

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПЕРЕЖЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ ЛЕНТ С НАТЯЖЕНИЕМ

В настоящее время преобладающим типом оборудования для прокатки листового материала в виде лент становятся непрерывные станы. Процессы прокатки на них протекают нормально, если через любую клетку стана в единицу времени проходит одинаковый по величине объем металла

$$Q = bh_1 \omega r \xi, \quad (1)$$

где bh_1 — выходное сечение ленты;
 ω — угловая скорость валков;
 r — радиус валков;
 ξ — коэффициент опережения.

Для определения объемного расхода металла и его изменений в процессе прокатки по уравнению (1) необходимо знать коэффициент опережения ξ , так как остальные параметры известны.

Полагая, что в критическом сечении (рис. 1) частицы металла движутся с той же скоростью, что и поверхность валков, а объемный расход металла в любом сечении очага деформации одинаков, пренебрегая уширением, имеем

$$\xi = \frac{h_\gamma}{h_1}, \quad (2)$$

т. е. коэффициент опережения представляет собой вытяжку в зоне опережения. Выражая h_γ через критический угол γ , с учетом того, что он мал по величине, получаем известную формулу Дрездена

$$\xi = 1 + \frac{r}{h_1} \gamma^2. \quad (3)$$

В настоящей статье приводится анализ нескольких формул для расчета коэффициента опережения и сравнение расчетных результатов по этим формулам с экспериментальными данными

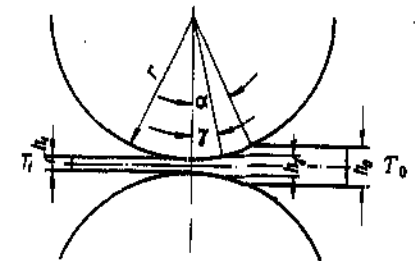


Рис. 1. Схема прокатки ленты с натяжением

ми, которые получены авторами при прокатке на реверсивном стане с моталками в Институте металлургии (Свердловск) [1].

Для проведения экспериментов использована холоднокатаная отожженная лента шириной $b = 95$ мм из стали марки 10сп, поверхность которой до прокатки была приведена в состояние, обеспечивающее примерно одинаковые условия внешнего трения. Всего было проведено две серии опытов:

А — в валках диаметром 257,2 мм с исходной толщиной ленты $h_0 = 1,94$ мм при коэффициентах вытяжки $\lambda = 1,12; 1,44$ и 1,60;

Б — в валках диаметром 99,5 мм с исходной толщиной ленты $h_0 = 0,92$ мм при коэффициенте вытяжки $\lambda = 1,42$. Валки — из закаленной хромистой стали, шлифованные по 9-му классу чистоты. Опережение определяли методом меток.

Формулы, предложенные для определения коэффициента опережения с учетом натяжения ленты, могут быть разделены на три группы:

1. Полученные из условия равновесия внутренних сил, действующих в очаге деформации (А. И. Целикова [2], А. И. Целикова — А. В. Третьякова [3], Г. Форда — Д. Бленда [4] и др.);

2. Полученные из энергетического принципа (В. Н. Выдрина [5]).

3. Полученные из условия равновесия внешних сил, приложенных к прокатываемой полосе (Ю. М. Файнберга [6], А. Я. Хейна [7], Е. Зибеля [8]).

Формулы первой группы основаны на предположении, что касательные и нормальные напряжения на поверхности ленты в очаге деформации связаны между собой соотношением $\tau = \mu p$, причем величине μ придан смысл коэффициента контактного трения, имеющего одно и то же значение по всей длине дуги захвата.

