frac{q}{\sigma_l} \cdot \frac{l_1}{h_1} \right); \quad (14)$$

$$\frac{Q_b}{\omega_b} = \frac{\sigma_b h_1 l_1 + 2 f''_q q b_1 l_1}{h_1 l_1} = \sigma_b \left(1 + 2 f'' \frac{q}{\sigma_b} \cdot \frac{b_1}{h_1} \right). \quad (15)$$

Подставляя в уравнение (7) соответствующие значения, полученные в уравнениях (5), (6), (14) и (15), будем иметь:

$$\frac{db/b}{dl/l} = \frac{\sigma_l \left(1 + 2 f' \frac{q}{\sigma_l} \cdot \frac{l_1}{h_1} \right)}{\sigma_b \left(1 + 2 f'' \frac{q}{\sigma_b} \cdot \frac{b_1}{h_1} \right)}. \quad (16)$$

После интегрирования

$$\frac{\lg \beta}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{\sigma_l \left(1 + 2 f' \frac{q}{\sigma_l} \cdot \frac{l_1}{h_1} \right)}{\sigma_b \left(1 + 2 f'' \frac{q}{\sigma_b} \cdot \frac{b_1}{h_1} \right)}. \quad (17)$$

После подстановки в уравнение (4) значения $\lg \beta / \lg \frac{1}{\eta}$ из уравнения (17)

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_l \left(1 + 2f' \frac{q l_1}{\sigma_l h_1}\right)}{\sigma_B \left(1 + 2f'' \frac{q b_1}{\sigma_B h_1}\right)}} \quad (18)$$

Если допустить, что $\sigma_l = \sigma_B = q$, то

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{1 + 2f' \frac{l_1}{h_1}}{1 + 2f'' \frac{b_1}{h_1}}} \quad (19)$$

Из уравнения (18) видно также, что при $f' = f'' = 0$ можно получить уравнение (12):

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_l}{\sigma_B}}$$

Если коэффициенты трения вдоль и поперек образца не равны нулю, то $\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} \neq 0,5$.

С другой стороны, если $db/b = dl/l$, то согласно уравнению (4) $\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{2}$, а это полностью соответ-

ствует принципам наименьшего сопротивления [3].

Основными факторами, влияющими на изменение обжимаемого образца, являются коэффициенты трения f' и f'' , а также длина и ширина образца.

Если один из коэффициентов трения (f' — вдоль образца и f'' — поперек его) изменить, то результат подсчета также соответственно изменится. При $f' = f''$ отношение $\lg \lambda / \lg \frac{1}{\eta}$ зависит главным образом от l_1/b_1 .

Если осадке подвергается образец с квадратной обжимаемой площадью ($l_1/b_1 = 1$) и $f' = f''$, то

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{\lg \beta}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{2} \quad (20)$$

Таким образом, после определения коэффициента удлинения λ можно определить коэффициент уширения:

$$\beta = \frac{1}{\eta \lambda} . \quad (21)$$

НЕРАВНОМЕРНАЯ ДЕФОРМАЦИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

Равномерную осадку в опытах, описанных ранее (с. 8—10), производили строго параллельными бойками пресса. Создать такие условия при прокатке полос между валками нельзя, так как прокатка осуществляется при наличии контактного трения, в результате чего получается еще большее увеличение неравномерности.

Для изучения условий образования неравномерной деформации металла при прокатке существует ряд методов. Наибольшее распространение получили методы прокатки опытных образцов со штифтами (винтами) и координатными сетками. Указанные методы широко использовали И. М. Павлов [5], Т. М. Голубев [6], М. Л. Зарощинский [8], И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [9] и др.

На основании этих исследований можно считать установленным, что деформация прокатываемого металла в различных точках деформируемого объема распространяется неравномерно. Величина этой неравномерности может быть весьма различной.

И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [9] показали, что изменение деформации отдельных элементов сечения по дуге захвата можно представить в виде графиков (рис. 3).

Как видно из этих графиков, коэффициенты обжатия по высоте очага деформации распределяются крайне неравномерно. В начале и в конце дуги захвата деформация происходит более интенсивно вблизи контактных поверхностей и менее интенсивно вблизи средних слоев полосы. Средние же по высоте слои сильнее деформируются в средней части длины очага деформации.

Вместе с этим в средней части дуги захвата имеется участок, где контактные слои ее деформируются равномерно, а поэтому кривая I параллельна оси абсцисс. Это показывает, что течение металла сильно зависит от

коэффициента контактного трения между валками и полосой.

Благодаря контактному трению деформация поверхностных слоев в очаге деформации значительно затруднена и в некоторых случаях имеет место зона прилипания.

При отсутствии контактного трения деформация сжатия происходила бы более равномерно по всему сечению очага деформации.

В результате действия контактных сил трения в объеме очага деформации также возникает неравномерность напряжений, а следовательно, и неравномерность в распределении деформации и скоростей.

Силы трения на контактных поверхностях в результате вращения валков при прокатке стремятся сообщить слоям металла, прилегаемым к валкам, в очаге деформации более высокую скорость, чем средним слоям. Эта неравномерность по высоте сечения прокатываемого металла должна существовать независимо от наличия прилипания или скольжения металла по поверхности валков и в некоторой степени выравниваться внешними зонами прокатываемой полосы, так как деформация распространяется на некоторые участки внешних зон, примыкающих к геометрической зоне очага деформации как со стороны входа в валки, так и со стороны выхода полосы из валков.

Однако особенно большая неравномерность в распределении деформации получается при прокатке слитков с большим отношением H/D , где H — высота (толщина) слитка, D — диаметр валков.

В этом случае при относительно малых обжатиях у поверхности слитков толщина слоев уменьшается не-

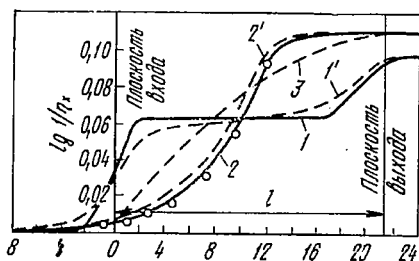


Рис. 3. Изменение относительной деформации $\frac{1}{\eta}$ по дуге захвата

(И. Я. Тарновский):

1 — контактная поверхность; 2 — средняя полоса; 3 — для случая равномерной деформации всего сечения. 1' 2' то же, что и 1 и 2 для крайних частей по ширине полосы

сколько больше, чем центральных, в связи с чем вблизи контактных поверхностей образуется большое уширение, а в центральной зоне оно меньше, а иногда бывает даже отрицательное. Следовательно, в этом случае в центральных слоях слитка возникают растягивающие усилия, а в поверхностных — сжимающие, и конфигурация сечения раската изменяется в такой степени, что определить, например, уширение уже бывает затруднительно.

Опыт показывает, что в целях получения качественной продукции необходимо иметь условия прокатки такие, при которых деформация была бы по всей высоте раската наиболее равномерной, особенно в последней стадии прокатки.

Если сравнивать сжимающие усилия по сечению слитка в соответствии с изменениями площадей клеток в координатных сетках или специальных отверстий, то по степени уменьшения последних можно проследить глубину проникновения деформации в зависимости от обжатия [115].

Для изучения такой неравномерности была разработана методика исследования, несколько отличная от методики координатных сеток; эту методику применяли для исследования сечения металла при прокатке не только свинцовых образцов в лабораторных условиях, но и образцов сравнительно больших сечений и даже цеховых слитков.

Для экспериментов брали образцы или слитки с сверленными цилиндрическими отверстиями, которые служили своеобразными индикаторами усилий сдвига отдельных частиц металла. По изменению формы отверстий образцов или слитков определяли неравномерность деформации, в рассматриваемом сечении, а сравнением начальных и конечных размеров отверстий по координатным осям устанавливали закономерность их изменения (рис. 4). На рис. 4 дана схема знаков и сравнительная оценка величины напряжений:

$$\begin{array}{l}
 D < D'_1 \\
 D > D''_1 \\
 D < D'_2 \\
 D > D''_2
 \end{array}
 \quad \text{и} \quad
 \begin{array}{l}
 D'_1 > D''_1, \text{ то } \sigma_l < \sigma_b, \\
 D'_2 > D''_2, \text{ то } \sigma_l > \sigma_b.
 \end{array}$$

Увеличение или уменьшение длин осей отверстия при деформации образцов (слитков) происходит пропорционально величине действующих в деформируемом металле напряжений:

$$\frac{D_1}{D} = k \sigma, \quad (22)$$

где D — диаметр отверстия до деформации;

D_1 — длина одной из взаимно перпендикулярных осей отверстия после деформации;

k — коэффициент пропорциональности.

Если отношение D_1/D по одной из координатных осей меньше единицы, то в области данного отверстия вдоль этой оси действуют сжимающие напряжения, а при $D_1/D > 1$ — растягивающие.

Путем сравнения отношений D_1/D различных отверстий по любой из координатных осей удалось установить относительные их изменения, возникающие при различной деформации слитков. Если отношение D_1/D одного из отверстий меньше, чем аналогичное отношение другого отверстия, то это означает, что в первом случае сдвиг частиц металла в данном элементарном объеме будет меньше, чем во втором.

При проведении опытов в промышленных условиях отверстия сверлили в боковой грани до осевой зоны слитка или заготовки. После прокатки недокат разрезали вдоль оси по плоскости перпендикулярно отверстиям, и производили измерения длин осей отверстий.

Описанная методика была успешно использована для изучения неравномерностей деформации слитка при прокатке на блюминге.

Приведем следующие опытные данные. На одной грани слитка в трех местах равномерно было просверлено по четыре отверстия диаметром 20 мм. Результаты изменения формы отверстий после прокатки в зависимости от их места расположения показаны на рис. 5

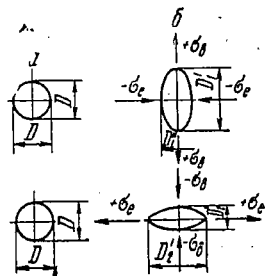


Рис. 4. Схема знаков и сравнительная оценка величины напряжений: а — поперечное сечение отверстия до прокатки; б — то же, после прокатки

В этом опыте относительное обжатие при прокатке головной части составляло 35 и донной части 25%. В результате в головной части слитка (а) при относительном обжатии 38,5% все отверстия, за исключением центрального, сварились, а в донной части (б) при обжатии 25% сварилось только одно отверстие вблизи по-

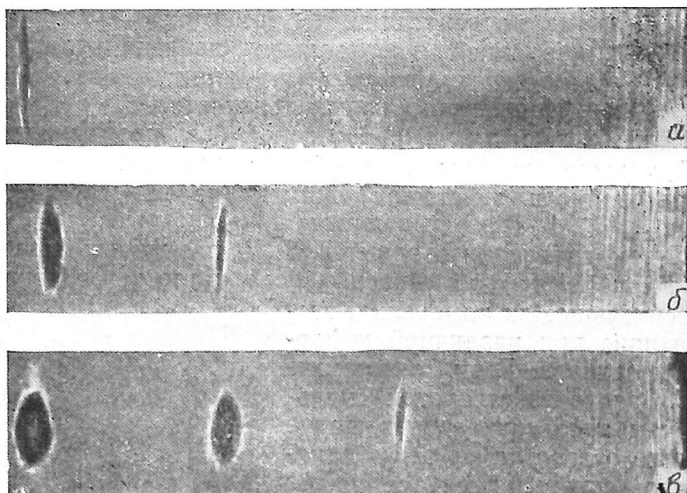


Рис. 5. Образцы от просверленного слитка, прокатанного с переменным обжатием 38,5 (а), 30 (б), 22 (в) %

верхности, а остальные три отверстия, находящиеся в глубине слитка, остались сравнительно большими. Среднее положение по своим размерам заняли отверстия на половине высоты слитка (б).

Следует отметить, что относительные обжатия 35 и 25% являются суммарными за несколько проходов прокатки (3—4 прохода). Очевидно, что величина одного обжатия в 35% еще больше уменьшила бы неравномерность деформации и тем самым улучшила бы свариваемость внутренних пустот слитка ..

Таким образом, определив относительное изменение длин осей отверстий, можно представить распределение деформации металла в различных точках прокатываемой полосы.

Различие интенсивности сжимающих усилий по высоте слитка при прокатке было использовано для изучения

глубины проникновения деформации. С этой целью был проведен ряд опытов с обжатиями слитков 6; 10; 15; 20 и 30%. После прокатки слитки разрезали и определяли площадь сечения каждого отверстия и по степени уменьшения последних оценили глубину проникновения деформации в связи с наличием всестороннего сжатия. Откладывая по оси ординат величины относительного уменьшения отверстий в процентах $\frac{F_0 - F_1}{F_0} \cdot 100\%$, а по

оси абсцисс относительное расстояние от поверхности в глубь слитка n_x/H , получим в зависимости от обжатия кривые, показанные на рис. 6, а.

При рассмотрении кривых видим, что деформация распространяется на всю толщину слитка при очень небольших обжатиях. Однако интенсивность деформации

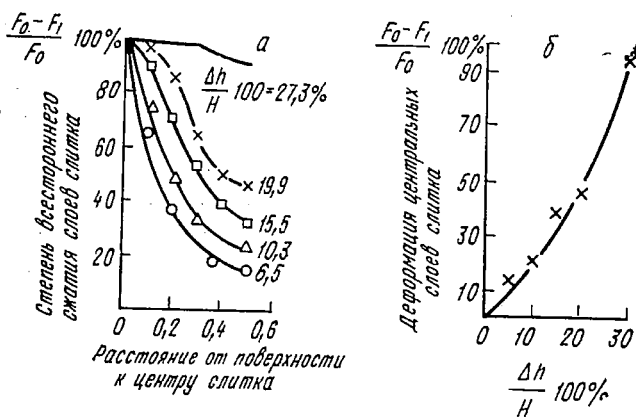


Рис. 6. Кривые относительного изменения деформации внутренних слоев слитка при обжатиях:
а — по высоте слитка; б — в осевой зоне слитка

сжатия в центре слитка значительно меньше, чем на поверхности, но с увеличением обжатия она сильно повышается.

Так, если при прокатке слитка в валках с отношением $H/D \approx 0,7$ значения всестороннего сжатия отверстий на величину $\frac{F_0 - F_1}{F_0} \cdot 100\%$ для центрального слоя слитка отложить на координатные оси в зависимости от обжа-

тия, то получим кривую, характеризующую степень проникновения деформации в центральные слои слитка (рис. 6,б).

Согласно рис. 6,б напряжение сжатия в центре слитка при 5% обжатиях достигает не более 10% от того, которое было вблизи поверхности, а при 30% обжатия оно достигает полного значения, т. е. наступает равномерная деформация центра и поверхности слитка.

Степень уменьшения площади отверстия в практических условиях зависит также от их размеров. Малые по размерам отверстия свариваются раньше, чем большие, но закономерность распространения деформации металла в различных слоях по высоте полосы от этого не меняется.

Используя указанную выше методику исследования, были проведены опыты при прокатке слитков в валках с различными диаметрами, с отношениями $H/D=0,67$; $0,25$ и $0,15$. При этом относительное обжатие за пропуск было в пределах 10—15%. Для осмотра после прокатки недокаты разрезали по длине. Опыты показали, что всестороннее сжатие металла от поверхности к центру слитка в зависимости от величины обжатия и диаметра валков характеризуется кривыми, показанными на рис. 7.

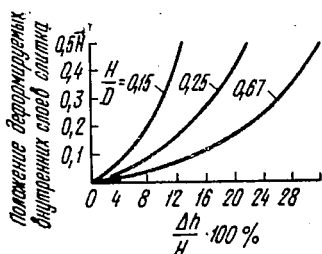


Рис. 7. Кривые распределения деформации в слитке в зависимости от относительного обжатия $\Delta h/H \cdot 100\%$ и отношения H/D

Согласно рис. 7 при большой разнице в диаметрах валков интенсивность сжатия в центральных слоях слитка хотя и становится значительной,

но в условиях производства, когда разница в диаметрах валков не может быть слишком большой, увеличение диаметра валков оказывает сравнительно малое влияние на уменьшение сил внутреннего растяжения; значительно большее влияние оказывает относительное обжатие. Поэтому при прокатке слитков на блюмингах 1200, 1100 мм заметного влияния диаметров валков на уменьшение внутренних нарушений сплошности металла обнаружено не было.

Таким образом, можно считать, что в условиях произ-

водства степень равномерности деформации внутренних слоев слитка при прокатке находится главным образом в зависимости от величины относительного обжатия и только в некоторой степени от размера диаметра валков. Из рис. 7 видно, что для того чтобы иметь по всему сечению слитка равномерное напряженное состояние слитка, например с отношением $H/D \approx 0,7$, необходимо прокатывать слиток с обжатием около 30% и с отношением $H/D \approx 0,25—21\%$ и т. д.

Если прокатка слитков с отношением $H/D \approx 0,7$ ведется с обжатием не более 15%, то вероятность получения трехосного напряженного состояния сжатия может



Рис. 8. Внутренние разрывы, образовавшиеся при прокатке слитка

быть обеспечена только на глубине 10% от всей высоты слитка, а в более глубоких слоях слитка будут преобладать уже растягивающие напряжения. Поэтому при прокатке слитков с большим отношением H/D в первых проходах в поверхностных слоях получается уплотнение, а в центральных, наоборот, разрыхление металла и даже разрывы его с образованием, так называемых «скворечников». Необходимо иметь в виду, что присущая литой стали неоднородность по кристаллическому строению, химическому составу и наличие неметаллических включений, трещинок еще больше способствует образованию внутренних нарушений сплошности центральных слоев слитка. Иллюстрацией этого может служить рис. 8, на котором показано образование внутреннего разрыва в сердцевине слитка при прокатке его в первых пропусках.

Изучение характера указанных разрывов показало, что образование их происходит не по всей длине слитка,

а лишь в наиболее слабых местах (пустоты, трещины). В самом деле, если с приведенным на рис. 8 пороком слиток сжать по его оси, то стенки этих разрывов сойдутся и образуют трещину, которая была до прокатки слитка. Внутренние разрывы, возникающие при прокатке слитков в первых пропусках на блюминге, при последующей прокатке на профили мелкого сечения обычно завариваются, а при прокатке на крупные профили полного сваривания не происходит.

Анализируя структуру стали в местах внутренних разрывов, видим, что образование этих пороков обычно сопровождается либо наличием пористости, либо мелкими трещинками.



Рис. 9. Пористость стали в осевой зоне слитка после прокатки его на недокат сечением 400×400 мм

На рис. 9 показана крупная пористость, которая образовалась вследствие растяжения средних слоев слитка при прокатке его на блюминге на недокат сечением 400×400 мм. Вполне возможно, что при отсутствии в слитке литейных дефектов (трещинок, пустот, пор или рыхлости) указанных пороков могло бы и не быть. Но наличие этих дефектов резко снижает качество стали и механические свойства металла обычно не удовлетворяют требованиям ГОСТа.

Поэтому обработкой металла давлением, кроме формоизменения и разрушения первичной структуры слитка,

предусматривается также и получение однородных механических свойств стали по всему его сечению. Механические свойства стали по сечению слитка весьма неодинаковы и зависят от структуры металла.

Отличие в пластичности различных участков металла в поперечном сечении литого слитка объясняется тем, что в направлении от наружной мелкозернистой корки металла к осевой зоне слитка возрастает неравномерность строения, изменяется химический состав стали, увеличивается количество мелких усадочных пустот и скопленных неметаллических включений.

В процессе прокатки структура первичной кристаллизации слитка разрушается и физико-механические свойства стали выравниваются по всему поперечному сечению блюма. Но если при этом относительное обжатие слитка небольшое (особенно в первых пропусках), когда пластическая деформация, как это показано выше, не проникает на всю глубину прокатываемого сечения [15], то и разрушение, макро- и микронеравномерностей кристаллического строения в центре слитка получается значительно меньше, чем у поверхности.

В связи с этим можно считать, что плотность и механические свойства стали зависят от степени деформации слитка при прокатке.

Практически при прокатке важно знать такую степень деформации слитка, которая гарантировала бы однородность металла как по структуре, так и по механическим свойствам по всему сечению штанги.

Для исследования механических свойств стали в зависимости от деформации было взято 5 слитков стали марки У10 массой по 4,7 т (сечение 600×600 мм) от одного поддона и одной плавки, четыре из них были прокатаны за 10; 16; 22 и 25 пропусков на недокаты сечением соответственно 410×540 , 260×440 , 205×275 и 185×185 мм при вытяжках 1,74; 3,37; 6,81 и 11,2.

Из слитка и недокатов вырезали образцы, по длине соответствующие донной, средней и головной частям слитков, а по сечению — на расстоянии 50 мм от поверхности, в зоне четверти толщины слитка и из осевой зоны его. Направление вырезки образцов совпадало с направлением прокатки. Механические свойства стали во всех случаях определяли на растяжение и кручение при температуре 20 и 1180°C.

При испытании на кручение применяли образцы диаметром 18 мм и длиной 500 мм, которые выдерживали при 1180°C 20 мин. Данные о механических свойствах стали по сечению слитка и недокатов, полученные в результате испытания образцов на растяжение при комнатной температуре, приведены на рис. 10, а, а данные, полученные в результате растяжения и кручения при температуре 1180°C, — на рис. 10, б. По высоте слитка эти свойства были примерно одинаковыми.

На рис. 10, несмотря на несколько различный характер кривых, хорошо видно, что средние слои слитка по сравнению с поверхностными слоями имеют пониженные механические свойства, которые сильно зависят от степени деформации слитка при прокатке. Заметное улучшение

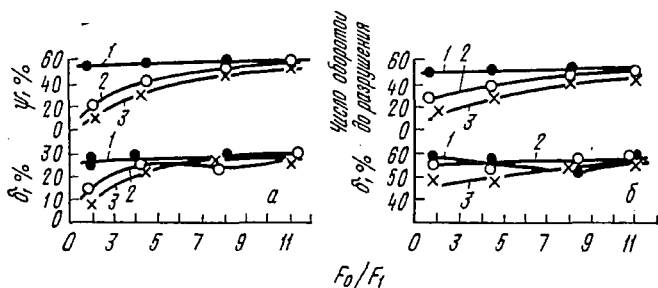


Рис. 10. Механические свойства стали при температурах 15 (а) и 1180°C (б):

1 — поверхностный слой слитка; 2 — промежуточный слой слитка; 3 — осевая зона слитка

ние механических свойств стали при прокатке слитков наступает лишь после шестикратной вытяжки. При этом отчетливо видно, что при испытании методом кручения пластические свойства стали являются более чувствительными к деформации, чем при испытании на растяжение. Если результаты испытания образцов на растяжение показывают выравнивание свойств при семикратной вытяжке, то при испытании на кручение неоднородность свойств, присущая слитку, исчезает лишь не менее как при одиннадцатикратной вытяжке.

Момент кручения при этом оставался примерно равным для всех образцов и составил 55—60 н·м (5,5—6,0 кг·м).

При испытании на разрыв образцов, нагретых до 1180°C , величина относительного сужения, как правило, достигала 100%. Сопротивление разрыву в этом случае колебалось в пределах $13\text{--}16 \text{ Мн/м}^2$ ($1,3\text{--}1,6 \text{ кг/мм}^2$).

Из указанных данных видно также, что пластичность стали в осевой зоне слитка в четыре раза ниже, чем у поверхности его.

Из изложенного выше ясно, что при большой высотной неравномерности деформации формулы, предназначенные для расчетов уширения полосы при равномерной ее деформации по всей высоте, не применимы. Поэтому при прокатке крупных слитков формоизменение их сечений обычно рассчитывают для поверхностных и центральных слоев. При этом, как правило, применяют эмпирические методы решения, используя простые зависимости между обжатиями и уширениями. Методы таких решений подробно изложены в трудах Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова [16], Б. Б. Дюмидова и Н. В. Литовченко [17], А. П. Чекмарева [18] и др.

Таким образом, поскольку количественно учесть неравномерность деформации со всеми ее проявлениями (бочкообразование, уширение, наплыв боковой поверхности на контактную, анизотропность, зона прилипания и пр.) при современном уровне знаний не представляется возможным ввиду отсутствия необходимых экспериментальных данных, в основу дальнейших решений положено представление о равномерном характере деформации.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ДЕФОРМАЦИИ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ НА ГЛАДКОЙ БОЧКЕ

Методика определения коэффициентов деформации металла при прокатке имеет важное практическое и теоретическое значение. Определение их обычно состоит в том, что коэффициент уменьшения высоты $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$ выбирают заранее, а коэффициенты уширения $\beta = b_1/b_0$ и удлинения $\lambda = l_1/l_0$ рассчитывают по каким-либо известным формулам, обычно по уравнениям для определения уширения полосы. Но большинство формул для расчета уширения не учитывает ряд весьма важных.

факторов, поэтому между опытными и расчетными величинами часто бывают большие расхождения.

Одним из таких факторов является коэффициент трения между контактными поверхностями металла и валков.

Между тем силы трения между металлом и валками оказывают влияние на весь процесс прокатки. От этих сил трения зависят допустимый угол захвата, соотношение величин вытяжки, опережение и уширение, неравномерность распределения деформации металла. Вследствие трения происходит износ валков, что в свою очередь ухудшает качество прокатываемой продукции и приводит к частой смене валков, а следовательно, к снижению производительности прокатного стана.

Поэтому трению между контактными поверхностями при прокатке уделяется большое внимание.

Факторы, влияющие на уширение или на удлинение полосы, качественно изучены хорошо, но поскольку они не учитываются большинством формул, результаты расчетов по ним, часто даже для простых случаев прокатки, не соответствуют действительности.

Правильный учет коэффициента трения между контактными поверхностями в расчетах основных коэффициентов деформации металла при прокатке дает возможность наиболее точно рассчитывать калибровку валков и определять мощность прокатных станов.

К недостаткам существующих формул, предназначенных для определения коэффициентов деформации, в том числе и коэффициента уширения полосы при прокатке, относится то, что они получены экспериментальным способом в конкретных условиях прокатки. Поэтому для применения их в других условиях прокатки вводятся поправочные коэффициенты. Эти формулы дают результаты, близкие к действительности, лишь в том случае, если их применять в условиях, совпадающих с экспериментом. Применение же их для других условий приводит к неправильным результатам [19].

По вопросу влияния трения при обработке металлов давлением в СССР выполнено очень много работ. Однако взаимозависимость коэффициентов деформации полосы с учетом контактного трения изучена недостаточно.

В последние годы в поисках более полного и надежного решения задач пластической деформации появилось

много новых формул. Однако и в этом случае возможности решения задачи, исходя из принципов наименьшего сопротивления и закона наименьшей энергии, которые применял в своих трудах А. Ф. Головин, почти не использованы.

В настоящей работе была поставлена задача, используя законы наименьшего сопротивления и наименьшей энергии, установить связь между основными факторами прокатки и коэффициентами формоизменения металла в очаге деформации.

Чтобы не усложнять вопроса, сначала рассматривался простой случай прокатки, при котором соблюдались следующие условия: полоса прокатывается в валках с гладкой бочкой; окружные скорости верхнего и нижнего валков и их диаметры равны между собой; материал и состояние поверхности обоих валков одинаковые.

Рассматривая процесс прокатки, легко видеть, что прижатые к полосе валки с помощью трения тянут полосу вперед, при этом не проходящая между валками толстая часть полосы сжимается и избыток металла вытесняется назад и в ширину. Следовательно, в результате контактных сил трения, возникающих при вращении валков при прокатке, в очаге деформации возникают силы, необходимые для преодоления сил сопротивления прокатке и для обеспечения продвижения полосы между валками. Поэтому многие исследователи [10—24] приходят к выводу, что вся работа прокатки совершается, благодаря силам контактного трения.

Эти специфические особенности прокатки имеют весьма существенное значение и показывают, что условия деформации полосы при прокатке отличаются от условий процесса параллельного сжатия полосы, происходящего одновременно вдоль всего очага деформации, например от сжатия полосы под прессом.

При прокатке полосы удлинение получается значительно больше, чем при таком же параллельном ее сжатии, что хорошо подтверждается опытами.

Так, например, были подвергнуты деформации два свинцовых параллелепипеда одинаковых размеров, один из них прокатали между валками, а второй осадил под прессом на одну и ту же высоту. В результате коэффициент удлинения $\lambda = l_1/l_0$ у прокатанного параллелепипе-

да получился в два раза больше, чем у сжатого под прессом (табл. 1).

Таблица 1. Соотношения продольных и поперечных приращений параллелепипеда в зависимости от способа его деформации

| Способ деформации | h_0 , мм | b_0 , мм | l_0 , мм | h_1 , мм | b_1 , мм | l_1 , мм | $\lambda = \frac{l_1}{l_0}$ | $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ | $\frac{\lambda-1}{\beta-1}$ |
|--------------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| Сжатие под прессом | 15,1 | 29,8 | 47,8 | 11,2 | 35,3 | 54,3 | 1,14 | 1,180 | 0,78 |
| Прокатка | 15,1 | 29,8 | 47,8 | 11,2 | 30,9 | 62,4 | 1,30 | 1,037 | 8,10 |

Примечание. Размеры образцов до деформации h_0 , b_0 , l_0 , после деформации — h_1 , b_1 , l_1 .