Интегрируя дифференциальное уравнение равновесия (в полярных координатах)

$$\frac{d}{d\varphi} [(h_1 + r\varphi^2)(p - k)] = 2pr(\sin\varphi \pm \mu \cos\varphi), \quad (4)$$

Г. Форд, Ф. Эллис и Д. Бленд [4] получают для зоны отстаивания

$$p_0 = k \frac{h_y}{h_0} \left(1 - \frac{t_0}{1,15\sigma_0}\right) e^{2\mu \sqrt{\frac{r}{h_1}} \left[\arctg \sqrt{\frac{r}{h_1}} \cdot \alpha - \arctg \sqrt{\frac{r}{h_1}} \cdot \varphi \right]}, \quad (5)$$

для зоны опережения

$$p_1 = k \frac{h_y}{h_1} \left(1 - \frac{t_1}{1,15\sigma_1}\right) e^{2\mu \sqrt{\frac{r}{h_1}} \arctg \sqrt{\frac{r}{h_1}} \cdot \varphi}. \quad (6)$$

Полагая в критическом сечении удельные давления $p_0 = p_1$,

получаем выражение для определения величины критического угла, подстановка которого в уравнение (3) дает

$$\xi = 1 + \frac{1}{4} \left\{ \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{h_1}{r}} \left(\ln \frac{h_0}{h_1} - \ln \frac{1 - \frac{t_0}{1,15\sigma_0}}{1 - \frac{t_1}{1,15\sigma_1}} \right) \right\}^2, \quad (7)$$

где μ — коэффициент контактного трения; t_0 и t_1 — входное и выходное удельные натяжения; σ_0 и σ_1 — входное и выходное сопротивления деформации.

Из формулы (7) следует, что при заданном режиме обжатия

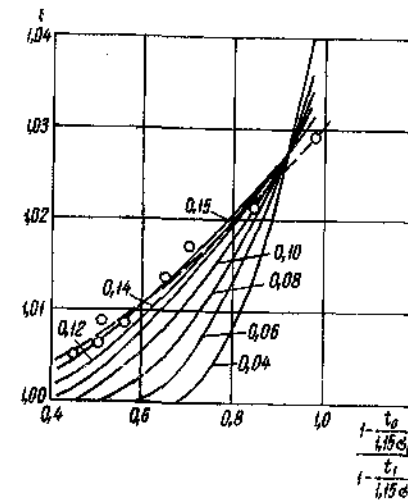


Рис. 2. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (7) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,12$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

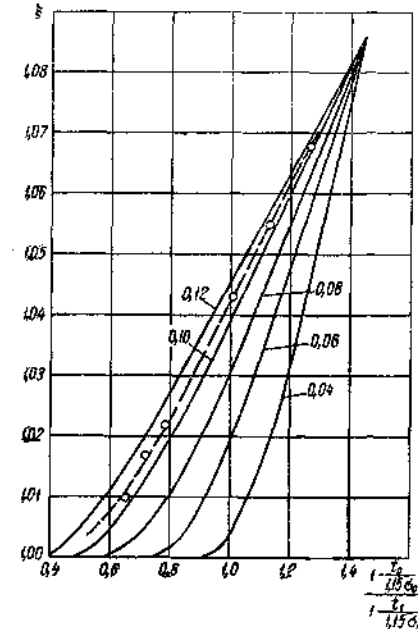


Рис. 3. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (7) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,42$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

ленты, обладающей известными механическими свойствами, коэффициент опережения является функцией двух независимых переменных величин: коэффициента μ , характеризующего условия внешнего трения, и выражения $\left(1 - \frac{t_0}{1,15\sigma_0}\right) : \left(1 - \frac{t_1}{1,15\sigma_1}\right)$.

рактически совпадающие с расчетными по формуле Форда и Бленда. Таким образом, несмотря на различный вид формул, полученных из условия равновесия внутренних сил, они дают почти одинаковые численные значения.

Результаты вычислений ξ по формуле (7) изображены семейством кривых на рис. 2—5. Вершины этих кривых касаются оси абсцисс в точках, где процесс прокатки прекращается в связи с возникновением буксования валков. Все кривые пересекаются в одной точке. Эта точка соответствует переходу процесса прокатки в волочение. Пунктирные линии, наложенные

на расчетные кривые, пересекают их, за исключением графика на рис. 3, причем на рис. 2 и 4 с увеличением фактора $\frac{1 - \frac{t_u}{1,15\sigma_u}}{1 - \frac{t_1}{1,15\sigma_1}}$ уходят в область кривых с малым, а на рис. 5 с большим значением коэффициента μ .

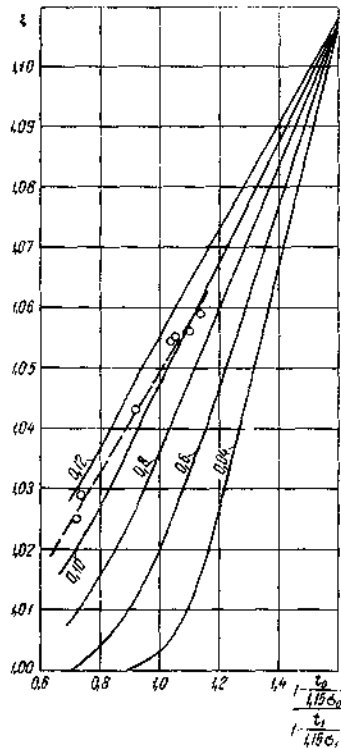


Рис. 4. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (7) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,60$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

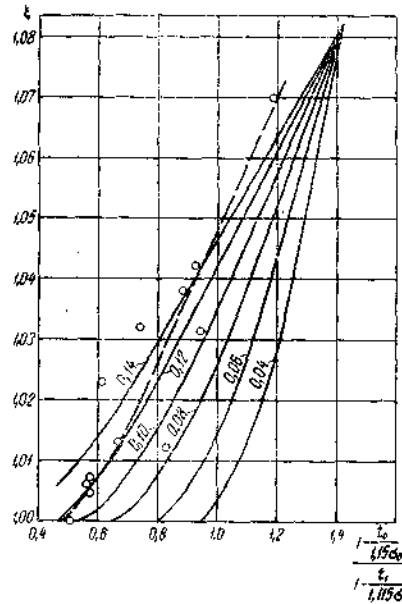


Рис. 5. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (7) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 0,95$ мм, $\lambda = 1,42$, $d = 99,5$ мм; пунктиром показана опытная кривая

на расчетные кривые, пересекают их, за исключением графика на рис. 3, причем на рис. 2 и 4 с увеличением фактора $\frac{1 - \frac{t_u}{1,15\sigma_u}}{1 - \frac{t_1}{1,15\sigma_1}}$ у-

ходят в область кривых с малым, а на рис. 5 с большим значением коэффициента μ .

Расчет по формулам Целикова [2] и Целикова — Третьяко-

ва [3] дает графики, практически совпадающие с расчетными по формуле Форда и Бленда. Таким образом, несмотря на различный вид формул, полученных из условия равновесия внутренних сил, они дают почти одинаковые численные значения.

Формула для расчета коэффициента опережения, основанная на энергетическом принципе, предложена В. Н. Выдриным [5]. В качестве исходного уравнения В. Н. Выдрин принимает равенство работы, совершенной двигателем клетки и моталки, работе, которая израсходована на формоизменение металла и на преодоление трения его о поверхность валков

$$A_{дв} + A_1 + A_0 = A_{фр} + A_{тр}. \quad (8)$$

При повороте валков на произвольный угол Φ работа двигателя прокатной клетки

$$A_{дв} = 2br^2\Phi \left(\int_0^{\alpha} \tau d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} \tau d\varphi \right). \quad (9)$$

Работа, совершаемая соседними клетями, или работа моталок

$$A_1 - A_0 = bh_1 r \Phi \xi (t_1 - t_0). \quad (10)$$

Работа формоизменения

$$A_{фр} = br^2\Phi \xi \int_0^{\alpha} \sigma \frac{2\varphi}{1 + \frac{r}{h_1}\varphi^2} d\varphi. \quad (11)$$

В уравнении (11) под знаком интеграла находится произведение двух функций $\sigma(\varphi)$ и $\frac{2\varphi}{1 + \frac{r}{h_1}\varphi^2}$. Согласно теореме о среднем значении такого интеграла, работа формоизменения будет

$$A_{фр} = br^2\Phi \xi \bar{\sigma}' \int_0^{\alpha} \frac{2\varphi}{1 + \frac{r}{h_1}\varphi^2} d\varphi = bh_1 r \Phi \xi \bar{\sigma}' \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (12)$$

где $\bar{\sigma}'$ представляет собой некоторое среднее интегральное значение сопротивления формоизменению.