Различие в соотношениях между продольной и поперечной деформациями может быть обусловлено только лишь взаимодействием сил, под влиянием которых эта деформация происходит. Так как внешние силы сопротивления по дуговым поверхностям преодолеваются лучше, чем по плоским [23], то соотношение между продольной и поперечной деформациями при прокатке изменяется значительно интенсивнее.

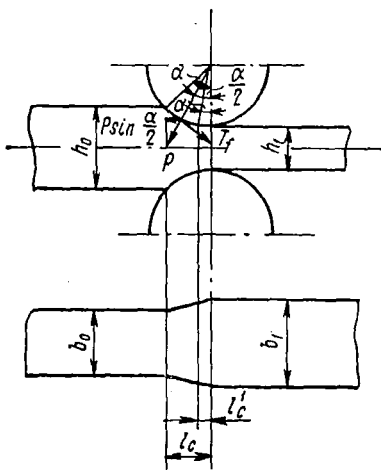
При установившемся процессе прокатки в каждой точке соприкосновения валька с металлом действуют нормальные силы давления валька на металл и силы трения. Под влиянием этих сил трения полоса, втягиваясь между вальками, претерпевает сложный процесс деформации. При этом каждая элементарная частица металла начинает сжиматься при входе в вальки, а прекращает это сжатие при выходе из них. Процесс этот происходит в очаге деформации в каждый бесконечно малый промежуток времени, т. е. в каждый данный момент имеются участки полосы, которые только начинают сжиматься, и участки, которые заканчивают процесс своего сжатия.

Вместе с этим течение металла вдоль направления прокатки обуславливается также критическим сечением очага деформации, делящим его на две зоны: переднюю зону опережения, в которой течение металла опережает вальки, и заднюю зону отставания, в которой вальки опережают полосу.

Одновременно с этим при прохождении полосы между вальками имеется еще перемещение металла поперек направления прокатки. Это перемещение приводит к уширению полосы. Таким образом, в связи с наличием в

очаге деформации отставания, опережения и уширения металла между контактными поверхностями возникают силы трения, направление которых зависит от направления течения металла.

В этих условиях, продвижение полосы между валками может осуществляться, очевидно, лишь в том случае, если сила контактного трения, действующая со стороны валка, в состоянии преодолеть всю сумму сил сопротивления, возникающих в очаге деформации при прокатке.



11. Схема сил, действующих при прокатке

Эту силу трения обычно определяют по закону Кулона умножением силы давления металла на

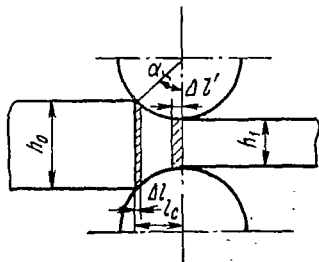


Рис. 12. Схема сжатия элементарной полоски в очаге деформации

коэффициент трения контактных площадей. В этом случае считают, что удельное давление распределено равномерно по длине дуги захвата, а равнодействующая радиального давления расположена в очаге деформации под углом $\alpha/2$ (рис. 11).

Из этого рисунка сила трения

$$T_f = 2 f' P = 2 f' q b_c l_c, \quad (23)$$

где f' — коэффициент трения вдоль полосы;

q — среднее удельное давление в очаге деформации, кг/мм^2 .

b_c и l_c — средние линейные размеры очага деформации, мм .

Определяемая таким методом сила трения T_1 является максимальной. Если такая же сила будет оказывать сопротивление со стороны деформируемого металла, то какие-либо изменения в сторону увеличения этого сопротивления уже вызвали бы буксование валков. Фактически же прокатка происходит в условиях, обычно не исчерпывающих потенциальные возможности сил трения, возникающих при вращении валков. Это известно, например, из того, что для торможения полосы в валках требуются большие усилия, приложенные либо к переднему, либо к заднему ее концу.

Под воздействием этих сил трения полоса прокатывается между валками, а вследствие этого и деформируется на величину $\Delta h = h_0 - h_1$. Следовательно, вся работа по осуществлению этой деформации производится только силами трения.

Принимая это во внимание, для определения работы трения, вызванного вращением валков при обжатии полосы, была использована следующая методика расчета.

Выделили бесконечно малую длину очага деформации $dl = R d\alpha$ шириной b_c (рис. 12). При повороте валков на угол $d\alpha$ элементарная площадка подвергается обжатию на величину Δh и удлиняется на величину dl . При этом работа трения на деформацию элемента:

$$dA = f' q b_c R \alpha \Delta h, \quad (24)$$

где
$$\Delta h = 2D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = 2l_c \sin \frac{\alpha}{2} \quad (25)$$

Принимая из-за небольшой величины угла $\sin \frac{\alpha}{2} = \frac{\alpha}{2}$ и $R d\alpha = dl$, получим

$$dA = f' q b_c l_c \alpha dt. \quad (26)$$

Этот результат можно получить также и следующим методом.

В связи с тем, что при прокатке со стороны металла, как это показано на рис. 11, действует подпирательная сила $p \sin \frac{\alpha}{2}$, то между поверхностями контакта возникает трение.

Сила этого трения:

$$T = 2 f' p \sin \frac{\alpha}{2} = 2 f' q b_1 l_c \sin \frac{\alpha}{2} = f' q b_c l_c \alpha.$$

Работа контактного трения равна произведению величины силы на путь скольжения точки ее приложения. Этот путь скольжения определяется приращением длины полосы при прокатке.

Отсюда элементарная работа трения сопротивлением деформации металла определяется уравнением (26):

$$dA = T dl = f' q b_c l_c \alpha dl.$$

Далее в связи с наличием зоны опережения в направлении прокатки необходимо еще приложить дополнительное усилие, равное силе трения скольжения контактных поверхностей этой зоны, которая может быть выражена в следующем виде:

$$T_{оп} = 2 f' q b_c R \gamma. \quad (27)$$

Следовательно, работа трения в зоне опережения¹:

$$dA_{оп} = T_{оп} dl = 2 f' q b_c R \gamma dl. \quad (28)$$

Полная элементарная работа контактного трения при приращении длины полосы будет равна сумме ее величин, т. е.

$$dA_l = dA + dA_{оп}. \quad (29)$$

Подставляя в уравнение (29) соответствующие выражения из уравнений (26) и (28), получим

$$dA_l = 2 f' q b_c l_c \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right) dl. \quad (30)$$

Кроме этого, при прокатке полосы действует еще сила контактного трения скольжения металла по валку, возникающая в связи с уширением полосы. Эта сила может быть определена следующим образом:

$$T_b = 4 f'' q \frac{b_c}{2} R \alpha = 2 f'' q b_c l_c. \quad (31)$$

Элементарная работа трения, вызванная уширением полосы, в пределах от b_0 до b_1 :

$$dA_b = T_b \cdot db = 2 f'' q b_c l_c db. \quad (32)$$

Если правые части уравнений (30) и (32) соответственно умножить на l/l и b/b , а в числителе длину l и ширину b заменить длиной l_c и шириной b_c очага дефор-

¹ Ширина полосы в зоне опережения приравнивается к средней ширине очага деформации.

мации, то получим следующие выражения элементарной работы трения:

в направлении прокатки

$$d A_l = 2 f' q l_c^2 b_c \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right) \frac{d l}{l}; \quad (33)$$

перпендикулярно направлению прокатки

$$d A_b = 2 f'' q l_c b_c^2 \frac{d b}{b}, \quad (34)$$

где f' и f'' — коэффициенты трения вдоль направления прокатки и перпендикулярно ему.

Из изложенного выше следует, что удельная работа трения, отнесенная к элементарному объему очага, $\frac{d A_l}{V}$

и $\frac{d A_b}{V}$ затрачивается на преодоление удельных сил сопротивления металла деформации.

Согласно А. И. Целикову [24], сопротивление деформации является характеристикой механических свойств материала в состоянии его обработки при заданных условиях деформации.

Термин «сопротивление деформации» рекомендуют применять в этих условиях для обозначения интенсивности напряжений, достаточной для осуществления пластической деформации в рассматриваемом теле или его элементе. Совершенно очевидно, что это справедливо, когда речь идет о деформации элементарного объема. Можно считать также, что элементарные силы сопротивления деформации, возникающие при прокатке, должны зависеть от физических свойств металла. Как это уже показано при сжатии параллелепипеда в уравнениях (8) и (9), удельные силы сопротивления растяжению полосы в очаге деформации определяем следующим образом:

$$\frac{Q_l}{\omega_b} = \sigma_l; \quad \frac{Q_b}{\omega_l} = \sigma_b,$$

где ω_b и ω_l — площади сечения по ширине и длине очага деформации;

σ_l и σ_b — средние удельные силы сопротивления (напряжения) при растяжении вдоль и перпендикулярно полосе в очаге деформации.

В результате сжатия полосы при прокатке получается сдвиг частиц металла относительно друг друга. Выгяжка полосы и ее уширение являются также результатом этого перемещения частиц.

При этом удлинение и уширение полосы при прокатке происходит под действием одних и тех же сил трения, а работа, возбуждаемая в очаге деформации, зависит от приращения длины и ширины полосы одновременно. Если увеличивается приращение длины, то приращение ширины уменьшается и наоборот. Но так как возбуждаемая энергия зависит от величины приращения, то с изменением последней, естественно, изменяется и энергия.

Следовательно, можно утверждать, что элементарная работа контактного трения по направлению прокатки и перпендикулярно ему и удельные силы сопротивления в этих направлениях находятся в определенном соотношении и должны подчиняться закону наименьшего сопротивления, при котором работа трения, необходимая для деформации при прокатке, является минимальной. Математически это можно выразить равенством

$$\frac{dA_l}{dA_b} = \frac{\sigma_b}{\sigma_l} \quad (35)$$

Подставляя в уравнение (35) соответствующие значения уравнений (33) и (34), получим

$$\frac{2 f' q l_c^2 b_c \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right) \frac{dl}{l}}{2 f'' q l_c b_c^2 \frac{db}{b}} = \frac{\sigma_b}{\sigma_l} \quad (36)$$

Отсюда

$$\frac{\frac{db}{b}}{\frac{dl}{l}} = \frac{f' \sigma_l l_c}{f'' \sigma_b b_c} \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right) \quad (37)$$

После интегрирования

$$\frac{\lg \beta}{\lg \lambda} = \frac{f' \sigma_l l_c}{f'' \sigma_b b_c} \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right) \quad (38)$$

Но уравнение (38) содержит два неизвестных $\lg \beta$ и $\lg \lambda$, для определения которых необходимо иметь еще одно уравнение, полученное исходя из других условий.

Этим условиям вполне удовлетворяет уравнение (4), полученное на основании закона постоянства объема. Согласно этому закону основные коэффициенты деформации полосы при прокатке по всем трем направлениям находятся между собой в определенной связи.

Так, если высоту полосы обозначить через h_0 , ширину b_0 и длину l_0 , а после прокатки h_1 , b_1 и l_1 , то в силу постоянства плотности металла

$$\frac{h_0}{h_1} \cdot \frac{b_0}{b_1} \cdot \frac{l_0}{l_1} = 1, \text{ или } \frac{1}{\eta} = \lambda \cdot \beta. \quad (39)$$

После логарифмирования получим уравнение (4):

$$\lg \frac{1}{\eta} = \lg \lambda + \lg \beta \quad \text{или} \quad \frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\lg \beta}{\lg \alpha}}.$$

Подставляя в уравнение (4) вместо отношения $\lg \beta / \lg \lambda$ его значение из уравнения (38), получим

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{f' \sigma_t \cdot l_c}{f'' \sigma_B \cdot b_c} \cdot \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)}. \quad (40)$$

Уравнение (40) является основным выражением, характеризующим зависимость коэффициентов деформации полосы от соотношения величин коэффициентов трения вдоль и перпендикулярно направлению прокатки, размеров очага деформации, угла захвата и критического угла. Такая связь основных параметров прокатки получена впервые, исходя из принципа наименьшего сопротивления.

Для практического применения это уравнение можно упростить.

Учитывая, что между значениями удельных сопротивлений вдоль и поперек полосы в любом элементарном объеме очага деформации однородного тела большой разницы быть не может, то в уравнении (40) можно принять $\sigma_t = \sigma_B$.

В отношении же величины коэффициента трения необходимо иметь в виду качество поверхности валков

Наименьшая разница между величинами коэффициентов контактного трения f' и f'' будет при прокатке полосы на хорошо обработанных или полированных валах, при прокатке же в валках после грубой обработки коэффициенты трения могут быть различны.

Но если же принять, что σ_l и σ_b и коэффициенты трения f' и f'' равны, то отношение $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_b} = 1,0$ и уравнение (40) принимает вид:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_c} \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)}. \quad (41)$$

Легко видеть, что если уравнения (38) и (4) при совместном решении выразить не через $\lg \lambda / \lg \frac{1}{\eta}$, а через отношение $\lg \beta / \lg \frac{1}{\eta}$, то получим формулу для определения коэффициента уширения.

Действительно, уравнение (38) можно представить следующим образом:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \beta} = \frac{f'' \sigma_b b_c}{f' \sigma_l l_c \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)}. \quad (42)$$

Преобразуем уравнение постоянства объема $\lg \lambda + \lg \beta = \lg \frac{1}{\eta}$ следующим образом:

$$\frac{\lg \beta}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{\lg \lambda}{\lg \beta}}. \quad (43)$$

Произведя в этом уравнении замену отношения $\lg \lambda / \lg \beta$ его значением из уравнения (42) и принимая $f' \sigma_l = f'' \sigma_b$, получим формулу для определения коэффициентов уширения:

$$\frac{\lg \beta}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{b_c}{l_c} \left(\frac{1}{\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha}} \right)}. \quad (44)$$

Сравнивая формулы (41) и (44), видим, что они конструктивно мало отличаются друг от друга, тем не

менее формула (41) для практического применения более удобна, чем формула (44), особенно при расчете коэффициентов деформации полос при прокатке в сложных калибрах с неравномерными обжатиями их по ширине. Поэтому для расчетов коэффициентов деформации, а следовательно, и сечений прокатываемых полос, предпочтительнее применять формулу (41).

При заданном коэффициенте обжатия $1/\eta$ и отношении коэффициентов трения вдоль и поперек направления прокатки σ_l на σ_v , равном единице $\left(\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_v} = 1,0\right)$, уравнение (41) позволит определять коэффициенты вытяжки при прокатке полосы в валках на гладкой бочке с достаточной для практики точностью.

При этом наиболее простым и распространенным методом для подсчета критического угла γ является метод его определения без учета уширения при помощи формулы И. М. Павлова, связывающей критический угол γ с углом захвата α и углом трения β :

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta}\right). \quad (45)$$

Угол захвата α определяли обычным способом:

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h}{2D}},$$

где Δh — обжатие полосы, мм.

С целью проверки уравнения (41) были проведены многочисленные опыты в лабораторных и заводских условиях, а также использованы опытные данные, заимствованные из различных литературных источников. По данным линейных размеров полосы до и после прокатки были получены фактические коэффициенты обжатия $1/\eta$, уширения β и удлинения λ .

Значения фактических коэффициентов деформации сравнивали с расчетными (табл. 2).

В этих таблицах приведены отношения логарифмов коэффициентов деформации, полученные опытным (k_1) и расчетным (k_2) способом. Так как сравнения проводили через логарифмы коэффициентов деформации, а не через проценты, то величины расхождений (см. табл. 3—5) показывают, что опытные и расчетные коэффициенты весьма точно совпадают.

Таблица 2. Результаты прокатки стальных полос (валки стальные $D=287$ мм, температура нагрева полосы 1100—1150°C, коэффициент трения $f=0,27-0,29$)

| Размеры полосы, мм | | | | Средние размеры зоны деформации, мм | | | Коэффициенты деформации | | | α | $\frac{\gamma}{\alpha}$ | $\frac{l_c}{b_c}$ | $k_1 = \frac{lg \lambda}{lg \frac{1}{\eta}}$ | $k_2 = \frac{lg \lambda}{lg \frac{1}{\eta}}$ | $\frac{k_2 - k_1}{k_1} \cdot 100\%$ |
|--------------------|-------|----------------|-------|-------------------------------------|-------|-------|------------------------------------|---------------------------|-----------------------------|----------|-------------------------|-------------------|--|--|-------------------------------------|
| до прокатки | | после прокатки | | h_c | b_c | l_c | $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$ | $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ | $\lambda = \frac{l_1}{l_0}$ | | | | | | |
| h_0 | b_0 | h_1 | b_1 | | | | | | | | | | | | |
| 10,6 | 25,2 | 9,0 | 26,2 | 9,8 | 25,7 | 15,1 | 1,180 | 1,040 | 1,135 | 6°10' | 0,408 | 0,587 | 0,767 | 0,788 | +2,7 |
| 11,1 | 24,4 | 8,7 | 26,4 | 9,9 | 25,4 | 18,6 | 1,280 | 1,088 | 1,180 | 7°30' | 0,378 | 0,732 | 0,770 | 0,758 | -1,6 |
| 11,8 | 25,2 | 9,0 | 27,1 | 10,4 | 26,1 | 20,1 | 1,310 | 1,075 | 1,220 | 8°00' | 0,372 | 0,769 | 0,735 | 0,748 | +1,8 |
| 11,8 | 25,4 | 9,0 | 27,2 | 10,4 | 26,3 | 20,1 | 1,310 | 1,070 | 1,223 | 8°00' | 0,372 | 0,764 | 0,748 | 0,750 | +0,3 |
| 12,3 | 24,3 | 9,0 | 26,2 | 10,1 | 24,7 | 18,2 | 1,255 | 1,080 | 1,165 | 8°40' | 0,390 | 0,735 | 0,673 | 0,745 | +10,6 |
| 12,2 | 25,2 | 9,0 | 27,0 | 10,6 | 25,6 | 21,4 | 1,355 | 1,070 | 1,268 | 8°40' | 0,360 | 0,836 | 0,782 | 0,735 | -6,0 |
| 12,1 | 25,4 | 9,2 | 27,6 | 10,6 | 26,5 | 20,3 | 1,315 | 1,085 | 1,210 | 7°15' | 0,370 | 0,765 | 0,697 | 0,752 | +7,9 |
| 13,2 | 24,4 | 9,2 | 27,2 | 11,2 | 25,8 | 23,9 | 1,435 | 1,115 | 1,285 | 9°10' | 0,346 | 0,927 | 0,701 | 0,720 | +2,7 |
| 13,4 | 24,7 | 9,3 | 28,1 | 13,3 | 26,4 | 24,2 | 1,440 | 1,135 | 1,270 | 9°50' | 0,345 | 0,917 | 0,655 | 0,718 | +9,6 |
| 13,7 | 25,0 | 9,0 | 28,3 | 11,3 | 26,7 | 25,8 | 1,520 | 1,132 | 1,340 | 10°30' | 0,333 | 0,966 | 0,700 | 0,708 | +1,2 |
| 13,8 | 25,0 | 9,0 | 28,3 | 11,4 | 26,6 | 26,2 | 1,580 | 1,132 | 1,350 | 10°30' | 0,324 | 0,982 | 0,708 | 0,708 | 0,0 |
| 14,3 | 24,6 | 9,3 | 27,8 | 11,8 | 26,2 | 26,8 | 1,540 | 1,130 | 1,360 | 10°40' | 0,323 | 1,022 | 0,712 | 0,705 | -1,0 |
| 14,3 | 24,8 | 8,9 | 28,9 | 11,6 | 26,8 | 27,8 | 1,610 | 1,165 | 1,380 | 11°10' | 0,305 | 1,035 | 0,678 | 0,708 | +4,4 |
| 16,9 | 24,1 | 9,4 | 28,3 | 13,2 | 26,2 | 32,7 | 1,800 | 1,175 | 1,530 | 13°10' | 0,282 | 1,250 | 0,723 | 0,670 | -7,9 |
| 17,3 | 24,8 | 13,2 | 27,3 | 15,2 | 26,0 | 24,2 | 1,310 | 1,100 | 1,190 | 9°50' | 0,316 | 0,928 | 0,687 | 0,730 | +6,3 |
| 17,4 | 24,9 | 9,3 | 29,7 | 13,5 | 27,3 | 34,0 | 1,870 | 1,190 | 1,570 | 13°40' | 0,275 | 1,245 | 0,718 | 0,672 | -5,6 |
| 19,5 | 25,0 | 9,5 | 30,7 | 14,5 | 27,8 | 37,9 | 2,060 | 1,230 | 1,670 | 15°20' | 0,250 | 1,361 | 0,712 | 0,670 | -7,3 |
| 19,8 | 25,0 | 13,4 | 28,2 | 16,6 | 26,6 | 30,3 | 1,475 | 1,128 | 1,305 | 12°10' | 0,300 | 1,140 | 0,685 | 0,685 | 0,0 |
| 19,9 | 26,0 | 13,5 | 30,6 | 16,7 | 28,7 | 30,3 | 1,475 | 1,143 | 1,290 | 12°10' | 0,300 | 1,055 | 0,660 | 0,702 | +6,3 |
| 20,0 | 24,8 | 9,6 | 30,2 | 14,8 | 27,5 | 38,5 | 2,080 | 1,216 | 1,710 | 15°30' | 0,246 | 1,400 | 0,733 | 0,660 | -10,6 |

Примечание. Коэффициент k_2 определяли из уравнения (41).

Таблица 3. Результаты прокатки стальных полос (валки стальные, $D=300$ мм, температура нагрева полосы $1100-1150^{\circ}\text{C}$, коэффициент трения равен 0,28)

| Размеры полосы, мм | | | | Средние размеры зоны деформации, мм | | | Коэффициенты деформации | | | α | $\frac{\gamma}{\alpha}$ | $\frac{l_c}{b_c}$ | $k_1 = \frac{lg \lambda}{lg \frac{l}{\eta}}$ | $k_2 = \frac{lg \lambda}{lg \frac{l}{\eta}}$ | $\frac{k_2 - k_1}{k_1} 100\%$ |
|--------------------|-------|----------------|-------|-------------------------------------|-------|-------|------------------------------------|---------------------------|-----------------------------|----------|-------------------------|-------------------|--|--|-------------------------------|
| до прокатки | | после прокатки | | h_c | b_c | l_c | из опыта | | | | | | | | |
| h_0 | b_0 | h_1 | b_1 | | | | $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$ | $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ | $\lambda = \frac{l_1}{l_0}$ | | | | | | |
| 7,3 | 51,5 | 5,9 | 52,7 | 6,60 | 52,05 | 14,5 | 1,237 | 1,022 | 1,210 | 5°30' | 0,413 | 0,285 | 0,890 | 0,885 | -0,6 |
| 10,2 | 49,3 | 7,3 | 51,5 | 8,75 | 50,40 | 20,8 | 1,390 | 1,040 | 1,335 | 8°00' | 0,375 | 0,417 | 0,865 | 0,847 | -2,1 |
| 14,7 | 46,9 | 10,2 | 49,9 | 12,45 | 48,40 | 26,0 | 1,440 | 1,051 | 1,380 | 10°00' | 0,335 | 0,538 | 0,885 | 0,820 | -7,3 |
| 18,7 | 45,3 | 14,7 | 46,9 | 16,70 | 46,10 | 24,5 | 1,273 | 1,035 | 1,230 | 9°20' | 0,343 | 0,530 | 0,857 | 0,818 | -4,5 |
| 24,3 | 43,2 | 18,7 | 45,3 | 21,50 | 44,25 | 29,0 | 1,300 | 1,049 | 1,238 | 11°10' | 0,327 | 0,657 | 0,815 | 0,782 | -4,0 |
| 9,4 | 49,4 | 6,1 | 52,3 | 7,85 | 50,85 | 21,6 | 1,540 | 1,060 | 1,451 | 8°20' | 0,366 | 0,427 | 0,861 | 0,845 | -1,8 |
| 11,6 | 47,8 | 9,4 | 49,4 | 10,50 | 48,60 | 18,2 | 1,235 | 1,033 | 1,195 | 7°00' | 0,362 | 0,375 | 0,845 | 0,866 | +2,5 |
| 14,9 | 46,3 | 11,6 | 47,8 | 13,30 | 47,05 | 22,2 | 1,283 | 1,033 | 1,242 | 8°30' | 0,365 | 0,472 | 0,870 | 0,835 | -4,0 |
| 18,6 | 45,3 | 14,9 | 46,3 | 16,75 | 45,80 | 23,6 | 1,250 | 1,022 | 1,223 | 9°10' | 0,365 | 0,516 | 0,906 | 0,820 | -9,3 |
| 24,3 | 43,2 | 18,6 | 45,3 | 21,45 | 44,25 | 29,2 | 1,305 | 1,049 | 1,243 | 11°15' | 0,329 | 0,662 | 0,836 | 0,782 | -6,5 |
| 20,0 | 25,2 | 13,3 | 28,7 | 16,70 | 27,85 | 31,7 | 1,503 | 1,140 | 1,316 | 12°10' | 0,306 | 0,160 | 0,676 | 0,678 | +0,3 |
| 20,0 | 30,1 | 13,4 | 33,9 | 16,70 | 32,25 | 31,4 | 1,492 | 1,125 | 1,325 | 12°05' | 0,307 | 0,973 | 0,702 | 0,716 | +2,0 |
| 20,0 | 35,0 | 13,5 | 38,8 | 16,70 | 36,90 | 31,0 | 1,481 | 1,108 | 1,335 | 12°00' | 0,308 | 0,845 | 0,735 | 0,745 | +1,4 |
| 20,0 | 39,7 | 13,6 | 43,4 | 16,80 | 41,55 | 31,0 | 1,469 | 1,092 | 1,348 | 11°55' | 0,311 | 0,747 | 0,777 | 0,765 | -1,5 |
| 20,0 | 45,0 | 13,6 | 48,2 | 16,80 | 46,60 | 31,0 | 1,469 | 1,071 | 1,372 | 11°55' | 0,311 | 0,665 | 0,823 | 0,787 | -4,4 |
| 20,0 | 50,0 | 13,8 | 52,7 | 16,90 | 51,35 | 30,5 | 1,448 | 1,053 | 1,375 | 10°50' | 0,311 | 0,595 | 0,861 | 0,807 | -6,3 |

Примечание. Коэффициент k_2 определили из уравнения (41).

Таблица 4. Результаты прокатки стальных полос* (валки стальные $D=190$ мм; коэффициент трения $f'=0,40$)

| Размеры полосы, мм | | | | Средние размеры пояса деформации, мм | | | Коэффициенты деформации | | | α | $\frac{\gamma}{\alpha}$ | $\frac{l_c}{b_c}$ | $\frac{\lg \lambda}{k_1} - \frac{1}{\lg \eta}$ | $\frac{\lg \lambda}{k_2} - \frac{1}{\lg \eta}$ | $\frac{k_2 - k_1}{k_1} \cdot 100 \%$ |
|--------------------|-------|----------------|-------|--------------------------------------|-------|-------|------------------------------------|---------------------------|----------------------------------|----------|-------------------------|-------------------|--|--|--------------------------------------|
| до прокатки | | после прокатки | | | | | | | | | | | | | |
| h_0 | b_0 | h_1 | b_1 | h_c | b_c | l_c | $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$ | $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ | $\lambda = \frac{1}{\eta \beta}$ | | | | | | |
| 11,20 | 20,04 | 9,42 | 20,89 | 10,31 | 20,46 | 13,2 | 1,190 | 1,042 | 1,142 | 7° 52' | 0,411 | 0,645 | 0,750 | 0,760 | + 1,3 |
| 11,07 | 20,03 | 9,35 | 20,72 | 10,21 | 20,37 | 12,7 | 1,184 | 1,034 | 1,145 | 7° 46' | 0,412 | 0,625 | 0,790 | 0,772 | - 2,3 |
| 11,14 | 20,01 | 9,35 | 20,72 | 10,25 | 20,36 | 13,3 | 1,191 | 1,035 | 1,150 | 7° 54' | 0,410 | 0,653 | 0,800 | 0,760 | - 5,0 |
| 11,50 | 20,00 | 7,35 | 23,04 | 9,42 | 21,52 | 19,9 | 1,565 | 1,152 | 1,359 | 11° 59' | 0,363 | 0,930 | 0,684 | 0,688 | + 0,6 |
| 11,45 | 20,01 | 7,27 | 23,14 | 9,36 | 21,57 | 20,0 | 1,575 | 1,152 | 1,368 | 12° 11' | 0,362 | 0,927 | 0,690 | 0,682 | + 1,1 |
| 12,01 | 20,04 | 6,15 | 25,99 | 9,08 | 23,00 | 23,2 | 1,953 | 1,296 | 1,508 | 14° 16' | 0,336 | 1,010 | 0,615 | 0,680 | + 10,5 |
| 12,16 | 20,02 | 6,08 | 25,59 | 9,12 | 22,80 | 23,4 | 2,000 | 1,278 | 1,565 | 14° 28' | 0,335 | 1,025 | 0,645 | 0,682 | + 5,7 |
| 12,03 | 20,02 | 6,15 | 25,35 | 9,09 | 22,68 | 23,3 | 1,953 | 1,266 | 1,543 | 14° 18' | 0,335 | 1,025 | 0,645 | 0,683 | + 5,9 |
| 13,42 | 20,00 | 3,30 | 32,14 | 8,36 | 26,07 | 31,0 | 4,067 | 1,607 | 2,530 | 18° 46' | 0,283 | 1,185 | 0,663 | 0,663 | 0,0 |
| 13,28 | 20,01 | 3,17 | 29,90 | 8,21 | 25,00 | 30,9 | 4,190 | 1,495 | 2,803 | 18° 44' | 0,286 | 1,235 | 0,720 | 0,651 | - 9,6 |
| 13,50 | 20,02 | 3,60 | 30,80 | 8,55 | 25,40 | 30,5 | 3,750 | 1,538 | 2,435 | 18° 35' | 0,289 | 1,200 | 0,673 | 0,625 | - 3,1 |
| 20,06 | 19,82 | 2,75 | 40,06 | 11,40 | 29,99 | 40,0 | 7,295 | 2,020 | 3,610 | 24° 39' | 0,220 | 1,330 | 0,645 | 0,640 | - 0,7 |
| 20,06 | 20,06 | 2,75 | 37,96 | 11,40 | 29,00 | 40,0 | 7,295 | 1,842 | 3,955 | 24° 39' | 0,220 | 1,380 | 0,700 | 0,630 | - 10,0 |
| 20,11 | 20,10 | 2,40 | 37,17 | 11,25 | 28,36 | 41,0 | 8,400 | 1,850 | 4,500 | 24° 56' | 0,215 | 1,445 | 0,710 | 0,620 | - 12,6 |

Примечание. Коэффициент k_2 определяли из уравнения (41).