Работа напряжений контактного трения

$$A_{тр} = 2br^2\Phi \left(\int_0^{\alpha} \tau d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} \tau d\varphi \right) - 2br^2\Phi \xi \left(\int_0^{\alpha} \frac{\tau d\varphi}{1 + \frac{r}{h_1}\varphi^2} - \right.$$

$$-2 \int_0^{\varphi} \frac{\tau d\varphi}{1 + \frac{r}{h_1} \varphi^2} \quad (13)$$

Первый член в уравнении (13) выражает величину $A_{дв}$ (9). Второй член содержит под знаком интегралов, как и уравнение (11) произведение двух функций $\tau(\varphi)$ и $\frac{1}{1 + \frac{r}{h_1} \varphi^2}$. Применяя теорему о среднем значении интеграла, имеем

$$A_{тр} = A_{дв} - 2br^2 \Phi \xi \bar{\tau} \sqrt{\frac{h_1}{r}} \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - 2 \arctg \sqrt{\frac{r}{h_1}} \cdot \gamma \right), \quad (14)$$

где $\bar{\tau}$ — представляет собой некоторое среднее интегральное значение напряжения контактного трения. (Для упрощения за-

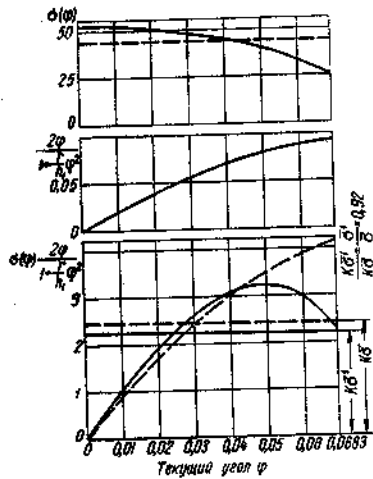


Рис. 6. Графическое интегрирование произведения функций

$$\sigma(\varphi) \text{ и } \frac{1}{1 + \frac{r}{h_1} \varphi^2}$$

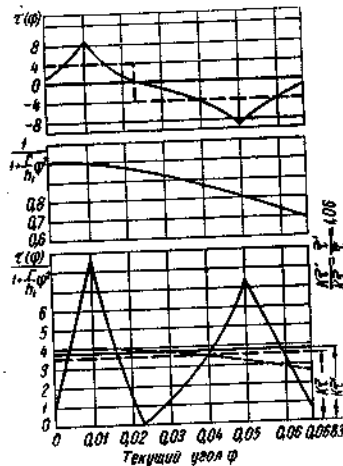


Рис. 7. Графическое интегрирование произведения функций

$$\tau(\varphi) \text{ и } \frac{1}{1 + \frac{r}{h_1} \varphi^2}$$

дачи принято, что для зон отставания и опережения $\bar{\tau}$ имеет одинаковую величину).

После подстановки найденных значений $A_{дв}$, $A_1 - A_0$, $A_{фр}$ и $A_{тр}$ в исходное уравнение (8) его удастся решить относительно критического угла α , используя уравнение (3), найти следующую формулу для расчета коэффициента опережения:

$$\xi = 1 + \frac{1}{4} \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\tau}} \sqrt{\frac{h_1}{r}} \times \left[\ln \frac{h_0}{h_1} - \left(\frac{t_1 - t_0}{\bar{\sigma}} \right) \right]^2 \right) \quad (15)$$

Формула (15) содержит неизвестные величины $\bar{\sigma}$ и $\bar{\tau}$, которые приходится находить путем графического интегрирования, так как функция $\sigma(\varphi)$ и $\tau(\varphi)$ известны в лучшем случае в виде эмпирических кривых.