* Полухин П. И. Сталь, 1947, № 7.

Таблица 5. Результаты прокатки стальных полос* (валки стальные $D=230$ мм; температура нагрева 1150°C ; коэффициент трения принят $f'=0,35$)

| Размеры полосы, мм | | | | Средние размеры зоны деформации, мм | | | Коэффициенты деформации | | | α | $\frac{\gamma}{\alpha}$ | $\frac{l_c}{b_c}$ | $k_1 = \frac{\lg \lambda}{\lg \eta} - \frac{1}{\eta}$ | $k_2 = \frac{\lg \lambda}{\lg \eta} - \frac{1}{\eta}$ | $k_2 - k_1$ 100 % |
|--------------------|-------|----------------|-------|-------------------------------------|-------|-------|------------------------------------|---------------------------|---------------------------------|-----------------|-------------------------|-------------------|---|---|-------------------|
| до прокатки | | после прокатки | | h_l | b_c | l_c | $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$ | $\beta = \frac{b_1}{b_0}$ | $\lambda = \frac{1}{\tau\beta}$ | | | | | | |
| h_0 | b_0 | h_1 | b_1 | | | | | | | | | | | | |
| 21,0 | 39,9 | 19,7 | 40,25 | 20,35 | 40,07 | 12,28 | 1,065 | 1,009 | 1,055 | $6^{\circ}04'$ | 0,424 | 0,307 | 0,850 | 0,875 | +2,9 |
| 21,9 | 39,9 | 19,6 | 40,40 | 20,75 | 40,15 | 16,35 | 1,117 | 1,013 | 1,101 | $8^{\circ}04'$ | 0,400 | 0,408 | 0,870 | 0,847 | -2,6 |
| 23,8 | 40,0 | 19,9 | 41,20 | 21,85 | 40,60 | 21,28 | 1,195 | 1,029 | 1,161 | $10^{\circ}30'$ | 0,370 | 0,527 | 0,836 | 0,810 | -3,1 |
| 26,9 | 40,0 | 20,0 | 42,82 | 23,45 | 41,41 | 28,30 | 1,345 | 1,070 | 1,257 | $14^{\circ}00'$ | 0,325 | 0,685 | 0,775 | 0,775 | +0,0 |
| 29,8 | 40,0 | 20,2 | 43,82 | 25,00 | 41,91 | 33,40 | 1,475 | 1,095 | 1,346 | $16^{\circ}30'$ | 0,300 | 0,780 | 0,740 | 0,745 | +0,7 |
| 31,9 | 40,0 | 20,2 | 44,67 | 26,05 | 42,34 | 36,85 | 1,580 | 1,117 | 1,415 | $18^{\circ}14'$ | 0,272 | 0,872 | 0,753 | 0,730 | -3,0 |
| 34,9 | 39,9 | 20,3 | 45,37 | 27,60 | 42,63 | 41,20 | 1,719 | 1,138 | 1,510 | $20^{\circ}24'$ | 0,250 | 0,967 | 0,740 | 0,710 | -4,0 |
| 37,9 | 39,9 | 20,4 | 46,25 | 29,65 | 43,07 | 45,10 | 1,858 | 1,159 | 1,604 | $22^{\circ}22'$ | 0,222 | 1,045 | 0,753 | 0,699 | -8,0 |
| 39,9 | 39,7 | 20,6 | 46,15 | 30,25 | 42,92 | 47,35 | 1,940 | 1,162 | 1,670 | $25^{\circ}17'$ | 0,200 | 1,100 | 0,755 | 0,688 | -8,9 |
| 29,9 | 60,0 | 20,6 | 63,20 | 25,25 | 61,60 | 32,81 | 1,451 | 1,053 | 1,378 | $16^{\circ}16'$ | 0,300 | 0,533 | 0,798 | 0,812 | +1,6 |
| 29,9 | 50,0 | 20,5 | 54,87 | 25,20 | 52,43 | 33,00 | 1,460 | 1,097 | 1,332 | $16^{\circ}20'$ | 0,300 | 0,630 | 0,757 | 0,783 | +3,4 |
| 30,0 | 39,9 | 20,1 | 43,90 | 25,05 | 41,90 | 33,88 | 1,491 | 1,101 | 1,355 | $16^{\circ}48'$ | 0,290 | 0,810 | 0,732 | 0,741 | +1,8 |
| 30,0 | 30,0 | 20,1 | 33,35 | 25,05 | 31,68 | 33,88 | 1,491 | 1,112 | 1,340 | $16^{\circ}48'$ | 0,290 | 1,070 | 0,690 | 0,680 | -1,4 |
| 29,9 | 20,1 | 20,1 | 22,60 | 25,0 | 21,35 | 33,72 | 1,488 | 1,125 | 1,321 | $16^{\circ}41'$ | 0,290 | 1,580 | 0,637 | 0,595 | -6,6 |

Примечание. Коэффициент k_2 определяли из уравнения (41).

При этом коэффициент трения вдоль и поперек направления прокатки принимали равными и определяли в зависимости от температуры прокатываемого металла, преимущественно по кривой И. М. Павлова и Н. Н. Гета [5].

Рассчитав коэффициент вытяжки λ , можно определить и коэффициент уширения по уравнению $\beta = \frac{1}{\eta \lambda}$.

Ширина полосы после пропуса составит $b_1 = b_0 \beta$.

Таким образом, коэффициенты деформации полосы при прокатке в валках с гладкой бочкой можно определять с достаточной для практики точностью, без каких-либо трудностей по формулам (41) и (44).

ЗАВИСИМОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТОВ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА ОТ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ

Вопрос о влиянии контактного трения на формоизменение полосы при прокатке имеет исключительно важное значение. При прокатке оно проявляется прежде всего при захвате полосы валками. Для лучшего захвата необходимо иметь высокий коэффициент трения f' . Для этого в калибрах валков делают насечки или керны.

Опытные данные многих исследователей свидетельствуют о том, что с изменением коэффициентов контактного трения изменяются и коэффициенты деформации. Известно, что с увеличением трения f' увеличивается и уширение. Подобный характер влияния трения на коэффициенты деформации полосы при прокатке показали расчеты по уравнению (44). Если при прокатке полосы толщиной $h_0 = 30$ мм и шириной $b_0 = 70$ мм в валках с диаметром $D = 300$ мм изменять только коэффициент трения вдоль прокатки, а коэффициент трения поперек очага деформации оставить постоянным (например, $f'' = 0,10$), то по уравнению (44) получится кривая 1, показанная на рис. 13 и, наоборот, если изменять f'' , а коэффициент вдоль прокатки оставить постоянным ($f' = 0,3 \text{ const}$), то получим кривую 2.

Из рис. 13 видно, что при увеличении отношения коэффициентов трения f'/f'' при постоянном обжатии коэффициент уширения полосы резко увеличивается.

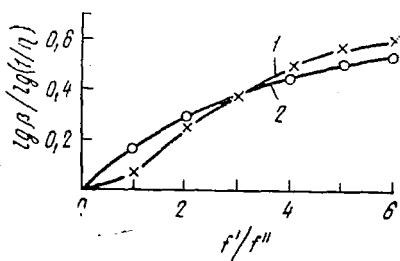


Рис. 13. Зависимость коэффициентов деформации от изменения контактного трения:

1 — $f'' = 0,1 \text{ const}$; 2 — $f'' = 0,3 \text{ const}$

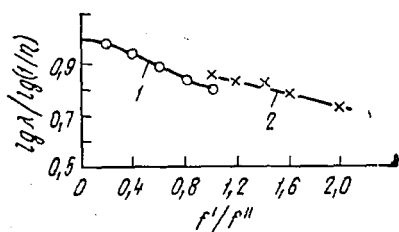


Рис. 14. Изменение коэффициентов вытяжки в зависимости от соотношения коэффициентов трения:

1 — $f'' = 0,4 \text{ const}$; 2 — $f' = 0,4 \text{ const}$

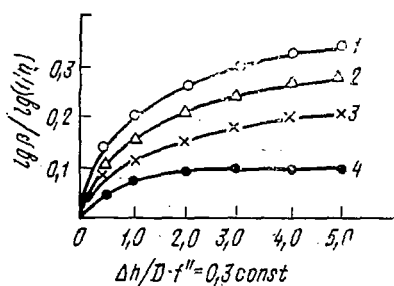


Рис. 15. Диаграмма зависимости уширения от обжатия и коэффициентов трения:

1 — $f' = 0,5$; 2 — $0,4$; 3 — $0,3$; 4 — $0,2$

Если коэффициент трения поперек направления прокатки принять постоянной величиной $f'' = 0,4$, а коэффициент трения по направлению прокатки f' изменять в пределах от 0,2 до 0,4, то по формуле (41) получится кривая 1 (рис. 14), более интенсивно снижающаяся, чем кривая 2, при подобном же изменении коэффициента трения f'' . При этом кривая 2 является как бы продолжением кривой 1.

Мы привели два примера при определенных изменениях одного из двух коэффициентов трения, но в действительности эти изменения возможны в любом направлении в самых различных вариантах. Более существенное влияние, конечно, оказывает коэффициент трения вдоль прокатки.

Рассмотрим зависимость уширения от коэффициента трения вдоль прокатки f' и обжатия полосы при постоянном контактом трении поперек направления прокатки $f'' = 0,3$.

Определяя значения $\lg \beta / \lg \frac{1}{\eta}$ по уравнению (44) при различных обжатиях Δh и коэффици-

ентах трения f' , получили соответствующие кривые, приведенные на рис. 15.

Из данных, приведенных на рис. 15, видно, что влияние коэффициента трения f' на уширение β тем больше, чем больше обжатие Δh . Даже при небольших значениях $\Delta h/D$ отношение $\lg \beta / \lg \frac{1}{\eta}$ уже заметно увеличивается и при всех прочих равных условиях тем больше, чем больше коэффициент трения f' . Поэтому при определении коэффициентов деформации полосы важно правильно определить коэффициенты трения. Наиболее приемлемыми являются данные Павлова и Гета [5], полученные при помощи клещевого прибора при прокатке

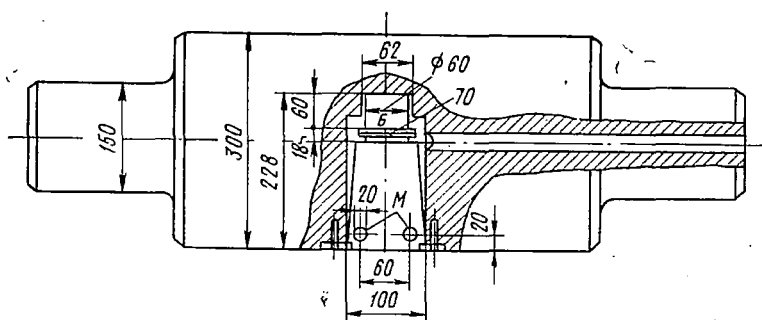


Рис. 16. Валок с вмонтированными месдозами Б и М

углеродистой стали с 0,05—0,10% С при различных температурах. Наши исследования контактного трения при прокатке полосы в валках с вмонтированными в них месдозами, также подтверждают это. Для проведения экспериментов в тело верхнего валка (рис. 16) был вырезан «сектор», под который помещали месдозу Б с проволочными датчиками сопротивления для измерения вертикального давления металла на валки в очаге деформации, а со стороны входа полосы в валки в «секторе» вделана вторая месдоза М для измерения силы трения между полосой и вращающимися валками.

От обеих месдоз через отверстие вдоль оси валка были выведены электропровода наружу и присоединены к осциллографу, по показаниям которого в соответствии с градуировочными данными определяли силу дав-

ления металла на валки P и давление на боковую месдозу T' . Так как боковая месдоза M расположена на поверхности валка на расстоянии 20 мм, то она характеризует неполную силу трения T , а лишь силу T' , по своей величине несколько меньшую, чем сила T . Разница эта зависит от места расположения месдозы от поверхности валка.

При данной конструкции прибора точка приложения силы трения T находится от плоскости опоры «сектора» на расстоянии $R=165$ мм, а точка приложения силы T' , давящей на месдозу M , на расстоянии $r=145$ мм. Следовательно, моменты этих сил равны

$$RT = rT'.$$

Отсюда

$$T = \frac{r}{R} T'.$$

Согласно рис. 16, отношение $\frac{r}{R} = \frac{145}{165} = 0,88$.

Тогда коэффициент трения определится по формуле

$$f' = \frac{T}{P} = \frac{rT'}{RP}, \quad (46)$$

где f' — коэффициент трения между полосой и валками;
 T — сила трения между полосой и валками;
 P — вертикальное давление полосы на валки;
 T' — давление силы трения на боковую месдозу.

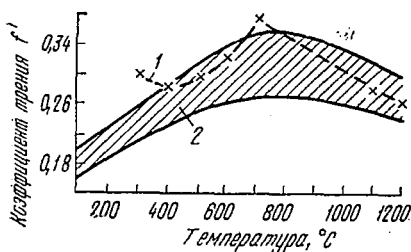


Рис. 17. Диаграмма зависимости трения от температуры:

1 — по Павлову и Гету; 2 — опытные данные автора

Подставляя значения P и T' в уравнение (46), определяли величину коэффициента контактного трения f' . По полученным данным построена диаграмма рис. 17.

Из рис. 17 видно, что все данные разместились между двумя кривыми, определяющими максимальные и минимальные значения f' .

Сравнивая среднее

значение опытных данных (заштрихованная область) с соответствующими величинами по кривой Павлова и Гета (кривая 1) [5], видим, что расхождения в значениях вполне допустимы. Поэтому во всех расчетах, проведенных в работе коэффициенты контактного трения при прокатке углеродистых сталей в зависимости от температуры принимали по кривой 1.

Опытами также было установлено, что коэффициенты трения зависят и от пластических свойств металла. Так, например, для свинца (99,2% Pb) он достигает 0,50 (среднее 0,437), для алюминия от 0,29 до 0,347; для дуралюмина — от 0,26 до 0,30 и т. д.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКОГО СЕЧЕНИЯ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ

Критическое сечение AA (рис. 18) делит очаг деформации при прокатке так, что скорость полосы v_n и скорость валков в том же направлении $v_b \cos \gamma$ равны между собой:

$$v_n = v_b \cos \gamma, \quad (47)$$

где γ — критический угол.

Определение положения критического сечения имеет важное значение для изучения течения металла в очаге деформации при прокатке, использования его во всевозможных расчетах формоизменения полосы, а также для изучения коэффициента трения.

Для решения вопроса о положении критического сечения или величины критического угла при простом случае прокатки применяется метод И. М. Павлова [23].

Исходя из условий равновесия сил при прокатке, И. М. Павлов вывел уравнение для определения критического угла. При этом было принято, что давление по длине дуги захвата распределено равномерно, а уширение отсутствует.

Принимая во внимание обозначения рис. 18, можно написать:

$$P_x = T_x - T_{оп}. \quad (48)$$

Учитывая, что давление металла на валки в любом направлении равно произведению удельного давления q на площадку, нормальную данному направлению, получим

$$P_x = q b_1 R (1 - \cos \alpha); \quad (49a)$$

$$T_x = q f' b_c R (\sin \alpha - \sin \gamma); \quad (49б)$$

$$T_{оп} = q f' b_c R \sin \gamma, \quad (49в)$$

где b_c — средняя ширина очага деформации;

R — радиус валка;

f' — коэффициент трения вдоль прокатки.

Подставив эти выражения в уравнение (48) и решая относительно γ , получим

$$\left. \begin{aligned} \gamma &= \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right) \\ \text{или } \gamma &= \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f'} \right). \end{aligned} \right\} \quad (50)$$

Из уравнения видно, что чем больше коэффициент трения, тем больше угол γ , а при предельном значении угла захвата $\alpha = 2\beta$, $\gamma = 0$.

Согласно И. М. Павлову, подобное соотношение между углами α и β возможно лишь при искусственном захвате полосы валками. Всякий нормальный процесс

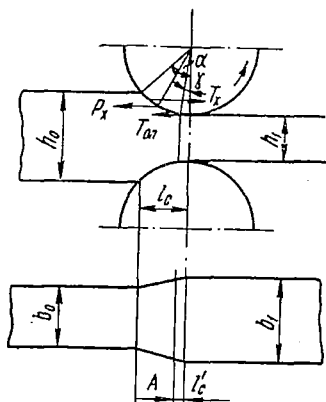


Рис. 18. Схема сил продольной прокатки (И. М. Павлов)

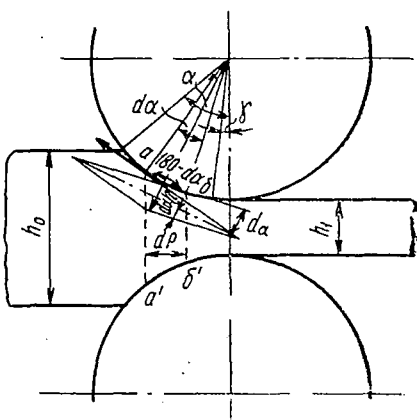


Рис. 19. Параллелограмм элементарных сил при прокатке

прокатки должен протекать при условии $\alpha \leq \beta$ и иметь соответствующий угол опережения.

Таким образом, исходя из условий равновесия сил при прокатке, для определения критического сечения получена формула (50). При этом силы трения T_x и $T_{оп}$ определены как силы трения скольжения при помощи закона Кулона.

Такое определение сил трения T_x и $T_{оп}$, действующих при скольжении металла по валку в зонах отстаивания и опережения, вполне правильное только в том случае, если не принимается во внимание величина деформации полосы.

Так как металл при прокатке подвергается пластической деформации, то для определения сил трения, которые были бы способны втянуть полосу в валки, обычного метода расчета, с использованием лишь закона Кулона, недостаточно, так как закон Кулона выведен для абсолютно твердых тел, т. е. когда деформация металла отсутствует.

Дело в том, что при прокатке полосы металл не просто проскальзывает между валками, но в условиях большого давления подвергается деформации.

В связи с этим для определения положения критического сечения в очаге деформации при прокатке рассмотрим следующий метод расчета.

Рассмотрим в очаге деформации сечение $a-a'$ (рис. 19). При повороте валков на бесконечно малый угол da оно переместится вправо и примет положение $b-b'$.

В результате между сечениями образуется участок очага деформации бесконечно малой длины dl .

Одновременно с этим, вследствие втягивания полосы в зазор между валками, в пределах этого участка произойдет сжатие металла под давлением также бесконечно малой величины dP_1 .

На таком малом участке деформация металла будет настолько мала, что можно принять его за твердое и плоское тело, что дает нам право использовать в данном случае закон Кулона.

Поскольку элементарная сила давления dP нормальна к окружности валка, то и сила контактного трения на этом элементе выразится в виде бесконечно малой величины $f'dP$.

Ясно, что если в точке a сила сопротивления была равна T , то в точке b , для продвижения полосы между валками она должна быть $T + dT$. Дополнительная сила dT необходима для преодоления силы трения $f' dP$.

Отсюда следует что

$$dT = f' dP. \quad (51)$$

При этом очевидно, что в любой взятой точке очага деформации тянущие силы трения со стороны валков направлены по ходу прокатки, а силы сопротивления со стороны металла — в противоположную сторону, в результате можно построить параллелограмм сил (см. рис. 19).

Так как длина элемента dl бесконечно мала, то угол $d\alpha$ между векторами сил, приложенных в точках a и b , будет бесконечно малым. Тогда угол в вершине параллелограмма будет равен $180^\circ - d\alpha$. Элементарная сила давления dP , являясь равнодействующей, образует диагональ параллелограмма. Отсюда, принимая параллелограмм за ромб:

$$dP = 2T \sin \frac{d\alpha}{2} = T \cdot d\alpha.$$

Подставляя полученное выражение в уравнение (51), имеем

$$dT = f' T d\alpha$$

или

$$\frac{dT}{T} = f' d\alpha. \quad (52)$$

Из изложенного выше очевидно, что если влияние угла захвата не принимать во внимание, то сопротивление продвижению полосы между валками равно силам трения T_x , но в действительности следует считать, что как только начинается деформация, сопротивление это возрастает в зависимости от обжатия полосы и чем больше обжатие, тем больше сопротивление. Поэтому сила T_b , втягивающая полосу в валки, должна преодолеть сопротивление, не только равное обычному контактному трению, определяемому по закону Кулона, но должна и преодолеть сопротивление P_x при прокатке в зависимости от величины деформации металла.

В связи с этим можно считать, что сила T_B в зависимости от величины обжатия полосы между валками должна изменяться в пределах от T_x до $T_B > T_x$ и от угла α до γ .

Интегрируя уравнение (52) в указанных пределах, получим:

$$\int_{T_x}^{T_B} dt/T = \int_{\gamma}^{\alpha} f' d\alpha.$$

Отсюда

$$\lg T_B/T_x = f' (\alpha - \gamma)$$

или

$$T_B/T_x = e^{f' (\alpha - \gamma)}.$$

Тогда

$$T_B = T_x e^{f' (\alpha - \gamma)}. \quad (53)$$

Таким образом получили уравнение в виде известной формулы Эйлера, которая часто применяется в механике.

Принимая во внимание равновесие сил при прокатке, согласно уравнению (48), можно написать:

$$P_x = T_B - T_{оп}. \quad P_x = T_x e^{f' (\alpha - \gamma)} - T_{оп}.$$

Подставляя в полученное уравнение соответствующие значения сил и уравнений (49, а, б, в), получим

$$q b_c R \frac{\alpha^2}{2} = f' q b_c R (\alpha - \gamma) e^{f' (\alpha - \gamma)} - f' q b_c R \gamma$$

или

$$\frac{\alpha^2}{2} = f' \alpha e^{f' (\alpha - \gamma)} - f' \gamma e^{f' (\alpha - \gamma)} - f' \gamma. \quad (54)$$

Принимая во внимание, что при прокатке углы захвата и коэффициенты трения обычно бывают небольшими величинами, то

$$e^{f' (\alpha - \gamma)} = 1 + f' (\alpha - \gamma).$$

Тогда, подставляя полученное выражение в уравнение (54):

$$\frac{\alpha^2}{2} = f' \alpha [1 + f' (\alpha - \gamma)] - f' \gamma [1 + f' (\alpha - \gamma)] - f' \gamma$$

или

$$\frac{\alpha^2}{2} = f' \alpha + f'^2 \alpha^2 - 2 f'^2 \alpha \gamma + f' \gamma^2 - 2 f' \gamma. \quad (55)$$

Исключая неизвестное γ второго порядка звиду его незначительной величины (принимая $f' \gamma^2 \approx 0$), получим:

$$\frac{\alpha^2}{2} = f' \alpha (1 + f' \alpha) - 2 f' \gamma (1 + f' \alpha).$$

Отсюда

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left[1 - \frac{\alpha}{2 f' (1 + f' \alpha)} \right]. \quad (56)$$

Сравнивая значения критических углов, подсчитанные по уравнениям (50) и (56) при одинаковых условиях ($f'=0,20$), получили некоторую разницу по мере увеличения угла захвата. Чем больше угол захвата, тем больше эта разница (табл. 6).

Таблица 6. Значения углов α и γ при $f'=0,20$

| α | γ по уравнениям | | α | γ по уравнениям | |
|----------|------------------------|-------|----------|------------------------|-------|
| | (50) | (56) | | (50) | (56) |
| 2°30' | 1°07' | 1°07' | 11°20' | 2°50' | 2°57' |
| 5° | 1°57' | 1°57' | 20° | 1°10' | 1°43' |
| 7°30' | 2°31' | 2°32' | 21° | 47' | 1°25' |
| 10° | 2°48' | 2°52' | 21°30' | 33' | 1°17' |

Из табл. 6 видно, что при малых обжатиях, т. е. при малых углах захвата и сравнительно небольших коэффициентах трения, величины $f' \alpha$ получаются весьма небольшие, поэтому в практических условиях они даже не проявляются, а при прокатке полос с большими обжатиями, когда угол захвата более 20°, а коэффициент трения около 0,3—0,5, то эти величины оказывают уже заметное влияние на положение угла критического сечения γ .

Так, при прокатке полос с углами захвата более 20° при $f'=0,20$ разница углов критического сечения γ , подсчитанная по уравнениям (50) и (56), достигает почти одного градуса.

Отметим, что эти выводы подтверждаются результатами исследований других авторов.

РАСЧЕТ ДЕФОРМАЦИИ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ СИСТЕМЫ РОМБ — КВАДРАТ

Систему калибров ромб — квадрат часто применяют в качестве вытяжной, а также для получения более точных квадратных или круглых чистовых профилей, особенно при прокатке легированных и высоколегированных сталей.

Изучение формоизменения сечения полосы при прокатке в вытяжных калибрах, в том числе и в калибрах системы ромб — квадрат, получило полное и всестороннее освещение в трудах советских ученых А. Ф. Головина [25], И. Я. Тарновского [26], Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова [16] и др., поэтому ниже рассматриваются только расчеты коэффициентов деформации полосы.

Условия деформации полосы в калибрах системы ромб — квадрат весьма сходные с условиями деформации полосы по системам квадрат — ромб или ромб — ромб.

В связи с этим методика расчета этих систем будет одинаковой.

Ромбическую полосу задают в квадратный (ромбический) калибр так, чтобы большая диагональ ромба совпадала с вертикальной диагональю калибра. Поэтому перед каждым пропуском, перед задачей в последующий квадратный или ромбический калибры полоса кантуется на 90° .

Рассматривая условия деформации ромбической полосы в квадратном калибре, легко видеть, что абсолютные обжатия по ширине профиля резко меняются, возрастают от нуля по краям полосы до максимума в ее середине, а коэффициенты обжатия $1/\eta$ остаются почти неизменными как по диагоналям, так и по краям полосы.

Линии пересечения граней полосы со стенками квадратного (ромбического) калибра (рис. 20) представляют собой дуги эллипса. Обозначая максимальную толщину полосы в середине ее ширины величиной, равной вертикальной диагонали h_{0d} , получим обжатие в этой части сечения Δh_d .