В качестве примера на рис. 6 и 7 показаны сплошными линиями результаты графического интегрирования для случая прокатки, когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,44$, $t_0 = 32,4$ н/мм² и

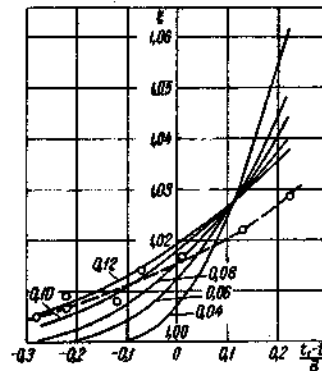


Рис. 8. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (17) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,12$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

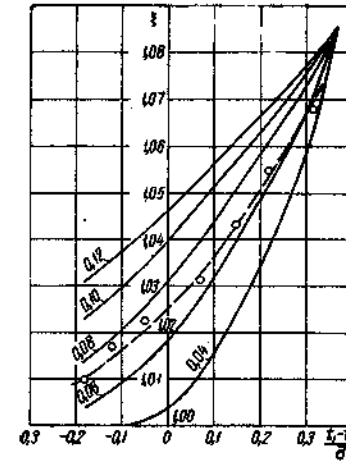


Рис. 9. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (17) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,44$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

$t_1 = 128,5$ н/мм². В порядке упрощения задачи В. Н. Выдрин заменяет функции $\sigma(\varphi)$ и $\tau(\varphi)$ их средними значениями $\bar{\sigma}$ и $\bar{\tau}$. Результаты графического интегрирования с учетом указанного упрощения изображены на рис. 6 и 7 пунктирными линиями. Сравнение точного и приближенного интегрирования дало следующие результаты:

$$\bar{\sigma} = 1,09 \bar{\sigma}, \quad \bar{\tau} = 0,94 \bar{\tau} \text{ и } \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\tau}} = 1,15 \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\tau}}$$

Подстановка в уравнение (15) значений $\bar{\sigma}$ и $\bar{\tau}$ вместо $\bar{\sigma}$ и $\bar{\tau}$ приводит к некоторому занижению величины коэффициента

опережения. В рассматриваемом примере эта ошибка составляет 0,3%. Поскольку погрешность незначительна и носит систематический характер, замена функций $\sigma(\varphi)$ и $\tau(\varphi)$ их средними значениями $\bar{\sigma}$ и $\bar{\tau}$ допустима.

Для определения средней величины касательных напряжений в качестве одной из возможных зависимостей В. Н. Выдрин предлагает

$$\tau = \mu \bar{\sigma} \quad (16)$$

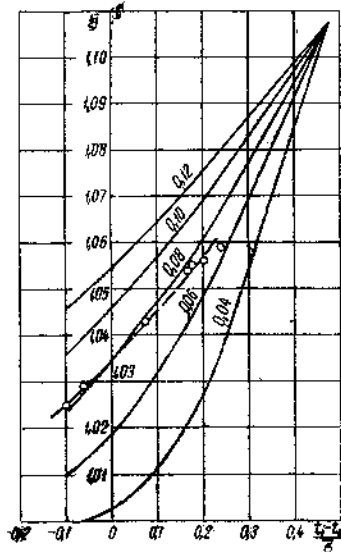


Рис. 10. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (17) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,60$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

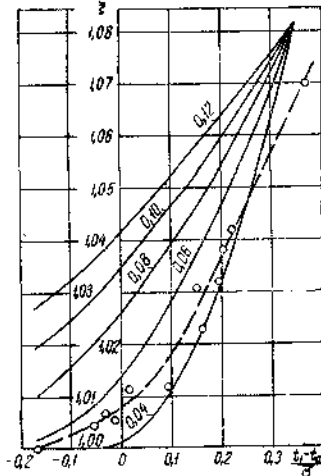


Рис. 11. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (17) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 0,92$ мм, $\lambda = 1,42$, $d = 99,5$ мм; пунктиром показана опытная кривая

В этом случае, после соответствующей подстановки, уравнение (15) приводится к виду [5]:

$$\xi = 1 + \frac{1}{4} \left\{ \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{h_1}{r}} \times \left[\ln \frac{h_0}{h_1} - \left(\frac{t_1 - t_0}{\bar{\sigma}} \right) \right]^2 \right\} \quad (17)$$

Экспериментальные кривые (пунктирные) на рис. 8—11 пересекают расчетные так, что с увеличением фактора $\frac{t_1 - t_0}{\bar{\sigma}}$ коэффициент μ принимает меньшее значение. Подстановка в уравне-

ние (15) зависимости $\bar{\tau} = \mu \bar{\rho}$, вместо (16), приводит к еще большему изменению коэффициента μ в зависимости от фактора $\frac{t_1 - t_0}{\bar{\sigma}}$.

Если не вводить допущения о том, что касательные напряжения в зоне отставания $\bar{\tau}_0$ и в зоне опережения $\bar{\tau}_1$ имеют одинаковую величину, то вместо уравнения (9) получим

$$A_{дв} = 2br^2 \Phi \left(\int_0^{\alpha} \bar{\tau}_0 d\varphi - \int_0^{\gamma} \bar{\tau}_1 d\varphi \right) \quad (9a)$$

и вместо уравнения (14)

$$A_{тр} = A_{дв} - 2br^2 \Phi \xi \sqrt{\frac{h_1}{r}} \left[\bar{\tau}'_0 \left(\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{r}{h_1}} \gamma \right) - \bar{\tau}'_1 \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{r}{h_1}} \gamma \right] \quad (14a)$$

После подстановки уравнений (9a), (10), (12) и (14a) в уравнение (8) находим величину критического угла, при котором

$$\xi = 1 + \left(\frac{m}{m+1} \right)^2 \left\{ \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{\bar{\sigma}'}{2\bar{\tau}'_0} \sqrt{\frac{h_1}{r}} \times \left[\ln \frac{h_0}{h_1} - \left(\frac{t_1 - t_0}{\bar{\sigma}'} \right) \right]^2 \right\}, \quad (15a)$$

где $m = \frac{\bar{\tau}'_0}{\bar{\tau}'_1}$ и зависит от соотношения входного и выходного натяжений. При $m = 1$ и $\bar{\tau}'_0 = \bar{\tau}'_1$ из уравнения (15a) получим уравнение (15).

При пользовании уравнением (15a) точность расчета коэффициента опережения повышается. Но для этого необходимо иметь эпюры касательных напряжений при прокатке с натяжением, о которых в настоящее время нет достаточных данных.

Формулы, основанные на равновесии сил, действующих на прокатываемый металл, после некоторых преобразований приводятся к виду формулы Ю. М. Файнберга [6], которая и рассматривается ниже.

Сумма проекций сил на вертикальную ось равна нулю, а проекция сил на горизонтальную ось дает уравнение (рис. 12):

$$2N_x - 2F_{0,x} + 2F_{1,x} + T_{0,x} - T_{1,x} = 0. \quad (18)$$

Выражая силы через нормальные и касательные напряжения, это уравнение можно записать следующим образом:

$$2 \int_0^{\alpha} b\rho(\varphi) r d\varphi \sin\varphi - 2 \int_{\gamma}^{\alpha} b\tau(\varphi) r d\varphi \cos\varphi + 2 \int_0^{\gamma} b\tau(\varphi) r d\varphi \cos\varphi + \ddagger T_0 - T_1 = 0, \quad (19)$$

откуда, полагая, что вследствие малости углов $\sin \varphi \approx \varphi$ и $\cos \varphi \approx 1$, находим

$$\int_0^a \rho(\varphi) \varphi d\varphi - \int_0^a \tau(\varphi) d\varphi + \int_0^a \tau(\varphi) d\varphi - \frac{T_1 - T_0}{2br} = 0. \quad (20)$$

Подынтегральная функция первого интеграла в уравнении (20) представляет собой произведение двух функций $\rho(\varphi)$ и φ , поэтому

$$\int_0^a \rho(\varphi) \varphi d\varphi = \frac{\bar{\rho}' a^2}{2}, \quad (21)$$

где $\bar{\rho}'$ представляет собой некоторое среднее интегральное значение нормального напряжения с учетом влияния натяжения.