Следовательно, длина очага деформации

$$l_d = \sqrt{\frac{\Delta h_d}{2} \cdot D}. \quad (57)$$

Если на рис. 20 площадь проекции очага деформации принять за половину площади эллипса, то ее можно было бы выразить следующим уравнением:

$$F = \frac{\pi}{4} l_d \cdot b.$$

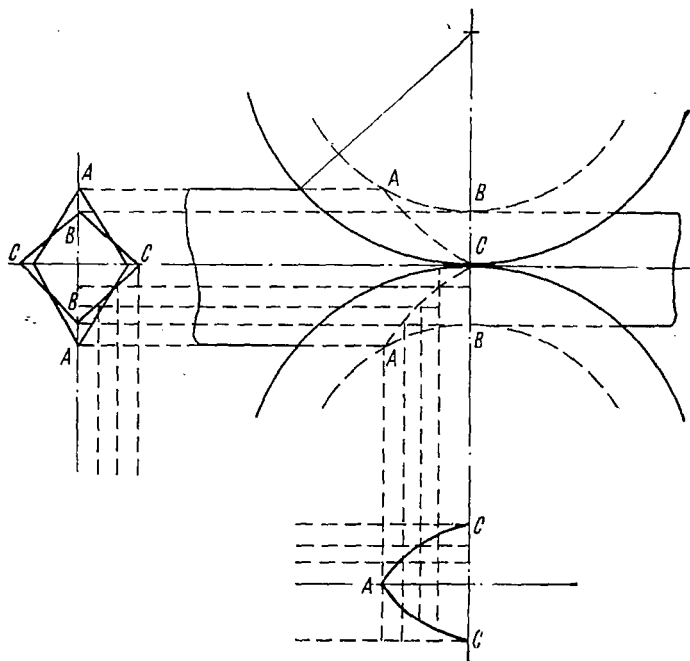


Рис. 20. Проекция очага деформации ромбической полосы при прокатке в квадратном калибре

Среднее обжатие ромбической полосы в квадратном калибре будет равно половине обжатия по диагонали:

$$\Delta h_c = \frac{\Delta h_d}{2}.$$

Тогда средняя длина очага деформации

$$l_c = \sqrt{\frac{1}{4} \Delta h_d \cdot D}. \quad (58)$$

Если же выразить площадь проекции в виде средней прямоугольной площади, равной ширине ромба после пропуска b , то

$$F = l_c \cdot b.$$

Средняя длина очага деформации l_c несколько меньше, чем l_d . Это объясняется тем, что горизонтальная проекция очага деформации (см. рис. 20) имеет сравнительно острую вершину, а не закругленную, как это должно быть у эллипса, поэтому величина l_d получается несколько больше l_c . Для практических расчетов вполне можно пользоваться величинами l_c .

Так как при прокатке ромбической полосы между абсолютными обжатиями Δh и коэффициентами деформации $1/\eta$ существуют те же соотношения, что и при прокатке полосы прямоугольного сечения, то при расчете удобней пользоваться равновеликими площадями прямоугольного сечения, у которых ширины равны горизонтальным, а высоты — половинам вертикальных диагоналей ромбов. Следовательно, до пропуска $h_0 = \frac{h_0 d}{2}$,

$b_0 = b_{0d}$, после пропуска $h_1 = \frac{h_1 d}{2}$ и $b_1 = b_{1d}$. Отсюда среднее значение коэффициента $\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}$.

Так как сечение прокатываемой полосы полностью совпадает с сечением калибра (рис. 21), то указанных данных о параметрах равновеликих полос вполне достаточно для расчета всех основных коэффициентов деформации.

Совершенно очевидно, что направление сил трения в очаге деформации вдоль прокатки ромбической полосы не отличается от направления их же при прокатке прямоугольной полосы, поэтому работа сил трения может быть определена по уравнению (33).

Из рис. 21 видно, что сила трения поперек направления прокатки $T'_в$ зависит от угла между гранями калибра и осью вала θ :

$$T'_в = f'' R, \quad \text{но} \quad R = \frac{P}{\cos \theta};$$

Отсюда

$$T'_в = \frac{f'' P}{\cos \theta}. \quad (59)$$

Заменяя силу трения T_B в уравнении (32) силой T'_B получим выражение элементарной работы при уширении ромбической полосы в квадратном калибре:

$$dA_B = 2 f'' \sigma_B \frac{l_c b_c}{\cos \theta} \cdot \frac{db}{b} \quad (60)$$

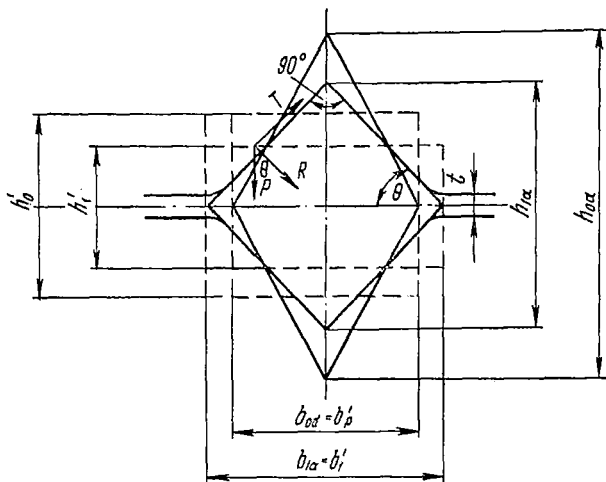


Рис. 21. Обозначение размеров и сил при прокатке ромбической полосы в квадратном калибре

После подстановки в уравнение (35) соответствующих значений из уравнений (33) и (60) и интегрирования

$$\frac{-\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{f' \sigma_l l_c}{f'' \sigma_B b_c} \cos \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)} \quad (61)$$

При $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_B} = 1,0$ имеем:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_c} \cos \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)} \quad (62)$$

Следовательно, поскольку коэффициент $1/\eta$ известен по заданию, то расчет коэффициента вытяжки не представляет трудностей.

Таблица 7. Результаты прокатки стальных полос ромбического сечения по системе ромб — ромб

| Диагонали сечения, мм | | | | D, мм | α | $\cos \theta$ | $\frac{1}{\eta}$ | λ | β | $b_0 = \frac{b_1}{\beta}$ | $\Delta b_{оп},$ мм | $\Delta b_b,$ мм | $\frac{\Delta b_r - \Delta b_{оп}}{\Delta b_r} 100\%$ |
|-----------------------|-------|----------------|-------|----------|----------|---------------|------------------|-----------|---------|---------------------------|------------------------|---------------------|---|
| до прокатки | | после прокатки | | | | | | | | | | | |
| h_0 | b_0 | h_1 | b_1 | | | | | | | | | | |
| 96,0 | 68,0 | 70,8 | 70,8 | 230 | 32° 40' | 0,707 | 1,353 | 1,306 | 1,038 | 68,0 | 2,8 | 2,8 | ± 0,0 |
| 58,0 | 48,5 | 40,0 | 52,0 | 250 | 25° 0' | 0,780 | 1,450 | 1,366 | 1,063 | 48,8 | 3,5 | 3,2 | — 8,6 |
| 40,5 | 34,5 | 28,2 | 37,3 | 250 | 19° 0' | 0,790 | 1,435 | 1,320 | 1,083 | 34,4 | 2,8 | 2,9 | + 3,5 |
| 29,4 | 25,5 | 22,4 | 27,2 | 250 | 14° 20' | 0,780 | 1,310 | 1,241 | 1,055 | 25,7 | 1,7 | 1,5 | —13,3 |
| 60,4 | 51,0 | 47,4 | 52,0 | 230 | 22° | 0,737 | 1,273 | 1,234 | 1,030 | 50,0 | 1,0 | 1,4 | +28,6 |
| 50,5 | 40,1 | 36,5 | 41,5 | 230 | 22° | 0,750 | 1,384 | 1,310 | 1,053 | 39,4 | 1,4 | 2,1 | +33,3 |
| 38,6 | 33,7 | 28,7 | 35,6 | 230 | 18° 10' | 0,750 | 1,345 | 1,275 | 1,055 | 33,8 | 1,9 | 1,8 | — 5,5 |
| 28,6 | 24,6 | 21,9 | 26,2 | 230 | 14° 40' | 0,770 | 1,306 | 1,245 | 1,050 | 24,9 | 1,6 | 1,3 | —23,1 |
| 44,8 | 45,2 | 29,4 | 47,3 | 200 | 24° 40' | 0,848 | 1,323 | 1,268 | 1,045 | 45,0 | 2,1 | 2,3 | + 8,7 |
| 29,0 | 17,1 | 21,1 | 18,6 | 200 | 17° 0' | 0,750 | 1,381 | 1,275 | 1,082 | 17,2 | 1,5 | 1,4 | — 7,1 |
| 86,0 | 64,5 | 67,0 | 67,0 | 300 | 23° 20' | 0,707 | 1,260 | 1,222 | 1,033 | 64,6 | 2,5 | 2,4 | — 4,1 |

Примечание. Величина угла захвата α определялась по диагонали:
 $\Delta b_{оп}$ и Δb_r — соответственно опытные и расчетные величины уширений.

Тогда

$$\omega_0 = \lambda \cdot \omega_1 \text{ мм}^2, \quad b_0 = \frac{2 \omega_0}{h_0} \text{ мм};$$

или

$$\Delta b = b_1 - b_0 \text{ мм.}$$

Сравнивая уширения полос, прокатанных в различных условиях, с уширениями, полученными при расчете указанным способом, видим, что опытные и рассчитанные уширения практически одинаковы (табл. 7).

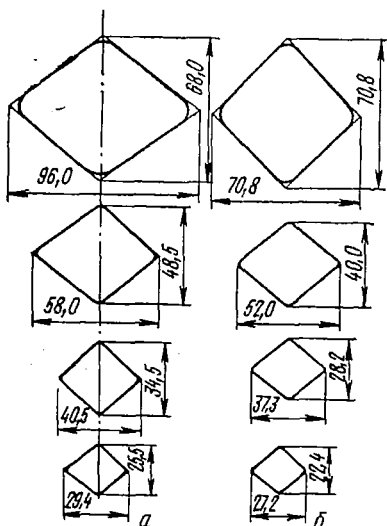


Рис. 22. Обводки прокатываемых образцов стали по системе ромб—ромб:

a — до прокатки; *b* — после прокатки

На рис. 22 приведено несколько обводок темплетов опытных образцов, используемых для сравнения в расчетах. Приведем пример расчета.

По данному меньшему квадратному калибру $50 \times 50 \text{ мм}$ рассчитаем предшествующий ему ромбический калибр. Диаметр валков $D_c = 230 \text{ мм}$. Обозначим диагонали известного квадратного калибра следующим образом: вертикальную — через $h_{1d} =$

$= 70,8 \text{ мм}$ и горизонтальную $b_1 = 70,8 \text{ мм}$ (рис. 22).

Принимая величину угла захвата $\alpha = 27^\circ$, находим абсолютное обжатие по диагонали полосы:

$$\Delta h_d = 2 D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = 2 \cdot 230 \cdot 0,055 = 25,2 \text{ мм.}$$

Следовательно, величина вертикальной диагонали прокатываемой полосы:

$$h_{0d} = h_{1d} + \Delta h = 70,8 + 25,2 = 96,0 \text{ мм.}$$

Соответственно средние размеры высот равновеликих сечений:

после пропуска

$$h'_1 = \frac{h_d}{2} = \frac{70,8}{2} = 35,4 \text{ мм.}$$

до пропуска

$$h'_0 = \frac{h_{0d}}{2} = \frac{96}{2} = 48 \text{ мм.}$$

Отсюда среднее значение коэффициента обжатия $1/\eta = 48:35,4 = 1,353$, а средняя величина обжатия $\Delta h = \Delta h_d / 2 = h'_0 - h'_1 = 48,0 - 35,4 = 12,6 \text{ мм.}$

Далее рассчитываем так же, как это было сделано выше в решении примера с прямоугольной полосой.

Угол захвата по среднему обжатию и соответствующему рабочему диаметру

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h}{2 D_r}} = \sqrt{\frac{12,6}{2 \cdot 195}} = 0,183,$$

где $D_r = 230 - 35,4 = 195 \text{ мм.}$

Длина очага деформации:

$$l_c = D_r \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = 195 \cdot 0,183 = 35,7 \text{ мм.}$$

Угол критического сечения

$$\frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{\alpha}{2 f'} \right) = 0,195, \text{ где } f' = 0,3.$$

Угол наклона граней квадрата с осью вала θ равен 45° .

Тогда

$$\cos \theta = \frac{h_1}{b_1} = 0,707.$$

По формуле (62) получаем

$$\begin{aligned} \frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} &= \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_c} \cos \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{2} \right)} = \\ &= \frac{1}{1 + \frac{35,7}{70,8} \cdot 0,707 (0,183 + 0,195)} = 0,883. \end{aligned}$$

Отсюда

$$\lg \lambda = 0,883 \cdot \lg \frac{1}{\eta} = 0,883 \cdot 0,1313 = 0,1157$$

или

$$\lambda = 1,305.$$

Следовательно, коэффициент уширения

$$\beta = \frac{1}{\eta \lambda} = \frac{1,353}{1,305} = 1,04,$$

откуда

$$b_0 = \frac{b_1}{\beta} = \frac{70,8}{1,04} = 68,0 \text{ мм.}$$

Величина абсолютного уширения

$$\Delta b = 70,8 - 68,0 = 2,8 \text{ мм,}$$

т. е. она равна опытной.

Таким образом, опыты дают основание считать, что уширение ромбической полосы при прокатке в квадратном (ромбическом) калибре пропорционально уширению соответственной, равновеликой по сечению прямоугольной полосы (с шириной, равной горизонтальной, и толщиной, равной половине вертикальной диагоналям ромба).

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЕСТИУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ ЕЕ В КВАДРАТНОМ КАЛИБРЕ

При необходимости иметь быстрое уменьшение сечения прокатываемой полосы, как например, при прокатке проволоки или мелкосортной стали, в качестве вытяжных калибров обычно применяют систему шестиугольник — квадрат.

Кроме получения достаточно высокой вытяжки, шестиугольные калибры в сочетании с квадратными имеют также преимущество в том, что при прокатке полоса шестиугольного сечения в квадратном калибре сразу же при захвате валками принимает устойчивое положение и хорошо удерживается в проводках, что значительно облегчает настройку стана и задачу полосы в валки как ручным, так и механизированным способом.

Обозначая максимальную высоту шестиугольника через h_{0a} , а ширину b_0 (рис. 23), видим, что шестиугольное сечение полосы состоит из площадей прямоугольни-

ка $(h_{0d} - b_0) \cdot b_0$ и двух равных между собой прямоугольных треугольников $0,5 b_0^2$.

Следовательно, полная площадь шестиугольника

$$\omega_{0ш} = b_0 (h_{0d} - 0,5 b_0). \quad (63)$$

Ввиду большого несоответствия сечений шестиугольника и квадрата при прокатке создаются весьма сложные условия деформации.

Из рис. 23 видно, что абсолютное обжатие Δh_d по всей ширине полосы можно считать одинаковым, но коэффициент обжатия $1/\eta$ весьма различен: в области крайних слоев он значительно больше, чем в средних.

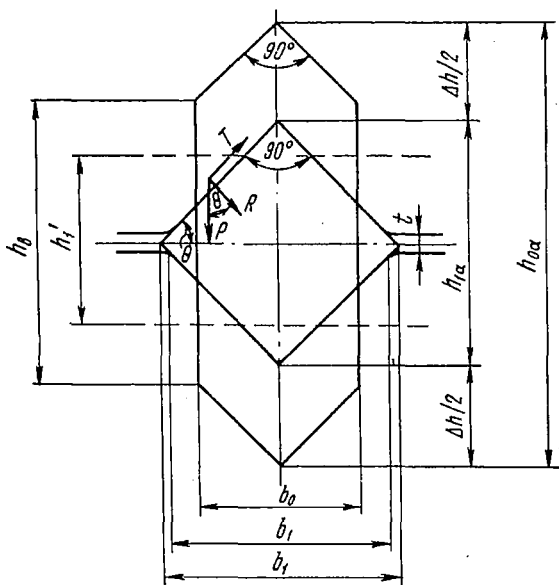


Рис. 23. Обозначение размеров и сил при прокатке шестиугольной полосы в квадратном калибре

Такое неравенство коэффициентов обжатия вызывает, очевидно, некоторое дополнительное уширение крайних слоев, хотя этому значительно препятствуют боковые стенки квадрата, имеющие уклон 45° . При расчете необходимо все это учитывать.

Так как размеры квадрата и абсолютное обжатие известны по исходным данным, то согласно рис. 23 мак-

симальная высота шестиугольника равна диагонали квадрата и величине обжатия по вертикали:

$$h_{0d} = h_{1d} + \Delta h. \quad (64)$$

Ясно, что усредненный коэффициент обжатия полосы $1/\eta$ по соотношению диагоналей или высот крайних слоев полосы получить не представляется возможным.

В связи с этим сечение шестиугольника и квадрата необходимо привести в сходственные и равновеликие площади.

Равновеликое по площади сечение квадрата

$$\omega_1 = \frac{h_1 b_1}{2} = \frac{b_1^2}{2}. \quad (65)$$

Отсюда высота равновеликого по площади сечения квадрата равна его стороне, т. е.

$$h'_1 = \frac{b_1}{\sqrt{2}} = \frac{b_1}{1,41}, \quad (66)$$

где b_1 — диагональ квадрата.

Средняя расчетная высота шестиугольной полосы до пропуска

$$h'_0 = h'_1 + \Delta h. \quad (67)$$

Следовательно, усредненный коэффициент обжатия полосы

$$\frac{1}{\eta} = \frac{h'_0}{h'_1} = \left(1 + \frac{\Delta h}{h'_1}\right). \quad (68)$$

Параметры очага деформации определяются обычным способом:

угол захвата

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h}{2 D_r}};$$

длина очага деформации

$$l_c = D \cdot \sin \frac{\alpha}{2};$$

угол критического сечения

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2 f'}\right).$$

Рассмотрим работу сил трения, действующих между контактными поверхностями при прокатке.

Сила сжатия полосы P (см. рис. 23) направлена вертикально и поэтому можно считать, что сила трения по направлению прокатки будет иметь такой же характер, как и при прокатке прямоугольной полосы.

Значительно сложнее обстоит дело с определением силы трения поперек направления прокатки, так как в этом случае направление силы трения зависит от угла θ .

Из рис. 23 видно, что $R = \frac{P}{\cos \theta}$. Отсюда сила трения $T < T_B$, т. е.

$$T_B = \frac{f'' P}{\cos \theta}. \quad (69)$$

Кроме того, легко видеть, что трение действует не по горизонтальным, а по наклонным плоскостям, которые равны двум сторонам квадрата и могут быть выражены через $b_1/\cos \theta$.

Следовательно, работа трения поперек полосы

$$dA_B = 2 f'' \sigma_B l_c b_c \frac{b_c}{\cos^2 \theta} \cdot \frac{db}{b}. \quad (70)$$

После подстановки в уравнение (35) соответствующих значений из уравнений (33) и (70) и интегрирования получим формулу для расчета коэффициента вытяжки при прокатке шестиугольной полосы в квадратном калибре:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{f' \sigma_l l_c}{f'' \sigma_B b_1} \cos^2 \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)} \quad (71)$$

или при $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_B} = 1,0$

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_1} \cos^2 \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)}. \quad (71a)$$

Фактическая ширина выходящей полосы из квадратного калибра в углах разъема валков обычно получается несколько меньше, чем горизонтальная диагональ квадрата b_1 , поэтому в уравнении (71) расчетную шири-

ну b_1 можно уменьшить на величину, определяемую разъемом валков t , а именно

$$b'_1 = b_1 - t. \quad (72)$$

Ниже приведем пример расчета.

Пример 1. Рассчитать сечение шестиугольника для прокатки квадрата сечением 22×22 мм. Диаметр валков $D=400$ мм. Угол захвата полосы валками по диагонали квадрата принимаем в пределах $21-22^\circ$. Диагональ квадрата $22 \cdot 1,41 = 31,0$ мм.

Наименьший рабочий диаметр валков $D=400-31=369$ мм. Тогда величина обжатия в вершине квадрата

$$\Delta h_d = 2D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = 2 \cdot 369 (0,019)^2 = 26,7 \text{ мм.}$$

Следовательно, максимальная высота шестиугольника

$$h_{0d} = h_{1d} + \Delta h_d = 31,0 + 26,7 = 57,7 \text{ мм.}$$

Далее определим высоты сходственных равновеликих по сечению площадей квадрата и шестиугольника.

Высота квадрата равна стороне квадрата:

$$h'_1 = \frac{b_1}{\sqrt{2}} = \frac{31}{1,41} = 22,0 \text{ мм.}$$

Высота шестиугольника

$$h'_0 = h'_1 + \Delta h' = 22,0 + 26,7 = 48,7 \text{ мм.}$$

Тогда коэффициент обжатия

$$\frac{1}{\eta} = \frac{h'_0}{h'_1} = \frac{48,7}{22,0} = 2,21.$$

Средняя длина очага деформации и отношение $\frac{\gamma}{\alpha}$ равны:

$$l_c = D_r \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = (400 - 22) \cdot 0,19 = 72 \text{ мм};$$

$$\frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{\alpha}{2f'} \right) = 0,19,$$

где $f'=0,3$.

По формуле (71 а)

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} = \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_1} \cos^2 \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)} =$$

$$\frac{1}{1 + \frac{72}{27} (0,707)^2} = 0,667,$$

где $b_1' = b_1 - \tau$ — диагональ квадрата уменьшена на величину разъема валков — τ .

Отсюда

$$\lg \lambda = 0,667 \lg \frac{1}{\eta} = 0,667 \cdot 0,345 = 0,2298$$

или

$$\lambda = 1,697.$$

Сечение шестиугольника до пропуска в квадратном калибре:

$$\omega_0 = \lambda \omega_1 = 1,697 \cdot 484 = 820 \text{ мм}^2.$$

Отсюда

$$b_0 = \frac{\omega_0}{h_0} = \frac{820}{48,7} = 16,8 \text{ мм}.$$

Пример 2. Рассчитать сечение шестиугольника для прокатки квадрата сечением $36,3 \times 36,3$ мм. Диагонали квадрата $h_{1d} = 51,0$ мм.

Диаметр валков $D = 400$ мм.

Принимаем угол захвата $\alpha = 28^\circ$.

Тогда обжатие получим:

$$\Delta h = 2 D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = 2 (400 - 51) 0,0567 = 40,0 \text{ мм}.$$

Следовательно, максимальная высота шестиугольника

$$h_{0a} = h_{1a} + \Delta h = 51 + 40 = 91 \text{ мм}.$$

Высота приведенного прямоугольника, равновеликого по сечению шестиугольнику, при прокатке его в квадратном калибре с высотой, равной стороне квадрата:

$$h_0' = h_1' + \Delta h = 36,3 + 40 = 76,3 \text{ мм}.$$

Тогда средний коэффициент обжатия

$$\frac{1}{\eta} = \frac{h'_0}{h'_1} = \frac{76,3}{36,3} = 2,10.$$

Длина очага деформации

$$l_c = D_r \sin \frac{\alpha}{2} = (400 - 36,3) \cdot 0,24 = 85,0 \text{ мм.}$$

Отношение критического угла к углу захвата

$$\frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{\alpha}{2f'} \right) = 0,265.$$

Принимаем зазор между валками $t=6,0$ мм. Уменьшая диагональ квадрата на эту величину, получим ширину калибра по горизонтали

$$b'_1 = b_{1d} - t = 51 - 6 = 45,0 \text{ мм.}$$

По уравнению (71 а)

$$\begin{aligned} \frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta}} &= \frac{1}{1 + \frac{l_c}{b_1} \cos^2 \theta \left(\frac{\alpha}{2} + \frac{\gamma}{\alpha} \right)} = \\ &= \frac{1}{1 + \frac{85}{45} (0,707)^2 (0,24 + 0,26)} = 0,680. \end{aligned}$$

Отсюда

$$\lg \lambda = 0,680 \cdot \lg 2,10 = 0,680 \cdot 0,322 = 0,218$$

или

$$\lambda = 1,652.$$

Сечение шестиугольника

$$\omega_0 = \omega_1 \lambda = 36,3 \cdot 36,3 \cdot 1,652 = 2170 \text{ мм}^2.$$

Отсюда толщина (ширина) шестиугольника и высота прямоугольной его части

$$b_0 = \frac{\omega_0}{h'_0} = \frac{2170}{76,3} = 28,4 \text{ мм};$$

$$h_0 = h_{0d} - b_0 = 91,0 - 28,4 = 62,6 \text{ мм.}$$

По полученным данным можно построить калибр шестиугольного сечения, из которого можно будет получить полосу для прокатки в данном квадратном калибре.

Методика расчета деформации квадратной полосы при прокатке в шестиугольном калибре подобна применяемой методике расчета при прокатке квадрата в ящичном калибре. Аналогичная методика рассмотрена выше при прокатке полосы на гладкой бочке.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТОВ ДЕФОРМАЦИИ ПОЛОСЫ

ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРЕ С УГЛОМ ГРАНЕЙ РАЗРЕЗЫВАЮЩЕГО ГРЕБНЯ 90° И СО СВОБОДНЫМ УШИРЕНИЕМ

Если на основании имеющихся формул не всегда можно получить данные, совпадающие с действительными даже при простом случае прокатки, то получение таких данных еще более сложно при расчете сечения полосы, прокатанной с неравномерным обжатием.

За последние годы в советской и иностранной литературе было опубликовано значительное количество исследований, посвященных деформации металла при прокатке с неравномерным обжатием по ширине полосы, однако еще много остается нерешенных вопросов.

Неравномерность деформации полосы в черновых калибрах обычно значительно больше, чем в чистовых, так как в них полоса имеет более высокую температуру и, следовательно, хорошую пластичность металла. Но поскольку, точность профиля сильно зависит от заполнения предчисловых калибров, то и исследование коэффициентов неравномерной деформации металла приобретает очень большое значение именно при прокатке полосы в черновых калибрах.

Неравномерность деформации металла по ширине полосы в основном зависит от формы калибров, конструкция которых должна отвечать требуемым очертаниям готовых профилей. Это вносит существенное изменение в характер течения металла в калибре. Поэтому метод расчета коэффициентов деформации представляет весьма сложную задачу. Решение ее усложняется еще тем, что неравномерность обжатия полос может быть самой различной. При пересчете коэффициентов деформаций

таких полос, очевидно, в каждом частном случае необходимо учитывать те особенности, которые вызываются формированием полосы в данном калибре.

Имеющиеся исследования по этому вопросу [27—30] показали, что при неравномерном обжатии по ширине полосы вытяжка ее зависит от соотношения обжимаемых в разной степени участков сечения профиля.

Рассмотрим вначале более простой случай прокатки, когда в калибре углы наклона граней разрезающего гребня к оси валка равны 90° , а обжатие полосы прямоугольного сечения происходит только по ее середине

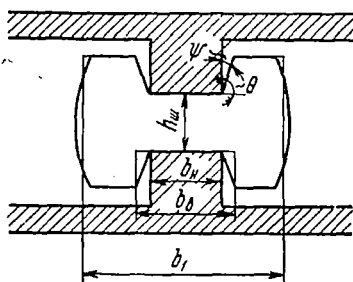


Рис. 24. Деформация металла в разрезном калибре со свободным уширением

шириной $b_{ш} = b_п$ и края ее (фланцы) совершенно не обжимаются (рис. 24). При прокатке полосы в таких калибрах со свободным уширением деформированная часть ее в сечении обычно представляет выемку трапецевидной формы, а боковые грани выпуклые. В этих случаях общее уширение полосы получается

значительно больше, чем оно получилось бы при прокатке такой же полосы в валках с гладкой бочкой за счет вынужденного уширения. Между вертикальными стенками разрезающего гребня и металлом получаются углы скоса ψ , зависящие от величины обжатия полосы. Так, при коэффициенте обжатия $1/\eta = 1,3$ угол ψ равен 7° , а при $1/\eta = 2,0$ он составил 18° . Таким образом, в результате уширения обжимаемой части полосы ширина выемки $b_в$ получается всегда больше ширины шейки $b_{ш}$.

Несмотря на то что уширение обжимаемой части полосы иногда достигает значительной величины, однако оно меньше общего уширения полосы $\Delta b = b_1 - b_0$.

Отношение $\Delta b_{ш}/\Delta b$ обычно бывает меньше единицы, что можно объяснить осадкой фланцев и значительным их изгибом.

Если бы увеличение ширины полосы при прокатке в калибре (см. рис. 24) происходило только за счет уширения обжимаемой части полосы, то можно было бы на-

писать:

$$\Delta b_{ш} = b_{ш} - b_{0 ш} = b_{0 ш} (\beta_{ш} - 1),$$

$$\Delta b = b_1 - b_0 = b_0 (\beta - 1)$$

и далее

$$h_0 b_0 (\beta - 1) = h_0 b_{0 ш} (\beta_{ш} - 1).$$

Отсюда

$$\frac{\beta - 1}{\beta_{ш} - 1} = \frac{\omega_{0 ш}}{\omega_0}.$$

Но учитывая утяжку фланцев и их изгиб:

$$\frac{\beta - 1}{\beta_{ш} - 1} = k \frac{\omega_{0 ш}}{\omega_0}, \quad (73)$$

где k — коэффициент пропорциональности.

Отсюда видно, что вынужденное уширение полосы при прокатке в разрезном калибре прежде всего зависит от соотношения неравномерно обжимаемых площадей сечения полосы. Для определения линейных размеров сечения деформированной полосы был применен принцип наименьшей энергии.

Учитывая, что при прокатке в разрезающем калибре, необжимаемые фланцы получают такую же длину, как и средняя обжимаемая часть полосы, то можно считать, что коэффициент вытяжки λ является средним (общим) для всего ее сечения.

Следовательно, полная работа деформации полосы выразится не только вытяжкой шейки, но вместе с ней и вытяжкой фланцев.

Работу, затрачиваемую на вытяжку всей полосы, можно представить следующим образом:

$$A_1 = \sigma_1 v_1 \lg \lambda. \quad (74)$$

Работа, необходимая на вытяжку только шейки, как бы условно прокатанной в валках на гладкой бочке, независимо от фланцев принимает вид:

$$A_{1 ш} = \sigma_{1 ш} \cdot V_{1 ш} \cdot \lg \lambda_{ш}. \quad (75)$$

Но поскольку вытяжка всей полосы происходит за счет вытяжки обжимаемой части полосы, то можно считать

$$A_1 = A_{1 ш}. \quad (76)$$

Подставляя полученные значения A_1 и $A_{1ш}$ в уравнение (76), имеем

$$\sigma_l V_1 \lg \lambda = \sigma_{lш} V_{1ш} \lg \lambda_{ш}. \quad (77)$$

Принимая $\sigma_l = \sigma_{lш}$, получим

$$\lg \lambda_{ш} = \frac{V_1}{V_{1ш}} \lg \lambda. \quad (78)$$

Так как

$$V_1 = \omega_1 l_1, \quad V_{1ш} = \omega_{1ш} l.$$

то

$$\lg \lambda_{ш} = \frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \cdot \lg \lambda. \quad (79)$$

Здесь σ_l и $\sigma_{lш}$ — средние напряжения при растяжениях всей полосы и обжимаемой ее части, $Мн/м^2$ ($кг/мм^2$);

V_1 и $V_{1ш}$ — объемы металла полосы и обжимаемой части, $мм^3$;

ω_1 и $\omega_{1ш}$ — площадь сечения всей полосы и обжимаемой части, $мм^2$;

l_0 и l_1 — длина полосы до и после прокатки, $мм$;

$l_c = \frac{l_0 + l_1}{2}$ — средняя длина полосы, $мм$;

λ и $\lambda_{ш}$ — коэффициенты вытяжек всей полосы и обжимаемой части.

На основании закона постоянства объема для обжимаемой части полосы

$$\lg \lambda_{ш} + \lg \beta_{ш} = \lg \frac{1}{\eta_{ш}}. \quad (80)$$

Но фактически коэффициент вытяжки должен быть не $\lambda_{ш}$, а λ (средний для шейки и фланцев). Подставив значение $\lg \lambda_{ш}$ из уравнения (79) в уравнение (80), найдем

$$\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \lg \lambda + \lg \beta_{ш} = \lg \frac{1}{\eta_{ш}}. \quad (81)$$

Решая уравнение (81) относительно λ , находим:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta_{ш}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} + \frac{\lg \beta_{ш}}{\lg \lambda}}. \quad (82)$$

Заменяя в правой части уравнения коэффициент λ на $\lambda_{ш}$ из уравнения (79) получим

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta_{ш}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1 ш}} \left(1 + \frac{\lg \beta_{ш}}{\lg \lambda_{ш}} \right)}. \quad (83)$$

Далее в уравнении (83) отношение $\frac{\lg \beta_{ш}}{\lg \lambda_{ш}}$ заменим выражением, полученным для прокатки полосы в валках с гладкой бочкой, и, приняв при этом $b_c = b_{шш}$, получим формулу

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta_{ш}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1 ш}} \left[1 + \frac{f'}{f''} \cdot \frac{\sigma_l}{\sigma_b} \cdot \frac{l_c}{b_{шш}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right) \right]}. \quad (84)$$

Теперь необходимо определить угол критического сечения полосы $\gamma_{ш}$. Совершенно очевидно, что при прокатке полосы в разрезном калибре (см. рис. 24) угол критического сечения шейки будет значительно меньше, чем угол критического сечения такой же полосы, прокатанной в валках с гладкой бочкой, так как опережение деформируемого металла в разрезном калибре будет сдерживаться еще необжимаемыми частями полосы.

В связи с этим уравнение силы опережения

$$T_{оп} = f' q b_c R \gamma_{ш} \cdot \frac{\omega_1}{\omega_{1 ш}}. \quad (85)$$

После подстановки в уравнение (48) значения $T_{оп}$.

$$q b_c R \frac{\alpha^2}{2} = f' q b_c R \left(\alpha_{ш} - 2 \frac{\omega_1}{\omega_{1 ш}} \gamma_{ш} \right). \quad (86)$$

Из этого уравнения находим

$$\frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} = \frac{\omega_{1 ш}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{ш}}{2 f'} \right). \quad (87)$$

Таким образом, при прокатке полосы в разрезном калибре угол критического сечения, в отличие от угла при прокатке прямоугольной полосы, определится также в зависимости от отношения всего сечения к обжимаемому сечению. Полученные формулы (84) и (87) позволяют рассчитывать коэффициент вытяжки λ при прокатке полосы в разрезающем калибре, когда обжатие производится лишь цилиндрической частью гребня, а боковые грани участия в обжатии не принимают. Про-

катка полосы с обжатием боковыми гранями будет рассмотрена ниже.

С целью экспериментальной проверки уравнения (84) было проведено несколько серий опытов; в общей сложности было прокатано не менее 500 образцов. Данные небольшой части опытов приведены в табл. 8. При этом в формуле (84) принимали $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_b} = 1,0$.

Опыты проводили на стане горячей прокатки с средним диаметром валков $D=375$ мм с окружной скоростью 250 об/мин. Подготовленные образцы прокатывали в разрезающих калибрах, углы граней которых к оси валка равны 90° , а ширина цилиндрической части пренебрежимо мала, 28, 18 и 8,5 мм. Опытные образцы из Ст. 2 имели прямоугольное сечение шириной 50 мм и толщиной 15, 20 и 25 мм. Температура металла перед прокаткой была в пределах $1100-1150^\circ\text{C}$.

После каждого пропуса определяли площадь поперечного сечения образца ω_1 . После прокатки полос в описанных калибрах определяли фактические коэффициенты удлинения λ_f , а λ определяли по уравнению (84).

Сравнение экспериментальных данных с расчетными (см. табл. 8) показывает хорошее совпадение значений рассматриваемых коэффициентов. Таким образом, описанная методика расчета является сравнительно простой и позволяет определять коэффициенты вытяжек с достаточной для практики точностью. При этом коэффициенты трения определяли в зависимости от температуры прокатываемого металла по кривым, приведенным на рис. 17.

Итак, зная коэффициент вытяжки λ и площадь сечения профиля после прокатки в данном калибре ω_1 , можно определить площадь сечения до прокатки $\omega_0 = \omega_1 \lambda$. Если эта площадь сечения до прокатки является прямоугольной или квадратной, то имеющихся данных уже достаточно для того, чтобы определить все ее размеры. В этом случае коэффициент обжатия можно определить из равенства $\frac{1}{h_{ш}} = \frac{h_0}{h_{1 ш}}$.

Зная h_0 , находим ширину полосы $b_0 = \frac{\omega_0}{h_0}$.

Вместе с этим можно считать, что основным критерием уширения полосы является вытесненный объем

Таблица 8. Результаты прокатки стальных полос в калибрах с углом
разрезающего гребня к оси валка 90° (диаметр валков $D=375$ мм.
Температура прокатки 1100—1150°С. Коэффициент трения $f'=f''=0,3$

| Ширина цилиндри- ческой части разрезаю- щего гребня $b_{н.ш.}$ мм | Размеры образцов до прокатки, мм | | Размеры образцов после прокатки, мм | | | | | | | $\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}}$ | l_c | $\frac{l_c}{b_{н.ш}}$ | $\frac{\alpha_{ш}}{2}$ | $\frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}}$ | $\frac{1}{\eta_{ш}}$ | λ_{ϕ} | λ | β_{ϕ} | β |
|--|---|-------|--|---------|-------|-------|------------|---------------|-------|--------------------------------|-------|-----------------------|------------------------|---------------------------------|----------------------|------------------|-----------|----------------|---------|
| | h_0 | b_0 | h_f | $h_{ш}$ | b_B | b_1 | ω_1 | $\omega_{1ш}$ | | | | | | | | | | | |
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| 28 | 15,0 | 48,7 | 13,9 | 9,7 | 32,4 | 52,1 | 625 | 271 | 2,30 | 31,2 | 1,11 | 0,085 | 0,155 | 1,545 | 1,167 | 1,161 | 1,070 | 1,120 | |
| | 15,1 | 48,8 | 14,1 | 10,1 | 32,8 | 53,0 | 626 | 283 | 2,21 | 30,5 | 1,09 | 0,082 | 0,165 | 1,495 | 1,157 | 1,155 | 1,083 | 1,090 | |
| | 20,1 | 49,2 | 18,4 | 10,8 | 37,0 | 59,1 | 840 | 302 | 2,78 | 42,0 | 1,50 | 0,112 | 0,113 | 1,851 | 1,183 | 1,186 | 1,200 | 1,185 | |
| | 20,0 | 49,1 | 18,6 | 10,0 | 39,6 | 60,0 | 826 | 280 | 2,95 | 42,8 | 1,53 | 0,116 | 0,131 | 2,000 | 1,190 | 1,186 | 1,221 | 1,233 | |
| | 20,1 | 49,1 | 18,6 | 10,7 | 37,6 | 59,3 | 843 | 300 | 2,81 | 41,8 | 1,49 | 0,113 | 0,121 | 1,870 | 1,173 | 1,177 | 1,209 | 1,205 | |
| | 25,1 | 48,6 | 23,2 | 10,4 | 44,2 | 63,9 | 1019 | 291 | 3,26 | 51,8 | 1,85 | 0,142 | 0,072 | 2,410 | 1,195 | 1,191 | 1,313 | 1,358 | |
| | 25,0 | 48,6 | 23,1 | 10,3 | 43,2 | 64,8 | 1038 | 288 | 3,61 | 51,8 | 1,85 | 0,142 | 0,072 | 2,430 | 1,172 | 1,192 | 1,332 | 1,350 | |
| 18 | 15,1 | 48,8 | 14,6 | 9,5 | 23,2 | 52,5 | 681 | 167 | 4,08 | 32,8 | 1,80 | 0,087 | 0,088 | 1,590 | 1,081 | 1,088 | 1,072 | 1,103 | |
| | 15,1 | 48,8 | 14,6 | 9,7 | 23,0 | 54,1 | 690 | 175 | 3,94 | 31,4 | 1,74 | 0,085 | 0,090 | 1,560 | 1,070 | 1,089 | 1,110 | 1,090 | |
| | 20,0 | 49,0 | 19,1 | 9,5 | 26,6 | 57,1 | 881 | 171 | 5,13 | 43,7 | 2,42 | 0,119 | 0,058 | 2,110 | 1,113 | 1,103 | 1,165 | 1,210 | |
| | 20,0 | 49,1 | 19,1 | 10,0 | 26,4 | 57,3 | 892 | 180 | 4,95 | 42,8 | 2,38 | 0,116 | 0,061 | 2,000 | 1,100 | 1,102 | 1,168 | 1,190 | |
| | 25,2 | 48,6 | 24,2 | 9,5 | 33,0 | 60,3 | 1120 | 171 | 6,57 | 53,5 | 2,97 | 0,148 | 0,038 | 2,650 | 1,094 | 1,100 | 1,242 | 1,358 | |
| | 25,0 | 48,7 | 24,1 | 9,5 | 32,8 | 61,8 | 1126 | 171 | 5,60 | 53,2 | 2,95 | 0,141 | 0,039 | 2,610 | 1,081 | 1,100 | 1,258 | 1,290 | |
| 8,5 | 15,0 | 48,8 | 14,8 | 9,2 | 11,7 | 51,8 | 705 | 78 | 9,06 | 32,4 | 3,84 | 0,090 | 0,038 | 1,630 | 1,038 | 1,036 | 1,061 | 1,068 | |
| | 15,0 | 48,7 | 14,9 | 9,2 | 11,5 | 51,5 | 711 | 78 | 9,10 | 32,6 | 3,82 | 0,090 | 0,038 | 1,630 | 1,027 | 1,036 | 1,057 | 1,063 | |
| | 15,1 | 48,8 | 15,0 | 9,3 | 11,5 | 51,3 | 713 | 79 | 9,10 | 32,6 | 3,84 | 0,090 | 0,038 | 1,625 | 1,035 | 1,037 | 1,057 | 1,060 | |
| | 20,0 | 49,0 | 18,9 | 9,3 | 13,0 | 54,5 | 935 | 83 | 11,25 | 43,2 | 5,08 | 0,118 | 0,027 | 2,150 | 1,046 | 1,038 | 1,111 | 1,135 | |
| | 20,0 | 49,0 | 19,4 | 9,0 | 13,1 | 54,2 | 956 | 76 | 12,20 | 44,8 | 5,27 | 0,123 | 0,024 | 2,292 | 1,030 | 1,034 | 1,103 | 1,151 | |
| | 20,2 | 49,0 | 19,1 | 9,4 | 13,1 | 54,7 | 942 | 80 | 11,72 | 44,4 | 5,23 | 0,120 | 0,025 | 2,172 | 1,048 | 1,040 | 1,113 | 1,133 | |

Примечание. Коэффициенты деформации λ_{ϕ} и β_{ϕ} получены экспериментальным, а λ и β — расчетным способом.

металла за пропуск. Поэтому поперечное сечение вытесненного металла за пропуск

$$\omega_B = b_H \Delta h_{ш}. \quad (88)$$

После равномерного распределения этой площади сечения по всей ширине полосы

$$\Delta h_{ср} = \frac{\omega_B}{b_1} = \frac{b_H \Delta h_{ш}}{b_1}. \quad (89)$$

Тогда средняя условная высота полосы до прокатки

$$h_{0п} = h_{1ш} + \frac{b_H \Delta h_{ш}}{b_1}. \quad (90)$$

Коэффициент уменьшения высоты при деформации этой полосы

$$\frac{1}{\eta_{п}} = \frac{h_{0п}}{h_{1ш}} = \frac{h_{1ш} + \frac{b_H \Delta h_{ш}}{b_1}}{h_{1ш}} \quad (91)$$

или

$$\frac{1}{\eta_{п}} = 1 + \frac{b_H \Delta h_{ш}}{b_1 h_{1ш}}. \quad (92)$$

Отсюда коэффициент уширения

$$\beta = \frac{1}{\eta_{п} \lambda}, \quad (93)$$

где λ определяли по уравнению (84).

Значения коэффициентов уширения, определенные по уравнению (93), приведены в табл. 8. Как видно, расчетные и опытные значения в основном совпадают.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ДЕФОРМАЦИИ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ С НАКЛОННЫМИ ГРАНЯМИ ГРЕБНЯ

Для прокатки профилей разнообразного сортамента требуются подготовительные разрезные или разгонные калибры. Разгонными в данном случае называют такие калибры, при прокатке в которых заготовки получают вынужденное уширение.

Это уширение достигается обычно неравномерным обжатием по ширине полосы. Для этого прокатку осу-

ществляют в калибрах с различными углами наклона граней разрезающих граней θ или обжимают только края полосы и т. д.

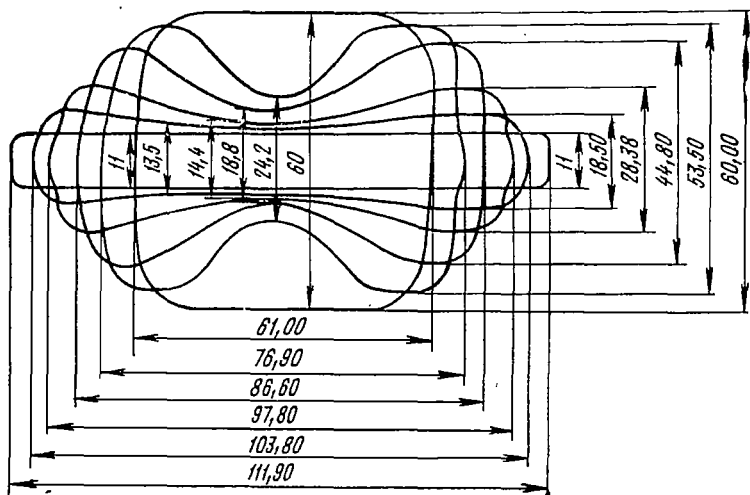


Рис. 25. Обводки темплетов после прокатки полосы в разгонных калибрах

На рис. 25 показана обводка темплетов профилей после прокатки в пяти разгонных калибрах. Из заготовки сечением 60×60 мм получена полоса шириной 112 мм и толщиной 11 мм.

Опыт показывает, что с увеличением угла наклона граней θ к горизонтали до 30° уширение резко увеличивается, а затем оно несколько уменьшается, однако оставаясь все время больше, чем уширение, полученное при прокатке таких же полос в валках с цилиндрической бочкой (рис. 26).

Максимальное вынужденное уширение

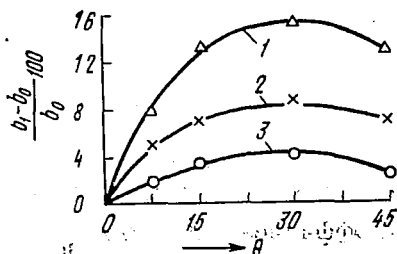


Рис. 26. Зависимость уширения от угла наклона граней разрезающего гребня калибра к горизонтали:

$$1 - \frac{1}{\eta} = 2,5; \quad 2 - \frac{1}{\eta} = 2,0; \quad 3 - \frac{1}{\eta} = 1,5$$

(см. рис. 26) получается при прокатке полосы в калибре с углом наклона разрезающего гребня около $30-40^\circ$.

Так как углы наклона граней θ влияют на течение металла при прокатке полосы, то при расчете уширения возникают дополнительные сложности. Следовательно, сначала рассмотрим случай прокатки полосы в разрезающем калибре, в котором цилиндрическая часть валка отсутствует и обжатие производится боковыми гранями клиновидного разрезающего гребня. Боковые грани гребня с осью валка образуют угол θ (рис. 27).

Точка приложения силы трения в направлении прокатки будет расположена (см. рис. 27) на линии $a-a$

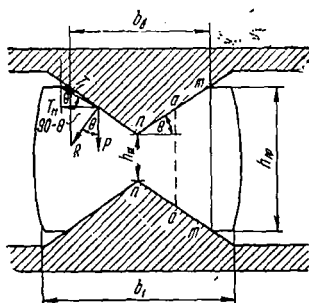


Рис. 27. Схема действующих сил при прокатке в разгонных (разрезных) калибрах

между точками n и m . Высота $a+a$ определится как средняя линия трапеции nn и mm :

$$h_{1 \text{ гр}} = \frac{h_{1 \text{ ф}} + h_{1 \text{ ш}}}{2} \text{ мм.} \quad (94)$$

Таким образом, величина $h_{1 \text{ гр}}$ является расчетной высотой обжимаемой части полосы шириной b_b . Тогда коэффициент обжатия $\frac{1}{\eta_{\text{гр}}} = \frac{h_0}{h_{1 \text{ гр}}}$, а средняя величина обжатия $\Delta h = h_0 - h_{1 \text{ гр}}$.

Величины же $\alpha_{\text{гр}}$ и $l_{\text{с.гр}}$, зависящие от этого обжатия, рассчитываются обычным способом. Обжимаемое сечение $\omega_{1 \text{ гр}}$ равно сумме площадей двух трапеций.

Поскольку силы деформации металла (давления) являются нормальными к горизонтальной плоскости (к оси валка), а силы трения направлены вдоль прокатки, то работа трения при приращении длины полосы в этом случае определится по уравнению (33), полученному для расчета ее при прокатке полос в валках на гладкой бочке.

Влияние сил трения поперек направления прокатки на уширение полосы уменьшается, так как они действуют по наклонной плоскости. Рассмотрим расположение равнодействующих этих сил на рис. 27. Из рис. 27 видно, что нормальная к плоскости сила

$$R = P \cos \theta. \quad (95)$$

Следовательно, сила трения

$$T_1 = f'' R. \quad (96)$$

После замены силы R ее значением из уравнения (95)

$$T_1 = f'' P \cdot \cos \theta. \quad (97)$$

Сопротивление этой силы трения по ширине полосы будет уменьшено в зависимости от величины угла наклона плоскостей праней гребня калибра.

$$T_{11} = T_1 \cdot \cos \theta. \quad (98)$$

После замены силы T_1 ее значением из уравнения (97)

$$T_{11} = f'' P \cdot \cos^2 \theta. \quad (99)$$

Тогда работа трения при уширении полосы

$$A_{н. гр} = 2 f'' \sigma_b V_{гр} \cos^2 \theta \frac{b_b}{h_{1 гр}} \lg \beta. \quad (100)$$

Следовательно, в уравнение (100), в отличие от уравнения (34), полученного для определения работы трения при прокатке полосы в валках с гладкой бочкой, добавляется еще множитель $\cos^2 \theta$.

Тогда на основании закона наименьшей энергии [см. уравнение (38)] имеем:

$$\frac{\lg \beta_{\text{гр}}}{\lg \lambda_{\text{гр}}} = \frac{f' \sigma_l l_{\text{с. гр}}}{f'' \sigma_{\text{в}} b_{\text{гр}} \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{\text{гр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} \right). \quad (101)$$

Решая уравнение (101) совместно с уравнением постоянства объема относительно $\lg \lambda / \lg \frac{1}{\eta_{\text{гр}}}$ [см. уравнение (38)], получим:

$$\frac{\lg \lambda}{\lg \frac{1}{\eta_{\text{гр}}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_1 \text{ гр}} \left[1 + \frac{f' \sigma_l l_{\text{с. гр}}}{f'' \sigma_{\text{в}} b_{\text{гр}} \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{\text{гр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} \right) \right]}, \quad (102)$$

где

$$\omega_1 \text{ гр} = b_{\text{гр}} \cdot h_{\text{гр}}; \quad b_{\text{гр}} = b_{\text{в}} - b_{\text{н}}.$$

Приняв во внимание, что отношение $\gamma_{\text{гр}}/\alpha_{\text{гр}}$, так же как при прокатке в разрезающих калибрах, зависит от $\omega_{\text{гр}}/\omega_1$, определяем его по формуле (87):

$$\frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} = \frac{\omega_{\text{гр}}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{гр}}}{2 f'} \right).$$

Таким образом, уравнение (102) является основной формулой для определения коэффициентов вытяжек λ при прокатке полосы в клиновидных калибрах (рис. 27) с обжатием ее только гранями гребня при любом угле наклона от 0 до 90°.

Теперь рассмотрим деформацию металла в калибре, в котором полоса подвергается обжатию как цилиндрической частью, так и наклонными гранями гребня (рис. 28).

В этом случае коэффициент вытяжки λ определяли в два этапа. Сначала определяем коэффициент вытяжки λ_1 , предполагая, что при прокатке полоса обжимается только цилиндрической частью гребня. Для этого использовали формулу (84):

$$\frac{\lg \lambda_1}{\lg \frac{1}{\eta_{\text{ш}}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_1 \text{ ш}} \left[1 + \frac{f' \sigma_l l_{\text{ш}}}{f'' \sigma_{\text{в}} b_{\text{н}}} \left(\frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} \right) \right]},$$

где

$$\frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} = \frac{\omega_1 \text{ ш}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{ш}}}{2 f'} \right).$$

После этого определяем вытяжку λ_{11} , предполагая что полоса обжимается только наклонными гранями гребня. В этом случае использовали уравнение (102), выведенное для определения коэффициента вытяжки при прокатке полосы в клиновидном разрезающем

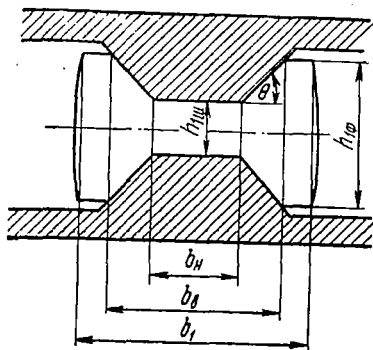


Рис. 28. Деформация металла в разрезном калибре с наклонными гранями гребня под углом θ со свободным уширением

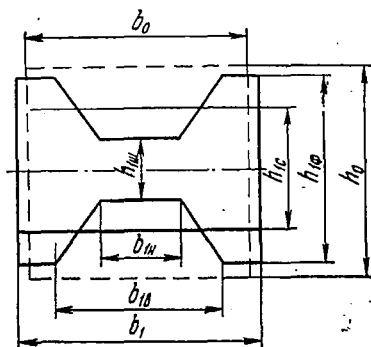


Рис. 29. Сечение полосы после прокатки квадратной заготовки в разрезном калибре

калибре (см. рис. 27). При этом отношение $\gamma_{гр}/\alpha_{гр}$ определяли с учетом отношений сечений полосы $\omega_1/\omega_{гр}$.

Полную вытяжку полосы определяли:

$$\lg \lambda = \lg \lambda_1 + \lg \lambda_{11} \quad (103)$$

или

$$\lambda = \lambda_1 \cdot \lambda_{11}.$$

С целью проверки указанных выше уравнений были проведены опыты.

Сравнение опытных данных с расчетными (табл. 9) показало, что между ними имеется весьма хорошее совпадение.

При расчете было принято, что $f'\delta_i = f'\delta_v$.

Таким образом, описанная методика позволяет определять коэффициенты вытяжек с достаточной для практики точностью при сравнительно большом разнообразии разрезающих и разгонных калибров, как с наклонными гранями, так и без них.

Таблица 9. Результаты прокатки стальных полос в калибрах с углами граней
разрезающего гребня к оси валка 8, 15, 30 и 45°С (диаметр валков $D=375$ мм,
температура прокатки 1100—1150°С, коэффициент трений $f'=f''=0,3$)

| Ширина цилиндри- ческой части бур- тика b_H , мм | Угол на- клона гра- ни к оси ва- лка θ° | Размеры полосы, мм | | | | | | | | | | $\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}}$ |
|---|---|--------------------|-------|------------|----------------|---------|-------|-------|------------|---------------|----------------|--------------------------------|
| | | до прокатки | | | после прокатки | | | | | | | |
| | | h_0 | b_0 | ω_0 | h_f | $h_{ш}$ | b_B | b_1 | ω_1 | $\omega_{1ш}$ | $\omega_{гр.}$ | |
| 0 | $\cos^2\theta=1,0$ | 15,0 | 48,8 | 732 | 14,5 | 11,9 | 27,8 | 49,4 | 630 | — | 368 | — |
| | | 15,0 | 48,8 | 732 | 14,7 | 11,5 | 28,7 | 49,5 | 631 | — | 376 | — |
| | | 19,8 | 49,0 | 972 | 18,8 | 12,8 | 46,2 | 52,0 | 838 | — | 730 | — |
| | | 19,8 | 49,0 | 972 | 18,9 | 12,5 | 48,8 | 51,9 | 824 | — | 768 | — |
| | | 24,3 | 49,0 | 1190 | 21,1 | 13,4 | 53,3 | 52,3 | 920 | — | 920 | — |
| | | 24,3 | 49,0 | 1190 | 21,0 | 13,2 | 52,8 | 52,8 | 906 | — | 906 | — |
| 8,3 | $\cos^2\theta=0,92$ | 14,9 | 48,6 | 724 | 14,6 | 10,7 | 22,5 | 50,6 | 678 | 88 | 180 | 7,72 |
| | | 14,9 | 48,6 | 724 | 14,7 | 10,8 | 22,7 | 50,1 | 673 | 89 | 184 | 7,58 |
| | | 19,7 | 49,0 | 965 | 19,0 | 11,1 | 34,2 | 53,2 | 844 | 92 | 390 | 9,18 |
| | | 19,7 | 48,8 | 960 | 19,1 | 11,6 | 34,5 | 52,6 | 840 | 96 | 402 | 8,77 |
| | | 23,4 | 49,4 | 1156 | 21,9 | 11,3 | 47,8 | 55,5 | 911 | 94 | 657 | 10,00 |
| | | 23,3 | 49,0 | 1141 | 21,8 | 10,9 | 49,1 | 55,7 | 903 | 90 | 669 | 10,00 |
| 8,3 | $\cos^2\theta=0,75$ | 14,9 | 48,6 | 724 | 14,6 | 10,2 | 14,9 | 50,7 | 690 | 85 | 82 | 8,12 |
| | | 14,9 | 48,6 | 724 | 14,7 | 10,4 | 14,5 | 50,6 | 694 | 86 | 78 | 8,10 |
| | | 19,2 | 49,0 | 941 | 18,7 | 11,1 | 21,5 | 53,0 | 877 | 92 | 197 | 9,53 |
| | | 19,3 | 49,0 | 941 | 18,8 | 11,0 | 21,9 | 53,2 | 880 | 91 | 202 | 9,67 |
| | | 24,2 | 48,8 | 1183 | 23,2 | 11,4 | 31,7 | 56,7 | 1080 | 94 | 406 | 11,50 |
| | | 24,2 | 49,0 | 1183 | 23,1 | 11,2 | 31,9 | 56,9 | 1085 | 93 | 413 | 11,71 |
| 5,6 | $\cos^2\theta=0,49$ | 15,0 | 49,0 | 735 | 14,8 | 10,2 | 10,2 | 50,4 | 711 | 57 | 57,6 | 12,45 |
| | | 15,0 | 49,2 | 738 | 14,8 | 10,1 | 10,1 | 50,9 | 716 | 57 | 56,0 | 12,56 |
| | | 19,2 | 49,2 | 945 | 18,8 | 11,0 | 13,8 | 52,3 | 907 | 62 | 122 | 14,60 |
| | | 19,2 | 49,2 | 945 | 18,9 | 11,1 | 13,4 | 52,1 | 910 | 62 | 117 | 14,65 |
| | | 25,0 | 48,8 | 1220 | 24,6 | 11,2 | 19,4 | 53,7 | 1155 | 63 | 248 | 18,40 |
| | | 25,0 | 48,5 | 1212 | 24,4 | 9,72 | 20,31 | 54,5 | 1140 | 54 | 251 | 21,20 |

| Ширина цилиндрической части буртика b_H , мм | Угол наклона грани к оси валка φ° | $\frac{e_1}{e_{ГР}}$ | $h_{ГР}$ | $\frac{a_{Ш}}{2}$ | $l_{Ш}$ | $\frac{\gamma_{Ш}}{a_{Ш}}$ | $\frac{a_{ГР}}{2}$ | $l_{ГР}$ | $\frac{\gamma_{ГР}}{a_{ГР}}$ | $\frac{l_{Ш}}{b_H}$ | $\frac{l_{ГР}}{b_{ГР}}$ | $\frac{1}{\eta_{Ш}}$ | $\frac{1}{\eta_{ГР}}$ | λ_Φ | λ_p |
|--|--|----------------------|----------|-------------------|---------|----------------------------|--------------------|----------|------------------------------|---------------------|-------------------------|----------------------|-----------------------|----------------|-------------|
| 0 | $\cos^2\theta=1,0$ | 1,85 | 13,20 | — | — | — | 0,049 | 18,3 | 0,233 | — | 0,660 | — | 1,136 | 1,076 | 1,060 |
| | | 1,81 | 13,10 | — | — | — | 0,050 | 18,8 | 0,232 | — | 0,657 | — | 1,143 | 1,074 | 1,061 |
| | | 1,15 | 15,80 | — | — | — | 0,073 | 27,4 | 0,287 | — | 0,594 | — | 1,251 | 1,160 | 1,174 |
| | | 1,07 | 15,70 | — | — | — | 0,074 | 27,4 | 0,303 | — | 0,568 | — | 1,260 | 1,180 | 1,191 |
| | | 1,00 | 17,25 | — | — | — | 0,097 | 36,4 | 0,320 | — | 0,633 | — | 1,408 | 1,295 | 1,305 |
| | | 1,00 | 17,10 | — | — | — | 0,098 | 36,7 | 0,320 | — | 0,695 | — | 1,420 | 1,315 | 1,313 |
| 8,3 | $\cos^2\theta=0,92$ | 3,75 | 12,65 | 0,075 | 28,1 | 0,0485 | 0,055 | 20,7 | 0,113 | 3,39 | 1,460 | 1,392 | 1,178 | 1,063 | 1,067 |
| | | 3,65 | 12,75 | 0,074 | 27,7 | 0,0495 | 0,054 | 20,1 | 0,118 | 3,34 | 1,400 | 1,380 | 1,163 | 1,075 | 1,066 |
| | | 2,16 | 15,05 | 0,107 | 40,2 | 0,0333 | 0,076 | 29,6 | 0,171 | 4,84 | 1,140 | 1,773 | 1,303 | 1,142 | 1,146 |
| | | 2,09 | 15,35 | 0,104 | 39,0 | 0,0361 | 0,079 | 28,5 | 0,179 | 4,70 | 1,085 | 1,700 | 1,283 | 1,140 | 1,137 |
| | | 1,43 | 16,60 | 0,127 | 47,7 | 0,0290 | 0,095 | 35,7 | 0,237 | 5,76 | 0,905 | 2,100 | 1,410 | 1,232 | 1,279 |
| | | 1,35 | 16,35 | 0,128 | 48,2 | 0,0285 | 0,097 | 36,3 | 0,252 | 5,80 | 0,890 | 2,139 | 1,425 | 1,265 | 1,268 |
| 8,3 | $\cos^2\theta=0,75$ | 8,42 | 12,40 | 0,079 | 29,7 | 0,0456 | 0,058 | 21,6 | 0,0462 | 3,58 | 3,27 | 1,460 | 1,200 | 1,049 | 1,049 |
| | | 8,90 | 12,55 | 0,077 | 29,1 | 0,0457 | 0,055 | 20,8 | 0,0462 | 3,51 | 3,36 | 1,432 | 1,188 | 1,043 | 1,045 |
| | | 4,45 | 14,90 | 0,104 | 39,0 | 0,0395 | 0,034 | 31,5 | 0,0810 | 4,71 | 2,39 | 1,730 | 1,288 | 1,072 | 1,074 |
| | | 4,35 | 14,90 | 0,105 | 39,5 | 0,0390 | 0,035 | 31,8 | 0,0810 | 4,77 | 2,34 | 1,755 | 1,295 | 1,070 | 1,077 |
| | | 2,67 | 17,30 | 0,130 | 48,8 | 0,0248 | 0,096 | 36,0 | 0,1270 | 5,89 | 1,53 | 2,120 | 1,400 | 1,097 | 1,127 |
| | | 2,63 | 17,35 | 0,131 | 49,3 | 0,0252 | 0,096 | 36,0 | 0,1260 | 5,94 | 1,55 | 2,160 | 1,393 | 1,096 | 1,150 |
| 5,6 | $\cos^2\theta=0,49$ | 12,30 | 12,50 | 0,080 | 30,0 | 0,0297 | 0,058 | 21,7 | 0,0332 | 5,37 | 4,72 | 1,470 | 1,200 | 1,033 | 1,037 |
| | | 12,81 | 12,45 | 0,081 | 30,3 | 0,0297 | 0,058 | 21,8 | 0,0318 | 5,42 | 4,85 | 1,485 | 1,205 | 1,031 | 1,030 |
| | | 7,42 | 14,90 | 0,104 | 39,2 | 0,0253 | 0,074 | 27,5 | 0,0507 | 7,00 | 3,35 | 1,746 | 1,290 | 1,040 | 1,040 |
| | | 7,77 | 15,00 | 0,104 | 39,0 | 0,0253 | 0,075 | 28,0 | 0,0483 | 6,98 | 3,59 | 1,730 | 1,281 | 1,038 | 1,038 |
| | | 4,67 | 17,90 | 0,136 | 51,0 | 0,0146 | 0,097 | 36,5 | 0,0710 | 9,12 | 2,64 | 2,230 | 1,395 | 1,055 | 1,056 |
| | | 4,65 | 17,05 | 0,143 | 53,7 | 0,0126 | 0,103 | 38,5 | 0,0718 | 9,60 | 2,64 | 2,580 | 1,463 | 1,062 | 1,062 |

Примечание. Коэффициенты вытяжки λ_Φ и λ_p получены соответственно экспериментальным и расчетным способом.

Так как расчет калибров обычно производится начиная от чистового профиля к черновому, то сечение полосы после прокатки ω_1 является уже известной величиной.

Поэтому если сечение ω_1 превратить в равновеликое по площади с шириной, равной ширине профиля, то средняя высота полосы

$$h_{1\text{ ср}} = \frac{\omega_1}{b_1}.$$

Тогда, если высота прямоугольной или квадратной полосы до пропуска была известна по заданию, то средний коэффициент уменьшения высоты полосы (рис. 29) определяется из равенства

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \frac{h_0}{h_{1\text{ ср}}}.$$

Следовательно,

$$\beta = \frac{1}{\eta_{\text{ср}} \cdot \lambda}, \quad b_0 = \frac{b_1}{\beta}.$$

ПРОКАТКА ФЛАНЦЕВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Уширение свободное

Предположим, что фланцевые заготовки прокатывают в калибре двутаврового сечения (рис. 30). На этом рисунке пунктирными линиями показан профиль до прокатки, а сплошными — после прокатки.

Задача состоит в определении всех необходимых размеров профиля до пропуска, если известно сечение полосы после пропуска. При этом размеры предыдущего разрезающего гребня и величина обжатия Δh в данном пропуске должны быть известны по заданию.

Расчет проводим в два этапа.

Во-первых, рассчитываем коэффициент вытяжки λ_1 , который получился бы при обжатии только шейки профиля, без обжатия полосы боковыми гранями гребня.

По уравнению (84), приняв $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_B} = 1,0$, имеем

$$\lg \frac{\lambda_1}{\eta_{ш}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1 ш}} \left[1 + \frac{l_{ш}}{b_n} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right) \right]}$$

где

$$\frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} = \frac{\omega_{1 ш}}{2 \omega_1} \left(1 + \frac{\alpha_{ш}}{2 f'} \right).$$

Во-вторых, рассчитаем коэффициент вытяжки λ_{11} , который получился бы при обжатии полосы наклонны-

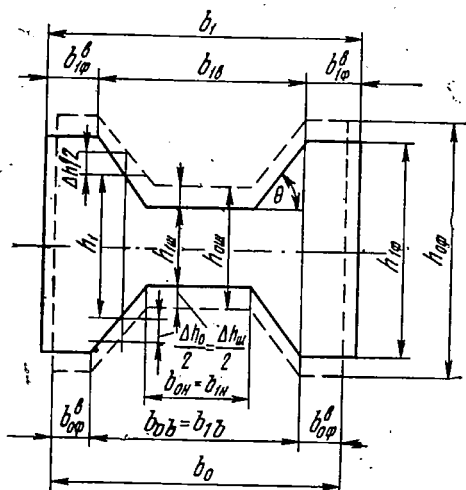


Рис. 30. Схема формоизменения фланцевой заготовки после прокатки в фланцевом калибре

ми (боковыми) гранями гребня, без обжатия шейки. По уравнению (102) имеем:

$$\lg \frac{\lambda_{11}}{\eta_{гр}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1 гр}} \left[1 + \frac{l_{с. гр}}{b_{гр} \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{гр}}{2} + \frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}} \right) \right]}$$

Ниже дается методика расчета величин, входящих в это уравнение:

$$\omega_{1 гр} = h_{1 гр} (b_в - b_n),$$

где

$$h_{1 \text{ гр}} = \frac{h_{1 \text{ ш}} + h_{1 \text{ ф}}}{2}.$$

Среднюю высоту $h_{1 \text{ гр}}$ трапециевидного участка (см. рис. 30), образованного наклонными плоскостями профиля, определяли как среднюю линию трапеции.

Если в одном калибре осуществляется несколько проходов, как это часто делается при прокатке в клетях с подъемным верхним валком, то величина вертикального обжатия наклонными гранями гребня также равна обжатию шейки: $\Delta h_{\text{гр}} = \Delta h_{\text{ш}}$.

Тогда

$$h_{0 \text{ гр}} = h_{1 \text{ гр}} + \Delta h_{\text{ш}} = h_{1 \text{ гр}} + \Delta h_{\text{гр}}.$$

Отсюда

$$\frac{1}{\eta_{\text{гр}}} = \frac{h_{1 \text{ гр}} + \Delta h_{\text{гр}}}{h_{1 \text{ гр}}}. \quad (104)$$

Все остальные величины определяли обычным способом:

$$l_{\text{гр}} = \sqrt{\Delta h_{\text{гр}} R}; \quad \sin \frac{\alpha_{\text{гр}}}{2} \sqrt{\frac{\Delta h_{\text{гр}}}{2 D}};$$

$$b_{1 \text{ гр}} = b_{1 \text{ в}} - b_{\text{н}}; \quad \omega_{\text{гр}} = h_{1 \text{ гр}} \cdot b_{1 \text{ гр}};$$

$$\frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} = \frac{\omega_{1 \text{ гр}}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{гр}}}{2 f'} \right).$$

Подставляя эти значения в приведенную выше формулу (102), определяли коэффициент λ_{11} .

Общий коэффициент вытяжки полосы λ равен:

$$\lg \lambda = \lg \lambda_1 + \lg \lambda_{11} \quad \text{или} \quad \lambda = \lambda_1 \cdot \lambda_{11}.$$

Следовательно, сечение полосы до прокатки

$$\omega_0 = \lambda \cdot \omega_1 \text{ мм}^2.$$

Однако для полного решения задачи необходимо определить по крайней мере еще одну величину: либо уширение полосы, либо высоту фланца.

При прокатке фланцевых профилей большое влияние на формоизменение полосы оказывают необжимаемые части ее фланцев, которые значительно уменьшают вытяжку шейки и увеличивают ее уширение. Следовательно,

уширение полосы так же зависит, как и ее вытяжка, от отношения сечений различно обжимаемых частей полосы. Решить вопрос об уширении полосы не решив вопроса о вытяжке весьма сложно. Вытяжку же полосы данным методом оказалось возможным определить независимо от уширения. Таким образом, после определения частных коэффициентов вытяжек λ_1 и λ_{11} стало возможно рассчитать и уширение полосы.

Расчет уширения производили так же, как и расчет вытяжек, в два этапа. Во-первых, рассчитывали коэффициент уширения полосы β_1 при обжатии только шейки и, во-вторых, β_{11} при обжатии только фланцев гранями гребня.

Для расчета коэффициентов уширения при прокатке прямоугольной полосы выше приведено уравнение (38). Применительно к обжатию шейки профиля (приняв шейку за прямоугольную полосу) это уравнение принимает вид:

$$\frac{\lg \beta_{ш}}{\lg \lambda_{ш}} = \frac{l_{ш}}{b_{ш}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right).$$

Но согласно уравнению (79)

$$\lg \lambda_{ш} = \frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \cdot \lg \lambda.$$

Следовательно, при $\frac{f' \sigma_l}{f'' \sigma_B}$

$$\frac{\lg \beta_{ш}}{\lg \lambda_1} = \frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \cdot \frac{l_{ш}}{b_{ш}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right),$$

Однако совершенно очевидно, что коэффициент β_1 для всей ширины полосы будет меньше во столько раз, во сколько ширина шейки $b_{ш}$ меньше всей ширины полосы b_1 , т. е. $b_1/b_{ш}$. Следовательно, если отнести $\beta_{1ш}$ ко всей ширине полосы, то

$$\frac{\lg \beta_1}{\lg \lambda_1} = \frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \cdot \frac{b_{ш}}{b_1} \cdot \frac{l_{ш}}{b_{ш}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right), \quad (105)$$

где $\omega_1 = h_{1cp} \cdot b_1$ — полное сечение полосы после пропуска;
 $\omega_{1ш} = h_{1ш} \cdot b_{ш}$ — сечение шейки после пропуска.

Отсюда

$$h_{1cp} = \frac{\omega_1}{b_1}.$$

После подстановки этих значений в уравнение (105)

$$\frac{\lg \beta_1}{\lg \lambda_1} = \frac{h_{1 \text{ ср}}}{h_{1 \text{ ш}}} \cdot \frac{l_{\text{ш}}}{b_{11}} \left(\frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} \right). \quad (106)$$

Итак, по формуле (106) подсчитывали уширение полосы в результате обжатия только ее шейки. Аналогичным же образом рассчитывали коэффициент уширения β_{11} , получающийся в результате обжатия полосы только гранями пренбня, по уравнению (107):

$$\frac{\lg \beta_{11}}{\lg \lambda_{11}} = \frac{h_{1 \text{ ср}}}{h_{1 \text{ гр}}} \cdot \frac{l_{\text{гр}}}{b_{\text{гр}} \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{\text{гр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} \right). \quad (107)$$

Общий коэффициент уширения полосы:

$$\lg \beta = \lg \beta_1 + \lg \beta_{11} \quad (108)$$

$$\text{или } \beta = \beta_1 \cdot \beta_{11}.$$

Далее определяли средний коэффициент уменьшения высоты полосы:

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \lambda_1 \cdot \beta;$$

затем находим

$$h_{0 \text{ ср}} = \frac{1}{\eta_{\text{ср}}} \cdot h_{1 \text{ ср}}.$$

Следовательно:

$$b_0 = \frac{\lambda \omega_1}{h_{0 \text{ ср}}} = \frac{\omega_0}{h_{0 \text{ ср}}}.$$

Таким образом, все необходимые размеры полосы до прокатки определены.

С целью экспериментальной проверки указанных методов было прокатано большое количество образцов фланцевых профилей со свободным уширением и с различной толщиной фланцев. Прокатку осуществляли в одном калибре несколько раз. Перед каждым проходом зазор между валками изменяли на заданную величину $\Delta h_{\text{ш}}$, а после прохода определяли площадь поперечного сечения образцов ω_1 . Зная размеры сечения полосы до и после прохода, определяли фактические коэффициенты деформации полосы за проход по формулам

$$\lambda = \frac{\omega_0}{\omega_1} \text{ и } \beta = \frac{b_1}{b_0}.$$

Сравнение экспериментальных данных с расчетными (табл. 10) показало хорошее совпадение значений коэффициентов $\lambda_{расч}$ и $\lambda_{факт}$, $\beta_{расч}$ и $\beta_{факт}$.

Из многочисленных опытов следует также, что средний коэффициент уменьшения высоты $1/\eta_{ср}$ находится в определенной зависимости от коэффициента $1/\eta_{ш}$. При этом фактором, определяющим зависимость между этими

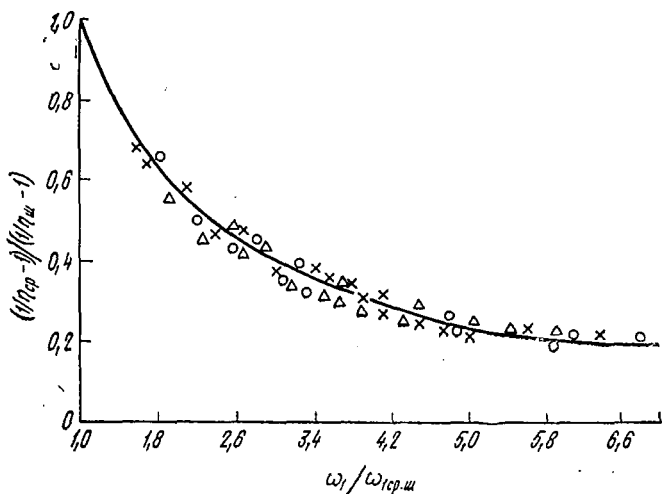


Рис. 31. Зависимость коэффициентов уменьшения высоты полосы $1/\eta$ от соотношения различно обжимаемых сечений по ее ширине $\omega_1/\omega_{1ср.ш}$

коэффициентами, является отношение площадей сечения полосы ω_1 и ее шейки $\omega_{1ср.ш}$. Поэтому, кроме изложенного выше способа, для определения среднего коэффициента $1/\eta_{ср}$ можно пользоваться кривой (рис. 31), построенной на основании экспериментальных данных.

На рис. 31 видно, что опытные данные по формоизменению фасонных профилей и полос в калибрах с разными углами граней разрезающего гребня и с различными коэффициентами уменьшения высоты находятся около этой кривой. Кривая пересекает ось ординат при значениях $\frac{1}{\eta_{ср}} - 1/\eta_{ш} - 1 = 1,0$, что соответствует прокатке на гладкой бочке.

Таблица 10. Результаты прокатки фланцевых профилей в калибрах

| Размеры образцов до и после прокатки, мм | | | | | | $\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}}$ | $\frac{\omega_1}{\omega_{1гр}}$ | $\frac{l_{ош}}{b_H}$ | $\frac{l_{гр}}{b_{гр}}$ | $\frac{\alpha_{ш}}{2}$ |
|--|----------|---------------------------------------|-------|----------|------------|--------------------------------|---------------------------------|----------------------|-------------------------|------------------------|
| $h_{оф}$ | $h_{ош}$ | $\frac{h_{огр} = h_{оф} + h_{ош}}{2}$ | b_1 | $b_{1в}$ | ω_1 | | | | | |
| Ширина буртика $b_H = 13$ мм; | | | | | | | | | | |
| 35,2 | 35,2 | — | 35,8 | — | 1260 | — | — | — | — | — |
| 33,6 | 24,0 | 28,80 | 39,1 | 22,0 | 1148 | 3,67 | 4,43 | 2,54 | 2,78 | 0,170 |
| 32,8 | 15,9 | 24,35 | 42,0 | 28,0 | 1030 | 4,98 | 2,82 | 2,14 | 1,84 | 0,144 |
| 31,2 | 10,6 | 20,90 | 44,0 | 31,5 | 943 | 6,82 | 2,43 | 1,74 | 1,20 | 0,116 |
| 29,8 | 19,8 | — | 34,0 | 22,2 | 838 | — | — | — | — | — |
| 28,3 | 13,5 | 20,90 | 36,7 | 26,3 | 747 | 4,26 | 2,69 | 1,91 | 1,84 | 0,127 |
| 27,1 | 9,8 | 18,45 | 39,1 | 30,1 | 687 | 5,40 | 2,17 | 1,45 | 1,09 | 0,097 |
| 29,0 | 19,5 | — | 32,7 | 22,1 | 780 | — | — | — | — | — |
| 27,5 | 14,0 | 20,75 | 35,9 | 26,3 | 726 | 3,98 | 2,63 | 1,76 | 1,70 | 0,118 |
| 26,4 | 11,4 | 18,90 | 37,1 | 28,5 | 687 | 4,50 | 2,27 | 1,21 | 1,01 | 0,081 |
| 33,9 | 24,0 | — | 38,9 | 22,0 | 1146 | — | — | — | — | — |
| 31,8 | 15,9 | 23,85 | 42,0 | 27,0 | 1020 | 4,98 | 3,05 | 2,17 | 1,96 | 0,145 |
| 29,8 | 10,6 | 20,2 | 45,0 | 31,5 | 915 | 6,62 | 2,44 | 1,75 | 1,19 | 0,017 |
| Ширина буртика $b_H = 19$ мм; | | | | | | | | | | |
| 39,4 | 24,9 | — | 39,7 | 21,3 | 1287 | — | — | — | — | — |
| 38,4 | 18,9 | 28,65 | 42,8 | 25,3 | 1212 | 3,37 | 6,75 | 1,27 | 3,72 | 0,124 |
| 36,8 | 14,5 | 25,65 | 44,6 | 26,6 | 1130 | 4,10 | 5,80 | 1,08 | 2,64 | 0,106 |

При этом коэффициент обжатия $1/\eta_{ш}$ принимали по максимальному обжатию цилиндрической части разрезающего гребня или шейки фланцевого профиля. Сечение шейки подсчитывали как произведение высоты шейки на среднюю ширину гребня:

$$\omega_1 \text{ ср. ш.} = h_{1ш} \cdot b_{\text{ср. ш.}}$$

где

$$b_{\text{ср. ш.}} = \frac{b_в + b_H}{2}$$

При помощи кривой (см. рис. 31), зная $\omega_1/\omega_{1\text{ср.ш}}$ и $1/\eta_{ш}$, можно определить средний коэффициент уменьшения высоты полосы $1/\eta_{\text{ср}}$ при прокатке в калибрах со свободным уширением. Рассчитав коэффициент вытяжек λ вышеизложенными методами, определяли коэффициент свободного уширения полосы по формуле

$$\beta = \frac{1}{\eta_{\text{ср}} \lambda}$$

со свободным уширением (материал свинец. Диаметр валков $D = 194$ мм, коэффициент трения $f' = f'' = 0,25$)

| $\frac{\alpha_{гр}}{2}$ | $\frac{\gamma_{ш}}{\pi_{ш}}$ | $\frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}}$ | $\frac{l}{\eta_{ш}}$ | $\frac{l}{\eta_{гр}}$ | $\lambda_{\text{факт}}$ | $\beta_{\text{факт}}$ | $\frac{l}{\eta_{ф}}$ | $\lambda_{\text{расч.}}$ | $\beta_{\text{расч.}}$ | $\frac{l}{\eta_{\text{ср}}} = \beta_{\text{р.}} \cdot \alpha_{\text{р}}$ |
|--|------------------------------|-----------------------------------|----------------------|-----------------------|-------------------------|-----------------------|----------------------|--------------------------|------------------------|--|
| угол $\theta = 46^\circ 40'$; $\cos^2 \theta = 0,686$ | | | | | | | | | | |
| 0,128 | 0,060 | 0,064 | 1,465 | 1,222 | 1,096 | 1,090 | 1,198 | 1,092 | 1,090 | 1,191 |
| 0,148 | 0,042 | 0,071 | 1,510 | 1,330 | 1,110 | 1,073 | 1,200 | 1,100 | 1,110 | 1,220 |
| 0,120 | 0,040 | 0,107 | 1,500 | 1,250 | 1,093 | 1,048 | 1,145 | 1,111 | 1,061 | 1,178 |
| 0,130 | 0,058 | 0,089 | 1,467 | 1,300 | 1,120 | 1,079 | 1,212 | 1,126 | 1,083 | 1,218 |
| 0,100 | 0,055 | 0,135 | 1,380 | 1,200 | 1,087 | 1,069 | 1,160 | 1,111 | 1,050 | 1,165 |
| 0,121 | 0,066 | 0,100 | 1,391 | 1,263 | 1,088 | 1,098 | 1,180 | 1,108 | 1,070 | 1,186 |
| 0,084 | 0,072 | 0,141 | 1,227 | 1,187 | 1,058 | 1,032 | 1,122 | 1,093 | 1,035 | 1,133 |
| 0,148 | 0,042 | 0,066 | 1,510 | 1,336 | 1,122 | 1,077 | 1,213 | 1,115 | 1,085 | 1,210 |
| 0,120 | 0,040 | 0,106 | 1,500 | 1,261 | 1,116 | 1,070 | 1,197 | 1,118 | 1,062 | 1,188 |
| угол $\theta = 71^\circ$; $\cos^2 \theta = 0,105$ | | | | | | | | | | |
| 0,127 | 0,074 | 0,040 | 1,315 | 1,210 | 1,072 | 1,070 | 1,143 | 1,072 | 1,050 | 1,127 |
| 0,109 | 0,071 | 0,048 | 1,302 | 1,170 | 1,059 | 1,040 | 1,113 | 1,062 | 1,047 | 1,110 |

Уширение в тесных калибрах

При прокатке фланцевых профилей обычно применяют калибры, стесняющие уширение полосы. Поэтому весьма важно исследовать влияние степени стеснения на коэффициенты деформации полосы, особенно при условии, когда вершины фланцев не обжимаются.

Опыт показывает, что при прокатке в тесных калибрах вместе с увеличением коэффициента вытяжки полосы $\lambda = \omega_0/\omega_1$ увеличивается также и общий (средний) коэффициент высоты $1/\eta_{\text{ср}} = h_{\text{оср}}/h_{1\text{ср}}$. Изменение этих двух коэффициентов зависит от изменения двух других коэффициентов: от коэффициента уширения в стесненном калибре $\beta_T = b_H/b_0$ и коэффициента осадки высоты фланцев $1/\eta_{\text{ф}}$.

Хотя в расчетах коэффициентов деформации при прокатке фланцевых профилей в тесных калибрах имеется много общего с расчетами полос, прокатанных в калибрах со свободным уширением, однако влияние степени стеснения на формоизменение полосы в тесных

калибрах настолько велико, что его необходимо учитывать особо. Дело в том, что стеснение ширины полосы при прокатке создает условие для дополнительной ее вытяжки. При обжатии шейки и наклонных граней полосы в калибре смещенный металл течет в длину (тем интенсивнее, чем больше степень стеснения), увлекая за собой некоторую часть металла из фланцев.

Легко видеть, что степень стеснения полосы при прокатке в тесных калибрах можно выразить отношением ширины полосы, прокатанной в свободных калибрах, к ширине полосы, прокатанной в стесненных калибрах, т. е.

$$\frac{b_{1\text{ св}}}{b_{1\text{ т}}} = \frac{\beta_{\text{св}}}{\beta_{\text{т}}}.$$

Поскольку при прокатке в стесненных калибрах ширина полосы равна ширине калибра, то величина уширения $\beta_{\text{т}}$ известна. Следовательно, чтобы определить степень стеснения, необходимо рассчитать коэффициент уширения данной полосы при условии прокатки ее в свободных калибрах.

Методика расчета коэффициентов деформации при прокатке профиля в свободных калибрах изложена выше.

Таким образом, практически задача состоит в том, чтобы найти способ расчета остальных трех неизвестных $\lambda_{\text{т}}$, $1/\eta_{\text{т. ср}}$ и $1/\eta_{\text{ф}}$. Допустим, что ширина исходной заготовки равна ширине разрезающего калибра. Тогда при прокатке ее с полным отсутствием возможности для уширения получилось бы боковое сжатие, равное приращению ширины полосы при свободном ее уширении Δb . В данном случае можно считать, что весь вытесненный металл пойдет не на уширение, а на удлинение полосы. Тогда полная вытяжка полосы без учета утяжки фланцев равна

$$\lambda_{\text{т}} = \lambda_{\text{св}} \cdot \beta_{\text{св}}. \quad (109)$$

Однако это относится только к случаю, когда полностью отсутствует возможность уширения, т. е. $b_1 = b_{\text{к}}$ или $\beta_{\text{т}} = 1,0$. Степень же стеснения может быть различной от свободного уширения Δb до полного сжатия этого уширения ($\Delta b = 0$).

Из изложенного видно, что вытяжка полосы при прокатке в тесных калибрах $\lambda_{\text{т}}$ увеличивается по сравнению

с ее вытяжкой при прокатке с свободным уширением $\lambda_{св}$ пропорционально степени стеснения. Отсюда очевидно, что вместо коэффициента свободного уширения в уравнении (109) необходимо принять значение степени стеснения $\frac{\beta_{св}}{\beta_T}$.

Тогда

$$\lambda_T = \lambda_{св} \cdot \frac{\beta_{св}}{\beta_T}. \quad (110)$$

При прокатке профилей двутаврового сечения в тесных калибрах, в отличие от прокатки прямоугольной заготовки в разрезающих калибрах, происходит еще боковое обжатие фланцев независимо от обжатия шейки, так как ширина фланца калибра заранее берется меньше, чем ширина задаваемого фланца полосы (рис. 32).

В результате средняя ширина фланца полосы $b_{1ф.ср}$ после прокатки всегда меньше, чем средняя его ширина $b_{0ф.ср}$ до пропуска на величину $\Delta h_{б.ф}$, поэтому средний коэффициент бокового сжатия фланцев

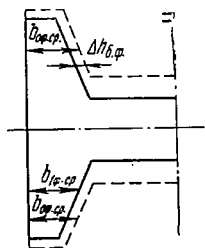


Рис. 32. Боковое обжатие фланцев при прокатке

$$\frac{1}{\eta_б} = \frac{b_{0ф.ср}}{b_{1ф.ср}}. \quad (111)$$

Имея в виду, что от бокового сжатия прирост высоты фланцев весьма ограничен, так, что им можно пренебречь, получим

$$\frac{1}{\eta_б} = \lambda_{ф}. \quad (112)$$

Но этот коэффициент вытяжки фланцев условный, так как он также зависит от общего сечения; поэтому в результате сжатия фланцев получится дополнительная вытяжка всей прокатываемой полосы, а не только фланцев. В связи с этим дополнительная вытяжка полосы

$$\lg \lambda_{доп} = \frac{\omega_{1ф}}{\omega_1} \cdot \lg \frac{1}{\eta_б} = \frac{\omega_{1ф}}{\omega_1} \lg \lambda_{ф}, \quad (113)$$

где

$$\omega_{1\phi} = h_{1\phi} \cdot b_{1\phi, \text{ ср}}; \quad (114)$$

$h_{1\phi}$ — высота фланца после пропуска;

$b_{1\phi, \text{ ср}}$ — средняя толщина фланца после пропуска.

Тогда общий коэффициент вытяжки λ_T при прокатке фланцевых профилей в тесных калибрах

$$\lambda_T = \lambda_{\text{доп}} \cdot \lambda_{\text{св}} \cdot \frac{\beta_{\text{св}}}{\beta_T} \quad (115)$$

или

$$\lambda_T \beta_T = \lambda_{\text{доп}} \cdot \lambda_{\text{св}} \cdot \beta_{\text{св}}.$$

Средний коэффициент уменьшения высоты полосы

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \lambda_{\text{доп}} \cdot \lambda_{\text{св}} \cdot \beta_{\text{св}}. \quad (116)$$

Если $b_{1\text{св}} = b_{1\text{T}}$ ($\beta_T = 1,0$), то

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \lambda_T. \quad (117)$$

С другой стороны, когда коэффициент вытяжки λ_T будет определен, то сечение полосы до прокатки

$$\omega_0 = \lambda_T \cdot \omega_1.$$

Но если прокатку осуществляли в тесном калибре, то ширина полосы $b_0 = b_K$, очевидно, известна и поэтому средняя высота полосы

$$h_{0\text{ ср}} = \frac{\omega_0}{b_0}.$$

Средняя высота полосы после пропуска

$$h_{1\text{ ср}} = \frac{\omega_1}{b_1}.$$

Отсюда средний коэффициент уменьшения высоты полосы за пропуск

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \frac{h_{0\text{ ср}}}{h_{1\text{ ср}}}.$$

Приведенные выше зависимости дают возможность рассчитать все неизвестные основные коэффициенты и размеры сечения при прокатке полосы в тесных калибрах.

В целях проверки были проведены опыты по прокатке фланцевых профилей в тесных калибрах. Результаты расчетов приведены в табл. 11. Значения основных коэффициентов деформации $1/\eta_{ср}$ и λ_T , полученные экспериментальным и расчетным способом, в основном совпадают. Чтобы лучше представить изложенную методику, приведен полный расчет коэффициентов деформации полосы при прокатке в тесных калибрах. Размеры до прокатки и после прокатки брали из опытных данных (табл. 11, строка 6). Расчет вели в несколько этапов:

1. Рассчитывали вытяжку полосы, которая получилась бы в результате деформации только шейки на величину $\Delta h_{ш} = 9,05 \text{ мм}$ ($1/\eta_{ш} = 1,552$) при прокатке ее со свободным уширением. Ширина цилиндрической части буртика $b_{п} = 19 \text{ м}$, сечение шейки $\omega_{1ш} = b_{п} \cdot b_{1ш} = 19 \cdot 16,3 = 310 \text{ мм}^2$, полное сечение полосы $\omega_1 = 1213 \text{ мм}^2$, отношение

$$\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} = \frac{1213}{310} = 3,92,$$

$$\sin \frac{\alpha_{ш}}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h_{ш}}{2D}} = 0,152, \quad l_{ш} = D \sin \frac{\alpha}{2} = 29,7 \text{ мм},$$

$$\frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} = \frac{\omega_{1ш}}{2\omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{ш}}{2f'}\right) = 0,0513.$$

По формуле (84), приняв $\frac{f' \sigma_I}{f'' \sigma_B} = 1,0$, получим

$$\begin{aligned} \lg \lambda_1 &= \frac{1}{\lg \frac{1}{\eta_{ш}} \left[1 + \frac{l_{ш}}{b_{п}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}} \right) \right]} = \\ &= \frac{1}{3,92 [1 + 1,56 (0,152 + 0,0513)]} = 0,194. \end{aligned}$$

Отсюда

$$\lg \lambda_1 = 0,194 \cdot 0,19087 = 0,0371.$$

2. Рассчитывали вытяжку λ_{11} , которая получилась бы при обжатии полосы только наклонными гранями гребня при свободном уширении.

Средняя высота граней:
до прохода

$$h_{0 \text{ гр}} = \frac{h_{0 \text{ ф}} + h_{0 \text{ ш}}}{2} = \frac{41,5 + 25,35}{2} = 33,42 \text{ мм};$$

Таблица 11. Результаты прокатки фланцевых профилей в тесных коэффициент трения

| Размеры образцов до и после прокатки | | | | | | $\frac{\omega_1}{\omega_{1ш}}$ | $\frac{\omega_1}{\omega_{1гр}}$ | $\frac{\omega_{1ф}}{\omega_1}$ | $\frac{l_{ш}}{b_H}$ | $\frac{l_{гр}}{b_{гр}}$ |
|--------------------------------------|---------|----------|-------|---------------------|------------|--------------------------------|---------------------------------|--------------------------------|---------------------|-------------------------|
| $h_{ф}$ | $h_{ш}$ | $h_{гр}$ | b_1 | b_B | ω_1 | | | | | |
| Ширина цилиндрической части | | | | | | | | | | |
| 43,5 | 43,5 | — | 45,0 | — | 1957 | — | — | — | — | — |
| 39,0 | 26,3 | 36,6 | 45,0 | 22,5 | 1533 | 4,48 | — | — | 3,15 | 3,35 |
| 37,0 | 20,8 | 28,9 | 45,0 | 26,0 | 1349 | 5,00 | 4,94 | 0,693 | 1,78 | 1,45 |
| 34,8 | 15,0 | 24,9 | 45,0 | 30,2 | 1139 | 5,85 | 3,59 | 0,702 | 1,71 | 1,11 |
| 33,8 | 11,9 | 22,8 | 45,0 | 32,7 | 1023 | 6,62 | 2,66 | 0,715 | 1,34 | 0,70 |
| 32,8 | 8,6 | 20,7 | 45,0 | 33,5 | 915 | 8,15 | 2,28 | 0,743 | 1,37 | 0,67 |
| Ширина цилиндрической части | | | | | | | | | | |
| 41,5 | 25,3 | 34,2 | 44,1 | $\frac{21,9}{17,0}$ | 1505 | — | — | — | — | — |
| 37,9 | 16,3 | 27,1 | 44,6 | 25,25 | 1212 | 3,92 | 7,20 | 0,700 | 1,56 | 3,86 |
| 35,5 | 10,6 | 23,0 | 44,6 | 27,45 | 1008 | 4,97 | 5,17 | 0,753 | 1,23 | 2,26 |
| 33,9 | 7,70 | 20,8 | 44,6 | 28,90 | 885 | 6,05 | 4,28 | 0,793 | 0,89 | 1,45 |
| 40,2 | 24,2 | 32,2 | 44,3 | $\frac{21,3}{16,4}$ | 1481 | — | — | — | — | — |
| 36,7 | 12,1 | 24,4 | 44,6 | 26,0 | 1065 | 4,64 | 6,20 | 0,760 | 1,80 | 3,80 |
| 34,2 | 7,7 | 20,8 | 44,6 | 29,0 | 886 | 6,06 | 4,26 | 0,793 | 1,09 | 1,81 |

после прохода

$$h_{1 гр} = \frac{h_{1 ф} + h_{1 ш}}{2} = \frac{37,9 + 16,3}{2} = 27,10 \text{ мм.}$$

Отсюда

$$\Delta h_{гр} = 33,42 - 27,1 = 6,32 \text{ мм или } \frac{1}{\eta_{гр}} = 1,23.$$

Ширина конусной (обжимаемой) части

$$b_{1 гр} = b_B - b_H = 25,25 - 19,0 = 6,25 \text{ мм.}$$

Сечение конусной части полосы

$$\omega_{1 гр} = b_{1 гр} - h_{1 гр} = 169 \text{ мм}^2.$$

Отсюда

$$\frac{\omega_1}{\omega_{1 гр}} = \frac{1213}{169} = 7,2.$$

калибрах (материал — свинец. Диаметр валков $D=194 \text{ мм}$,
 $f'=f''=0,25$)

| $\frac{\alpha_{ш}}{2}$ | $\frac{\alpha_{гр}}{2}$ | $\frac{\gamma_{ш}}{\alpha_{ш}}$ | $\frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}}$ | Коэффициенты деформации фактические при $\beta_T = 1,0$ | | | Коэффициенты деформации расчетные при $\beta_T = 1,0$ | | | | | | |
|--|-------------------------|---------------------------------|-----------------------------------|---|-----------------------|-----------------------------------|---|--------------|-------|-----------------------|---|-------|-------|
| | | | | $\frac{1}{\eta_{ш}}$ | $\frac{1}{\eta_{гр}}$ | $\lambda_T = \frac{1}{\eta_{ср}}$ | $\lambda_{св}$ | $\beta_{св}$ | μ | $\frac{1}{\eta_{ср}}$ | | | |
| гребня $b_H = 13 \text{ мм}$; угол $\theta = 46^\circ 40'$; $\cos^2 \theta = 0,47$ | | | | | | | | | | | | | |
| 0,210 | 0,170 | — | — | 0,0178 | 0,0323 | 1,655 | 1,330 | 1,243 | 1,093 | 1,101 | — | 1,068 | 1,288 |
| 0,119 | 0,101 | — | — | 0,0503 | 0,078 | 1,265 | 1,131 | 1,133 | 1,060 | 1,029 | — | 1,048 | 1,141 |
| 0,116 | 0,104 | — | — | 0,0428 | 0,102 | 1,387 | 1,160 | 1,185 | 1,085 | 1,040 | — | 1,063 | 1,200 |
| 0,089 | 0,075 | — | — | 0,0463 | 0,146 | 1,260 | 1,089 | 1,112 | 1,058 | 1,020 | — | 1,040 | 1,120 |
| 0,092 | 0,076 | — | — | 0,0386 | 0,162 | 1,385 | 1,102 | 1,120 | 1,070 | 1,025 | — | 1,014 | 1,115 |
| гребня $b_H = 19 \text{ мм}$; угол $\theta = 71^\circ$; $\cos^2 \theta = 0,105$. | | | | | | | | | | | | | |
| 0,152 | 0,131 | — | — | 0,0513 | 0,0332 | 1,552 | 1,233 | 1,248 | 1,094 | 1,073 | — | 1,063 | 1,252 |
| 0,120 | 0,105 | — | — | 0,0525 | 0,0563 | 1,530 | 1,172 | 1,203 | 1,073 | 1,072 | — | 1,037 | 1,200 |
| 0,087 | 0,079 | — | — | 0,0752 | 0,080 | 1,383 | 1,108 | 1,140 | 1,056 | 1,046 | — | 1,029 | 1,136 |
| — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — | — |
| 0,176 | 0,146 | — | — | 0,0322 | 0,326 | 2,00 | 1,320 | 1,390 | 1,122 | 1,171 | — | 1,110 | 1,440 |
| 0,106 | 0,100 | — | — | 0,0477 | 0,0705 | 1,572 | 1,168 | 1,200 | 1,076 | 1,102 | — | 1,055 | 1,250 |

Далее определяем:

$$\sin \frac{\alpha_{гр}}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h_{гр}}{2D}} = 0,131; \quad l_{гр} = D \cdot \sin \frac{\alpha_{гр}}{2} = 24,0 \text{ мм,}$$

$$\frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}} = \frac{\omega_{1 гр}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{гр}}{2f'} \right) = 0,033,$$

где $f'=0,25$.

Угол наклона граней $\theta=71^\circ$; $\cos^2 \theta=0,105$. После подстановки этих значений в формулу получим:

$$\lg \frac{\lambda_{11}}{\eta_{гр}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1 гр}} \left[1 + \frac{l_{гр}}{b_{1 гр} \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{гр}}{2} + \frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}} \right) \right]} = \frac{1}{7,2 \left[1 + \frac{24,0}{6,25 \cdot 0,105} (0,131 + 0,033) \right]} = 0,198$$

или

$$\lambda_{11} = 0,0198 \cdot 0,09 = 0,00178.$$

Следовательно, общая вытяжка при свободном уширении

$$\lg \lambda_{св} = \lg \lambda_1 + \lg \lambda_{11} = 0,0370 + 0,00178 = 0,0388$$

или

$$\lambda_{св} = 1,094.$$

3. Рассчитывали уширение, которое получилось бы при прокатке полосы в свободном калибре.

Уширение полосы при обжатии только шейки

$$\begin{aligned} \frac{\lg \beta_1}{\lg \lambda_1} &= \frac{h_{1\text{ ср}} \cdot l_{\text{ш}}}{h_{1\text{ ш}} \cdot b_{\text{ш}}} \left(\frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} \right) = \\ &= 1,67 \cdot 1,56 (0,152 + 0,0513) = 0,053, \end{aligned}$$

отсюда

$$\lg \beta_1 = 0,053 \cdot 0,0370 = 0,0196.$$

4. Рассчитывали уширение полосы при обжатии наклонными гранями:

$$\begin{aligned} \frac{\lg \beta_{11}}{\lg \lambda_{11}} &= \frac{h_{1\text{ ср}} \cdot l_{\text{гр}}}{h_{1\text{ гр}} \cdot b_{1\text{ гр}} \cdot \cos^2 \theta} \left(\frac{\alpha_{\text{гр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{гр}}}{\alpha_{\text{гр}}} \right) = \frac{27,3}{27,1} \times \\ &\times \frac{24,0}{6,25 \cdot 0,105} \cdot (0,131 + 0,033) = 6,07 \end{aligned}$$

или

$$\lg \beta_{11} = 6,07 \cdot 0,00178 = 0,0109.$$

Отсюда общее уширение

$$\lg \beta_{св} = \lg \beta_1 + \lg \beta_{11} = 0,0196 + 0,0109 = 0,0305$$

или

$$\beta_{св} = 1,073.$$

5. Рассчитывали вытяжку полосы, которую она получила вследствие сжатия фланцев.

Средняя ширина (толщина) фланцев:

до прохода

$$b_{0\text{ ср}} = b_0 - \frac{b_{0\text{ в}} + b_{0\text{ н}}}{2} = 44,1 - \frac{21,9 + 17}{2} = 24,65 \text{ мм};$$

после прохода

$$b_{1 \text{ ср. ф}} = b_1 - \frac{b_{1 \text{ в}} + b_{1 \text{ н}}}{2} = 44,6 - \frac{25,25 + 19}{2} = 22,48 \text{ мм.}$$

Отсюда коэффициент сжатия

$$\frac{1}{\eta_{\delta}} = \frac{24,65}{22,48} = 1,092.$$

Приравняв $\frac{1}{\eta_{\delta}} = \lambda_{\text{ф}}$ и распространив на все сечение полосы, получим дополнительную вытяжку $\lambda_{\text{доп}}$:

$$\lg \lambda_{\text{доп}} = \frac{\omega_{1 \text{ ф}}}{\omega_1} \lg \lambda_{\text{ф}} = 0,03822 \cdot 0,70 = 0,0267,$$

где

$$\omega_{1 \text{ ф}} = b_{1 \text{ ср. ф}} \cdot h_{1 \text{ ф}} = 22,45 \cdot 37,9 = 852 \text{ мм}^2.$$

Отсюда $\lambda_{\text{доп}} = 1,063$.

Следовательно, по формуле (116) средний коэффициент уменьшения высоты профиля

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \lambda_{\text{доп}} \cdot \lambda_{\text{св}} \cdot \beta_{\text{св}} = 1,063 \cdot 1,094 \cdot 1,073 = 1,252.$$

Далее, зная по заданию исходную ширину полосы $b_0 = 44,10$ мм и ширину после прохода $b_1 = 44,6$ мм, находим коэффициент стесненного уширения $\beta_{\text{т}} = 44,6/44,1 = 1,011$.

Отсюда степень стеснения $\frac{\beta_{\text{св}}}{\beta_{\text{т}}} = 1,073/1,011 = 1,063$.

Следовательно, коэффициент вытяжки при прокатке в тесных калибрах

$$\lambda_{\text{т}} = \frac{1}{\eta_{\text{ср}} \cdot \beta_{\text{т}}} = \frac{1,252}{1,011} = 1,240.$$

Утяжка фланцев

При прокатке фланцевых профилей весьма важным также является вопрос об осадке (утяжке) фланцев. Принято считать, что утяжка фланцев при прокатке профилей двутаврового сечения происходит главным образом в закрытой части калибра.

Опыт прокатки убеждает в том, что утяжка фланцев происходит не только в закрытых ручьях калибра, но иногда и в открытых.

При вытяжке полосы сечение ее уменьшается в такой же мере, как и каждая элементарная часть этой площади. Можно предположить, что при достаточно большом обжатии шейки полосы осадка фланцев обусловлена в первую очередь общей вытяжкой полосы.

Сравнивая осадку фланцев при прокатке образцов в свободных и тесных калибрах, видим, что в тесных калибрах эта осадка несколько больше, чем в свободных. Увеличение утяжки фланцев происходит одновременно с дополнительной вытяжкой полосы в зависимости от степени стеснения полосы в калибрах. Высоты же фланцев после прокатки как верхних, так и нижних будут зависеть от их обжатий, или частных вытяжек. Если профиль симметричен, то все фланцы по сечению одинаковы, а деформация их равномерна, то и различия в естественной утяжке нижних и верхних фланцев не должно быть. Но все дело в том, что практически этой симметрии часто не бывает. В производственных условиях, как правило, ширина шейки исходного сечения профиля $b_{\text{он}}$ принимается меньше, чем ширина гребня калибра $b_{\text{н}}$, а толщина закрытого фланца несколько больше, чем толщина открытого, и, наоборот, высота открытого фланца больше, чем у закрытого. Эти особенности в расчетах коэффициентов деформации необходимо учитывать.

Легко видеть, что если исходное сечение фланцев по сравнению с сечением шейки небольшое, а обжатие их значительно преобладает над обжатием шейки, то будет иметь место даже приращение высоты фланцев, а не утяжка. Этим условием обычно пользуются при прокатке для приращения ширины, например, подошвы рельсов. Примером также может служить прокатка балок на универсальных станах, когда сравнительно при малых обжатиях шейки применяют большие обжатия фланцев вертикальными валками и достигают значительного приращения фланцев.

При сравнительно большом сечении и обжатии шейки, наоборот, получается утяжка фланцев не только в закрытом, но нередко даже и в открытом ручье.

Если профиль прокатывается в калибрах с доста-

точной возможностью для уширения, то независимо от конструкции калибра (закрытого или открытого) происходит утяжка фланцев, и она будет тем больше, чем больше вытяжка полосы.

При прокатке фланцевых профилей (рис. 33) в калибрах большое влияние на осадку фланцев оказывают вертикальные силы трения $T'_в$ и $T'_н$.

На рис. 33 видно, что внутренние силы направлены навстречу друг другу, и их влияние на осадку верхних и нижних фланцев будет одинаково, а боковые (внешние) силы трения направлены только в одну сторону, в сторону открытого ручья, поэтому эти силы будут сдвигать металл, уменьшая высоту верхнего фланца и увеличивая высоту нижнего открытого фланца.

Кроме того, при прокатке балок на приращение высоты фланцев в открытом калибре значительное влияние оказывает также и большое их обжатие. Если в этом случае вытяжка шейки меньше, чем вытяжка фланцев, то создаются благоприятные условия для увеличения их высоты. Таких условий для деформации металла в закрытых ручьях, конечно, нет.

Таким образом, в зависимости от перечисленных выше условий и величины обжатия фланцев по толщине в открытом ручье калибра происходит большее или меньшее приращение высоты их, переходящее в некоторых случаях в утяжку. В отличие от открытого ручья калибра в закрытом происходит только утяжка. Известно, что чем меньше обжатие толщины фланца в закрытом ручье, тем меньше и утяжка его высоты. Уменьшение утяжки в этом случае объясняется уменьшением степени заклинивания металла и меньшего влияния вертикальных сил деформации. Однако даже при полном отсутствии заклинивания утяжка высоты фланцев происходит в зависимости от вытяжки и уширения полосы.

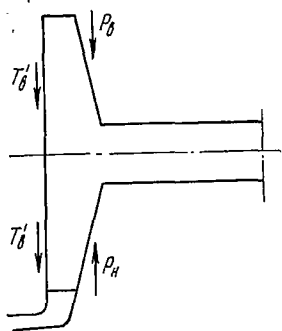


Рис. 33. Направление вертикальных сил трения во фланцах при прокатке двутаврового профиля

Вполне понятно, что все элементы профиля в силу сцепления частиц будут вытягиваться по всему сечению одинаково, поэтому вытяжки шейки и всех фланцев будут выравниваться, увлекая меньшие или сдерживая большие частные вытяжки.

Рассматривая условия неравномерной деформации отдельных частей профиля и характер истечения металла, видим, что на величину утяжки фланцев, кроме соотношения площадей фланцев и шейки, оказывает влияние также и ряд других факторов, как например: неодинаковая температура, коэффициенты трения между металлом и валками, различные скорости деформации в различных частях профиля и т. д. Однако решающее значение для величины утяжки и приращения высоты фланцев имеют условия деформации металла в зависимости от соотношения площадей отдельных частей сечения профиля. Поэтому в практике конструкцию калибров обычно выбирают с таким расчетом, чтобы деформация металла во всех частях профиля распределялась по возможности наиболее равномерно, т. е. чтобы коэффициенты вытяжек закрытых и открытых фланцев и шейки были с наименьшими расхождениями их значений. Так как коэффициенты вытяжек всех частей полосы равны общей вытяжке λ , то и утяжка фланцев находится в зависимости от этого коэффициента. Методика расчета общего коэффициента полосы λ приводится выше. Рассчитав λ , можно определить площадь сечения полосы до пропуска:

$$\omega_0 = \lambda \cdot \omega_1.$$

Среднее сечение шейки полосы до пропуска легко подсчитать, поскольку размеры разрезающего гребня выбираются калибровщиком по своему усмотрению:

$$\omega_{0 \text{ ш. ср}} = b_{0 \text{ ш. ср}} \cdot h_{0 \text{ ш}} = \frac{b_{0 \text{ в}} + b_{0 \text{ н}}}{2} h_{0 \text{ ш}}. \quad (118)$$

Отсюда общая высота фланцев

$$h_{0 \text{ ф}} = \frac{\omega_0 - \omega_{0 \text{ ш. ср}}}{b_{0 \text{ ф. ср}}}, \quad (119)$$

где

$$b_{0 \text{ ф. ср}} = b_0 - b_{0 \text{ ш. ср}}.$$

Тогда средний коэффициент утяжки

$$\frac{1}{\eta_{\phi}} = \frac{h_{0\phi}}{h_{1\phi}}. \quad (120)$$

При известных основных коэффициентах деформации к решению этой задачи можно подойти также следующим образом.

Если предположить, что полосу прямоугольного или какого-либо другого сечения прокатывают в разрезном калибре (рис. 34), то среднюю вытяжку полосы в результате прокатки ее в этом калибре определяют так же, как и при прокатке любой полосы, отношением площадей сечения до и после пропуска $\lambda = \omega_0/\omega_1$.

Применив правило «замкнутых контуров» И. М. Павлова в отношении постоянства объемов обжимаемых частей полосы, можно написать:

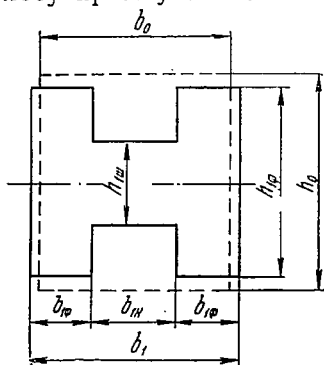


Рис. 34. Сечение заготовки с обжатой средней частью без углов скоса ψ

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{\omega_0}{\omega_1} = \frac{\omega_{0\phi} + \omega_{0ш}}{\omega_1} = \frac{\omega_{0\phi} \cdot \omega_{1\phi}}{\omega_1 \cdot \omega_{1\phi}} + \frac{\omega_{0ш} \cdot \omega_{1ш.ср.}}{\omega_1 \cdot \omega_{1ш.ср.}} = \\ &= \lambda_{\phi} \frac{\omega_{1\phi}}{\omega_1} + \lambda_{ш} \frac{\omega_{1ш.ср.}}{\omega_1}. \end{aligned} \quad (121)$$

Но

$$\omega_{1\phi} = \omega_1 - \omega_{1ш.ср.}$$

После подстановки этого выражения в уравнение (121) получим:

$$\lambda = \lambda_{\phi} + (\lambda_{ш} - \lambda_{\phi}) \frac{\omega_{1ш.ср.}}{\omega_1}. \quad (122)$$

Такое соотношение вытяжек впервые применил при прокатке рельсов Пуппе. Затем этот метод в несколько видоизмененном виде применил Лендль [31].

Однако рассчитать коэффициент вытяжки полосы λ по этому уравнению невозможно. Если один из двух не-

известных коэффициентов определить исходя из предположения прокатки полосы, равной по сечению шейке профиля в валках с гладкой бочкой, а коэффициент λ_ϕ принять равным единице, то результат получается весьма неточным.

Принимая во внимание зависимость коэффициентов вытяжек от коэффициентов уширения, произведения которых можно соответственно заменить средними коэффициентами уменьшения высоты в разной степени обжимаемых частей полосы, можно написать:

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \frac{1}{\eta_\phi} + \left(\frac{1}{\eta_{\text{ш}}} - \frac{1}{\eta_\phi} \right) \frac{\omega_{1 \text{ ш. ср}}}{\omega_1}. \quad (123)$$

Уравнение (123) достаточно точно отражает зависимость среднего коэффициента уменьшения высоты полосы $1/\eta_{\text{ср}}$ от различно обжимаемых ее частей, поэтому оно иногда может быть полезным при калибровке фланцевых профилей.

Из этого также следует, что если коэффициент обжатия шейки известен, а средний коэффициент уменьшения высоты полосы определить вышеизложенными методами, например, по уравнению (116), то коэффициент уменьшения высоты фланцев можно определить из выражения:

$$\frac{1}{\eta_\phi} = \frac{\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} - \frac{1}{\eta_{\text{ш}}} \cdot \frac{\omega_{1 \text{ ш. ср}}}{\omega_1}}{1 - \frac{\omega_{1 \text{ ш. ср}}}{\omega_1}}. \quad (124)$$

РАСЧЕТ КОЭФФИЦИЕНТОВ ДЕФОРМАЦИИ ПРОФИЛЯ ПРИ ПРОКАТКЕ В УСЛОВИЯХ ПРИМЕНЕНИЯ СОПРЯЖЕННЫХ КАЛИБРОВ

Для примерного расчета коэффициентов деформации взяты два смежных калибра из действующей калибровки¹ (рис. 35 и 36).

¹ Бахтинов Б. П. и Штернов М. М. Калибровка прокатных валков. Металлургиздат, 1953.

Затем эти два калибра показаны путем наложения одного калибра на другой, но без радиусов закругления их углов (рис. 37). Все размеры сечения профиля, обведенного сплошными линиями, принято считать известными, а размеры предыдущего сечения, обведенного пунктиром, подбираются в соответствии с решениями калибровщика или определяются расчетом.

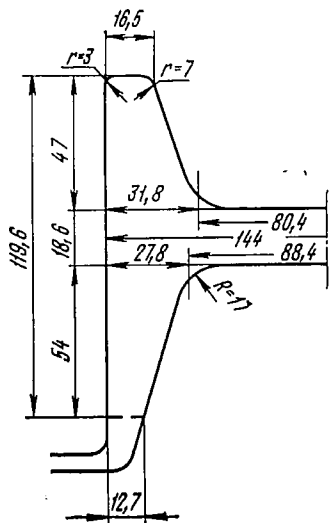


Рис. 35. Конструкция и размеры шестого калибра (считая от чистового)

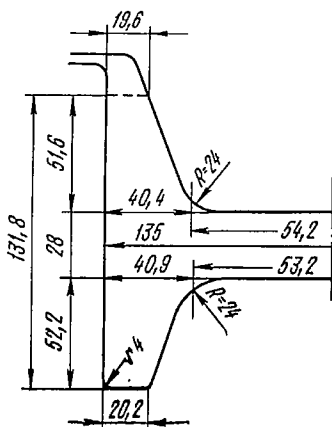


Рис. 36. Конструкция и размеры седьмого калибра (считая от чистового)

Из рис. 37 видно, что ширина шейки профиля после пропуска значительно больше, чем ширина шейки предыдущего сечения. Поэтому при прокатке в этом калибре в начале произойдет обжатие не по всей ширине шейки, а лишь только в местах сопряжения наклонных граней с плоскостью шейки (заштрихованные треугольники). По мере деформации их до высоты шейки предыдущего профиля $h_{\text{ош}}$ начинается обжатие и самой шейки по всей ее ширине $b_{\text{ш}}$. Разумеется, что одновременно с этим также будут деформироваться фланцы профиля в ручьях между вертикальными стенками и гранями гребня калибра.

Расчет производим по частям, предполагая, что профиль прокатывали в несколько проходов.

Во-первых, рассматривая рис. 37, видим, что удобно сначала рассчитать вытяжку и уширение предыдущего профиля в связи с обжатием этих заштрихованных треугольников только до толщины $h_{0ш}$. Так как эти треугольники по своим размерам и сечениям весьма различны, то расчеты производили в два этапа, первый — при обжатии верхних треугольников и второй — при обжатии нижних.

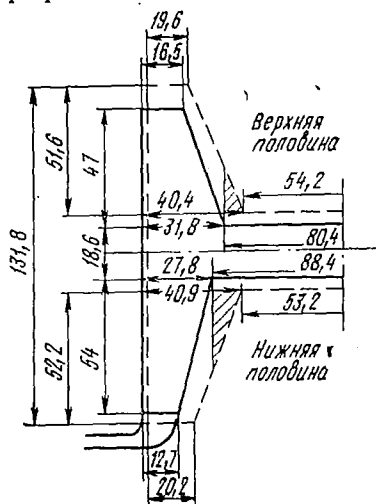


Рис. 37. Схема наложения профиля полосы на сечение калибра перед пропуском

С этой целью каждую половину сечения профиля привели к симметричному виду. Симметричное изображение верхней и нижней половин профиля показано на рис. 38, 39.

По заданию ширина шейки до пропуска $b_{0ш} = 54,2$ мм, а ширина шейки профиля или гребня

валков $b_{1ш} = 80,4$ мм. Ширина основания рассматриваемых треугольников (см. рис. 38) равна

$$2b_{тр.в} = 80,4 - 54,2 = 26,2 \text{ мм.}$$

Здесь и в дальнейшем цифра 2 перед $b_{тр.в}$ означает размер двух фланцев — правого и левого. Угол наклона граней гребня валков $\theta = 68^\circ 20'$, $\text{tg}\theta = 2,52$. Отсюда высота треугольника $a_{тр.в} = 13,1 \cdot 2,52 = 33,15$ мм. Средняя высота обжимаемой части полосы

$$h'_{тр.в} = \frac{2a_{тр.в} + 2h_{0ш}}{2} = 33,15 + 28 = 61,15 \text{ мм.}$$

Отсюда

$$\Delta h_{тр.в} = h'_{тр.в} - h_{0ш} = 33,15 \text{ мм}$$

или

$$\frac{1}{\eta_{тр.в}} = \frac{h'_{тр.в}}{h_{0ш}} = \frac{61,15}{28} = 2,18.$$

Зная диаметр валков $D=500$ мм, находим угол захвата:

$$\sin \frac{\alpha_{\text{тр}}}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h_{\text{тр}}}{2D}} = \sqrt{\frac{33,15}{2 \cdot 500}} = 0,182.$$

Длина очага деформации

$$l_{\text{тр}} = D \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = 500 \cdot 0,182 = 91 \text{ мм.}$$

Обжимаемое сечение полосы

$$\omega_{\text{об. тр}} = 61,15 \cdot 26,2 = 1600 \text{ мм}^2.$$

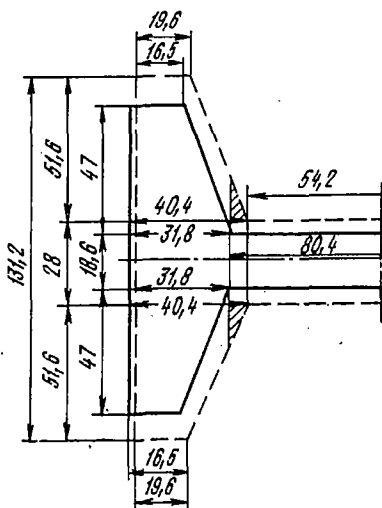


Рис. 38. Схема двойной верхней половины профиля

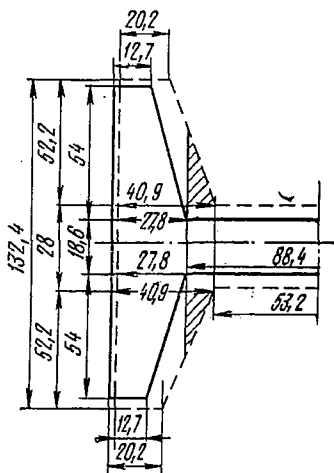


Рис. 39. Схема двойной нижней половины профиля

Площадь сечения профиля без обжимаемых треугольников, согласно принятым размерам:

$$\omega' = 9300 \text{ мм}^2.$$

Отсюда

$$\frac{\omega''}{\omega_{\text{об. тр}}} = \frac{9300}{1600} = 5,80.$$

$$\frac{\gamma_{\text{тр}}}{\alpha_{\text{тр}}} = \frac{\omega_{\text{об. тр}}}{2 \omega'} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{тр}}}{2 f'} \right) = 0,0487,$$

где $f' = 0,33$.

Коэффициент вытяжки полосы в результате сжатия треугольников:

$$\begin{aligned} \lg \lambda_{\text{тр. в}} &= \frac{1}{\lg \frac{1}{\eta_{\text{тр. в}}} = \frac{\omega_1}{\omega_{\text{об. тр}}} \left[1 + \frac{l_{\text{тр}}}{2 b_{\text{тр}}} \left(\frac{\alpha_{\text{тр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{тр}}}{\alpha_{\text{тр}}} \right) \right]} \\ &= \frac{1}{5,8 \left[1 + \frac{91,0}{26,2} (0,182 + 0,0487) \right]} = 0,096 \end{aligned}$$

или

$$\lg \lambda_{\text{тр. в}} = 0,096 \cdot 0,33846 = 0,0325.$$

Коэффициент уширения

$$\begin{aligned} \lg \beta_{\text{тр. в}} &= \frac{\omega_1}{\omega_{\text{об. тр}}} \cdot \frac{l_{\text{тр}}}{b_1} \left(\frac{\alpha_{\text{тр}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{тр}}}{\alpha_{\text{тр}}} \right) \lg \lambda_{\text{тр. в}} = \\ &= 5,8 \cdot 0,632 \cdot 0,231 \cdot 0,0325 = 0,0275. \end{aligned}$$

Теперь рассчитаем коэффициенты вытяжки и уширения при обжатии только нижних треугольников (см. рис. 39), предположив, что верхняя половина сечения профиля идентична нижней.

Ширина шейки профиля до прохода $b_{\text{он}} = 53,2$ мм.

Ширина шейки профиля после прохода $b_{\text{ин}} = 88,4$ мм.

Ширина основания треугольников

$$2 b_{\text{тр. н}} = 88,4 - 53,2 = 35,2 \text{ мм.}$$

При угле наклона гребня $\text{tg} \theta = 2,51$ высота треугольника

$$a_{\text{тр. н}} = \frac{35,2}{2} \cdot 2,51 = 44,2 \text{ мм.}$$

Следовательно,

$$h_{0 \text{ тр. н}} = 44,2 + 28 = 72,2 \text{ мм.}$$

Отсюда

$$\Delta h_{\text{тр. н}} = 42 \text{ мм, а } \frac{1}{\eta_{\text{тр. н}}} = \frac{72,2}{28} = 2,58.$$

Угол захвата

$$\sin \frac{\alpha_{\text{тр. н}}}{2} = \sqrt{\frac{\Delta h_{\text{тр. н}}}{2D}} = \sqrt{\frac{44,2}{2,500}} = 0,21.$$

$$l_{\text{тр. н}} = D \cdot \sin \frac{\alpha_{\text{тр. н}}}{2} = 500 \cdot 0,21 = 105 \text{ мм.}$$

Обжимаемое сечение полосы

$$\omega_{\text{об. тр}} = 35,2 \cdot 72,2 = 2520 \text{ мм}^2.$$

Отсюда отношение

$$\frac{\omega'}{\omega_{\text{об. тр}}} = \frac{9300}{2520} = 3,70.$$

$$\frac{\gamma_{\text{тр. н}}}{\alpha_{\text{тр. н}}} = \frac{\omega_{\text{об. тр}}}{2 \omega'} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{тр. н}}}{2 f'} \right) = 0,049.$$

По формуле

$$\frac{\lg \lambda_{\text{тр. н}}}{\lg \frac{1}{\eta_{\text{тр. н}}}} = \frac{1}{3,7 \left[1' + \frac{105}{35,2} (0,21 + 0,049) \right]} = 0,151.$$

Отсюда

$$\lg \lambda_{\text{тр. н}} = 0,151 \cdot 0,41162 = 0,0623.$$

Коэффициент уширения всей полосы

$$\lg \beta_{\text{тр. н}} = 3,70 \cdot 0,775 \cdot 0,0623 \cdot \frac{35,2}{144} = 0,0437.$$

Следовательно, средние величины коэффициентов вытяжки и уширения полосы в связи с обжатием верхних и нижних треугольников только до толщины шейки $h_{\text{ош}}$ составят

$$\lg \lambda_{\text{тр}} = \frac{\lg \lambda_{\text{тр. в}} + \lg \lambda_{\text{тр. н}}}{2} = \frac{0,0325 + 0,0623}{2} = 0,0474,$$

так же и

$$\lg \beta_{\text{тр}} = \frac{\lg \beta_{\text{тр. в}} + \lg \beta_{\text{тр. н}}}{2} = \frac{0,0275 + 0,0437}{2} = 0,0356.$$

Во-вторых, рассчитаем коэффициенты деформации полосы в зависимости от обжатия шейки профиля по всей ее ширине (см. рис. 37). Определим рабочий диаметр валков:

$$D_r = 500 - 20 = 480 \text{ мм.}$$

Так как разница в размерах ширины верхней и нижней половин профиля небольшая, то для расчета принимали ее равной средней величине для обеих половин:

$$b_{1\text{ ш}} = \frac{80,4 + 88,4}{2} = 84,4 \text{ мм.}$$

Обжатие шейки

$$\Delta h_{\text{ш}} = h_{0\text{ ш}} - h_{1\text{ ш}} = 28,0 - 18,6 = 9,4 \text{ мм.}$$

Коэффициент уменьшения высоты шейки за пропуск

$$\frac{1}{\eta_{\text{ш}}} = \frac{h_{0\text{ ш}}}{h_{1\text{ ш}}} = \frac{28,0}{18,6} = 1,503.$$

Угол захвата

$$\sin \frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} = \sqrt{\frac{9,4}{2,48}} = 0,099.$$

Длина очага деформации

$$l_{\text{ш}} = D_r \sin \frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} = 480 \cdot 0,099 = 47,5 \text{ мм.}$$

Отношение

$$\frac{l_{\text{ш}}}{b_{1\text{ ш}}} = \frac{47,5}{84,4} = 0,563.$$

Площадь сечения шейки после пропуска

$$\omega_{1\text{ ш}} = 84,4 \cdot 18,6 = 1570 \text{ мм}^2.$$

Полная площадь сечения профиля после пропуска (см. рис. 37)

$$\omega_1 = 7137 \text{ мм}^2.$$

Следовательно,

$$\frac{\omega_1}{\omega_{1\text{ ш}}} = \frac{7137}{1570} = 4,55.$$

$$\frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} = \frac{\omega_{1\text{ ш}}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{\text{ш}}}{2 f'} \right) = 0,077.$$

Принимаем $f' = 0,33$.

По формуле

$$\frac{\lg \lambda_1}{\lg \frac{1}{\eta_{\text{ш}}}} = \frac{1}{\frac{\omega_1}{\omega_{1\text{ ш}}} \left[1 + \frac{l_{\text{ш}}}{b_{1\text{ ш}}} \left(\frac{\alpha_{\text{ш}}}{2} + \frac{\gamma_{\text{ш}}}{\alpha_{\text{ш}}} \right) \right]} =$$

$$= \frac{1}{4,55 \left[1 + \frac{47,5}{84,4} (0,099 + 0,077) \right]} = 0,20,$$

отсюда

$$\lg \lambda_1 = 0,20 \lg \frac{1}{\eta_{ш}} = 0,20 \cdot 0,17696 = 0,0354.$$

Подсчитаем также коэффициент уширения профиля при обжатии только шейки полосы по формуле (105):

$$\begin{aligned} \lg \beta_{ш} &= \frac{\omega_1}{\omega_{1ш}} \cdot \frac{l_{ш}}{b_{1ш}} \left(\frac{\alpha_{ш}}{2} + \frac{\gamma_{ш}}{\delta_{ш}} \right) \lg \lambda_1 \cdot \frac{b_{1ш}}{b_1} = \\ &= 4,55 \cdot 0,100 \cdot 0,0354 \cdot 0,585 = 0,0094. \end{aligned}$$

В-третьих, рассчитаем коэффициенты деформации полосы в зависимости от обжатия ее только наклонными гранями гребня. Хотя при наличии между гранями гребня и горизонтальными плоскостями больших углов θ коэффициенты λ и β получаются небольшими и поэтому ими можно было бы пренебречь, но в данном случае расчет производим полностью.

Итак, в соответствии с рис. 37:

$$h_{1\phi} = 54 + 47 + 18,6 = 119,6 \text{ мм},$$

$$h_{1гр} = \frac{119,6 + 18,6}{2} = 69,1 \text{ мм}.$$

Примем обжатие равным обжатию шейки $\Delta h_{гр} = \Delta h_{ш} = 9,4 \text{ мм}$.

$$\text{Тогда } h_{0гр} = 69,1 + 9,4 = 78,5 \text{ мм}, \quad \frac{1}{\eta_{гр}} = \frac{78,5}{69,1} = 1,135.$$

$$\text{При } D_r = 500 - 69 = 491 \quad \frac{\alpha_{гр}}{2} = 0,1045 \text{ и } l_{гр} = 45,0 \text{ мм}.$$

Ширина обжимаемой части:

$$\text{верхняя половина } b_{1гр.в} = (b_{1в.осн} - b_{1в})/2 = (31,8 - 16,5)/2 = 30,6 \text{ мм},$$

$$\text{нижняя половина } b_{1гр.н} = (b_{1н.осн} - b_{1н})/2 = (27,8 - 12,7)/2 = 30,2 \text{ мм}.$$

$$\text{Средняя } b_{1гр.ср} = \frac{30,6 + 30,2}{2} = 30,4 \text{ мм}.$$

$$\text{Сечение обжимаемой части } \omega_{об.гр} = 69,1 \times 30,4 = 2100 \text{ мм}^2.$$

Отсюда

$$\frac{\omega_1}{\omega_{об. гр}} = \frac{7137}{2100} = 3,4; \quad \frac{\gamma_{гр}}{\alpha_{гр}} = \frac{\omega_{об. гр}}{2 \omega_1} \left(1 - \frac{\alpha_{гр}}{2 f'}\right) = 0,10,$$

$$\cos^2 \theta = 0,096.$$

Далее определяем коэффициент вытяжки

$$\frac{\lg \lambda_{11}}{\lg \frac{1}{\eta_{гр}}} = \frac{1}{3,4 \left[1 + \frac{45,0}{30,4 \cdot 0,096} (0,104 + 0,10)\right]} = 0,072,$$

$$\lg \lambda_{11} = 0,072 \cdot 0,055 = 0,00396.$$

Коэффициент уширения рассчитаем по формуле (105):

$$\lg \beta_{11} = 3,4 \cdot 3,09 \cdot 0,00396 \cdot 30,4/144 = 0,0088.$$

И, наконец, в-четвертых, рассчитаем коэффициенты деформации полосы в результате сжатия фланцев между вертикальными плоскостями и гранями гребня калибра. Легко видеть, что сжатие вершин фланцев в ручьях происходит при захвате полосы валками между вертикальными стенками. Поэтому можно считать, что средняя ширина верхнего фланца будет:

$$\text{до прохода } 2b_{оф.в} = 31,8 + 19,6 = 51,4 \text{ мм,}$$

$$\text{после прохода } 2b_{1ф.в} = 31,8 + 16,5 = 48,3 \text{ мм.}$$

$$\text{Отсюда коэффициент сжатия } \frac{1}{\eta_{\delta_v}} = 51,4/48,3 = 1,06.$$

Средняя ширина нижнего фланца:

$$\text{до прохода } 2b_{оф.н} = 27,8 + 20,2 = 48 \text{ мм,}$$

$$\text{после прохода } 2b_{1ф.н} = 27,8 + 12,7 = 40,5 \text{ мм.}$$

$$\text{Следовательно, коэффициент сжатия } \frac{1}{\eta_{\delta_n}} = \frac{48,0}{40,5} = 1,18.$$

Принимая коэффициенты сжатия условно равными частным коэффициентам вытяжки $\frac{1}{\eta_{\delta}} = \lambda_{\phi}$ (без учета увеличения высоты открытого фланца), получим среднюю величину вытяжки

$$\lambda_{\phi} = \sqrt{\frac{1}{\eta_{\delta_v}} \cdot \frac{1}{\eta_{\delta_n}}} = \sqrt{1,06 \cdot 1,18} = 1,121.$$

Распространяя эту вытяжку на все сечение полосы при отношении площадей сечения фланцев ко всему сечению профиля $\frac{\omega_{\phi}}{\omega_1} = \frac{5567}{7137} = 0,78$, получим

$$\lg \lambda_{\delta} = \lg \lambda_{\phi} \frac{\omega_{\phi}}{\omega_1} = 0,0491 \cdot 0,78 = 0,0383$$

или

$$\lambda_{\delta} = 1,0925.$$

Итак, имеем:

1. Полный коэффициент вытяжки от вертикального обжатия профиля при свободном уширении

$$\lg \lambda_{св} = \lg \lambda_{тр} + \lg \lambda_1 + \lg \lambda_{11} = 0,0474 + 0,0354 + 0,0396 = 0,0877$$

или

$$\lambda_{св} = 1,224.$$

2. Коэффициент уширения

$$\lg \beta_{св} = 0,0356 + 0,0094 + 0,0088 = 0,0538$$

или

$$\beta_{св} = 1,132.$$

3. Коэффициент вытяжки профиля от бокового сжатия фланцев

$$\lambda_{\delta} = 1,0925.$$

4. Возможность уширения определяли коэффициентом

$$\beta_T = 144/135 = 1,067.$$

Отсюда степень стеснения

$$\frac{\beta_{св}}{\beta_T} = \frac{1,132}{1,067} = 1,061.$$

Общий коэффициент вытяжки полосы с учетом степени стеснения λ_T определили по формуле (115):

$$\lambda_T = \lambda_{доп} \cdot \lambda_{св} \cdot \frac{\beta_{св}}{\beta_T} = 1,0925 \cdot 1,224 \cdot 1,061 = 1,42.$$

Отсюда сечение полосы до прохода

$$\omega_0 = 1,42 \cdot 7137 \approx 10000 \text{ мм}^2.$$

Общая высота полосы по фланцам до прохода

$$h_{0\phi} = \frac{10000 - 2100}{60} = 131,5 \text{ мм}.$$

На рис. 37 она принята 131,8 мм.

Средний коэффициент уменьшения высоты полосы:

$$\frac{1}{\eta_{\text{ср}}} = \lambda_{\text{т}} \beta_{\text{т}} = 1,41 \cdot 1,067 = 1,503.$$

Далее определяли высоту фланцев в этих условиях прокатки.

Площадь сечения двух фланцев закрытого шестого профиля

$$\omega_1 \text{ ф. з} = (31,8 + 16,5) \cdot 47 = 2270 \text{ мм}^2.$$

Площадь сечения фланцев до прокатки

$$\omega_0 \text{ ф. з} = \omega_1 \text{ ф. з} \cdot \lambda_{\text{т}} = 2270 \cdot 1,41 = 3200 \text{ мм}^2.$$

Ширина фланцев предыдущего профиля была принята по заданию:

$$2 b_{0 \text{ ср. ф}} = 19,6 + 40,4 = 60 \text{ мм}.$$

Следовательно, высота верхних фланцев

$$a_1 \text{ ф. з} = \frac{3200}{60} = 53,3 \text{ мм}.$$

Высота нижних фланцев

$$a_1 \text{ ф. о} = 131,8 - (81,3 + 28) = 50,5 \text{ мм}.$$

Таким образом, разница в размерах высот фланцев, обжимаемых в закрытом и открытом ручьях, по сравнению с размерами, приведенными на рис. 37 и в расчетах, получилась сравнительно небольшая и поэтому вполне допустимая.

Величину радиусов закруглений углов калибра Б. П. Бахтинов и М. М. Штернов рекомендуют связывать с толщиной прилегающей части профиля. В качестве исходной величины берут отношение радиуса к прилегающей части готового профиля.

Сохраняя данное отношение постоянным, определяют радиусы закруглений во всех калибрах:

$$\frac{R}{b_{\text{ф}}} = c = \text{const},$$

где R — радиус закруглений между шейкой и фланцами в готовом профиле;

$b_{\text{ф}}$ — толщина фланца у основания его в готовом профиле.

Радиус закруглений в глубине вреза закрытого фланца r_3 также выбирают в зависимости от толщины фланца:

$$\frac{r_3}{a} = c = \text{const},$$

где r_3 — радиус закругления конца фланца у готового профиля;

a — толщина фланца на конце его.

Заметим, однако, что практически необходимо избегать уменьшения радиусов. Лучше несколько увеличить, чем уменьшить, так как в этом случае сохраняется возможность для их корректирования в сторону уменьшения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Головин А. Ф. Прокатка, ч. I. ОНТИ, 1933, с. 135 с ил.
2. Леднев М. П., Суяров Д. И. В сб. «Обработка металлов давлением». М., Metallurgizdat, 1956, вып. IV, с. 16—22.
3. Тарновский И. Я. Формоизменение при пластической обработке металлов. М., Metallurgizdat, 1954, 534 с. с ил.
4. Губкин С. И. Теория обработки металлов давлением. М., Metallurgizdat, 1947, 312 с. с ил.
5. Павлов И. М. Теория прокатки. М., Metallurgizdat, 1950, 212 с. с ил.
6. Голубев Т. М. Сталь, 1952, № 2, с. 138.
7. Мец Н. Горячая прокатка и калибровка валков. ОНТИ, 1937.
8. Зарошнинский М. Л. Сталь, 1950, № 8, с. 715.
9. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ляшков В. Б. Деформация при прокатке. М., Metallurgizdat, 1956, 280 с. с ил.
10. Целиков А. И. Основы теории прокатки. М., «Металлургия», 1965, 247 с. с ил.
11. Александров П. А. В сб. «Обработка металлов давлением», М., Metallurgizdat, 1953, вып. 2, с. 76.
12. Музалевский О. Г. Труды МАТИ, М., Оборонгиз, 1951, вып. 21, с. 18.
13. Выдрин В. Н. Динамика прокатных станов. М., Metallurgizdat, Свердловск, 1960, 247 с. с ил.
14. Шадрин В. А., Скрябин Н. П. Бюллетень ЦИИНЧМ (труды Уральского научно-исследовательского института черных металлов), 1959, № 6, с. 58.
15. Шадрин В. А., Скрябин Н. П., Исупов В. Ф. Бюллетень ЦИИНЧМ (труды Уральского научно-исследовательского института черных металлов), 1958, № 4, с. 14.
16. Бахтинов Б. П., Штернов М. М. Калибровка прокатных валков. М., Metallurgizdat, 1953, 779 с. с ил.
17. Диомидов Б. Б., Литовченко Н. В. Калибровка прокатных валков. М., «Металлургия», 1970, 311 с. с ил.
18. Чекмарев А. П. и др. Теория прокатки крупных слитков. М., «Металлургия», 1968, 251 с. с ил.
19. Головин А. Ф. Прокатка, ч. II. ОНТИ, 1934.
20. Тарновский И. Я. Расчет обжатий при ручьевой прокатке. Сталь. 1948, № 3. с. 232—241.
21. Макаев С. В. Сталь, 1960, № 7, с. 628—634.
22. Шадрин В. А. Труды УНИИЧМ, 1963, т. 2, с. 24.
23. Павлов И. М. Теория прокатки. Ленинград, 1934.
24. Целиков А. И., Гришков А. И. Теория прокатки. М., «Металлургия», 1970, 351 с. с ил.

25. Головин А. Ф. Прокатка, ч. III. ОНТИ, 1936, 219 с. с ил.
26. Гарновский И. Я. Сталь, 1941, № 5, с. 12.
27. Соколов Л. Д. Сталь, 1946, № 6, с. 375—376.
28. Мутьев М. С. В сб. «Обработка металлов давлением», М., Металлургиздат, 1956, вып. 4, с. 42—52.
29. Заруев В. М. В сб. «Обработка металлов давлением». М., Металлургиздат, 1954, вып. 3, с. 27—32.
30. Мутьев М. С. Калибровка черновых валков. М., «Металлургия», 1964.
31. Лендль А. Сталь, 1942, № 3—4, с. 60—62.

58695

ВАСИЛИЙ АНТОНОВИЧ ШАДРИН

Инженерные методы расчетов деформации металла при прокатке

Редактор издательства Э. М. Щербинина
Художественный редактор Д. В. Орлов
Технический редактор Н. А. Сперанская
Корректоры Н. Л. Залуцкая, Л. Ф. Орлова
Обложка художника Е. Н. Волкова

Сдано в набор 28/XI 1972 г. Подписано в печать 5/VII 1973 г.
Т-11501 Формат бумаги 84×108^{1/2} бумага типографская № 2
Усл. печ. л. 5,88 Уч.-изд. л. 5,83 Тираж 2800 экз. Заказ 611
Изд. № 2635 Цена 30 коп.

Издательство «Металлургия», 419034, Москва, Г-34,
2-й Обыденский пер., 14

Подольская типография «Союзполиграфпрома»
при Государственном комитете Совета Министров СССР
по делам издательств, полиграфии и книжной торговли
г. Подольск, ул. Кирова, д. 25

30 коп.

14

4509



«МЕТАЛЛУРГИЯ»