Второй и третий интегралы в уравнении (20) можно выразить через средние значения касательных напряжений. Полагая, что для зоны отстава-

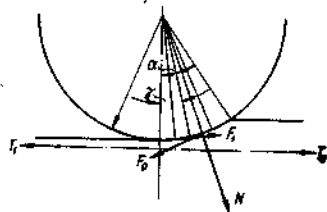


Рис. 12. Схема сил в очаге деформации при прокатке с натяжением

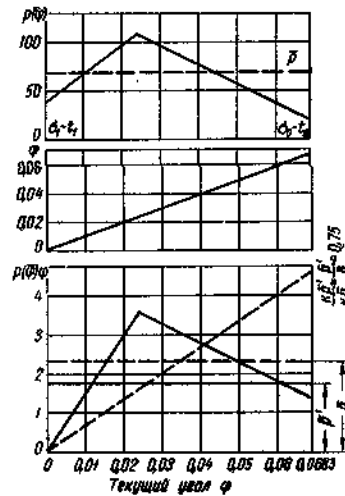


Рис. 13. Графическое интегрирование произведения функций $\rho(\varphi)$ и φ

ния и опережения они одинаковы, из уравнения (20) находим

$$\frac{\bar{\rho}' a^2}{2} + 2\bar{\tau}\gamma - \bar{\tau}a - \frac{T_1 - T_0}{2br} = 0,$$

откуда

$$\gamma = \frac{a}{2} \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\bar{\rho}'}{\bar{\tau}} a \right) + \frac{T_1 - T_0}{2br\bar{\tau}}. \quad (22)$$

Подстановка этого значения γ в уравнение (3) дает

$$\xi = 1 + \frac{r}{h_1} \left[\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\bar{\rho}'}{\bar{\tau}} \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \right) + \frac{T_1 - T_0}{2br\bar{\tau}} \right]^2. \quad (23)$$

Формула (23) содержит две неизвестные величины $\bar{\rho}'$ и $\bar{\tau}$,

первую из них из-за сложности функции приходится находить путем графического интегрирования, результаты которого для примера, использованного при рассмотрении формулы Выдрина, показаны на рис. 13 сплошными линиями. В порядке упрощения задачи Файнберг заменяет функцию $\rho(\varphi)$ ее средним значением. Результаты графического интегрирования с учетом такого упрощения изображены на рис. 13 пунктирными линиями. Сравнение точного и

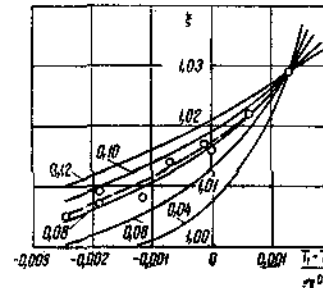


Рис. 14. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (25) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,12$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

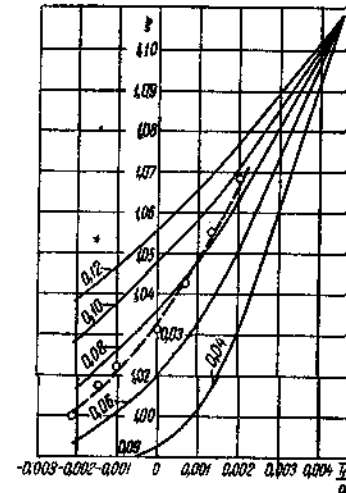


Рис. 15. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (25) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0 = 1,94$ мм, $\lambda = 1,44$, $d = 257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

приближенного интегрирования дает $\bar{\rho} = 1,33 \bar{\rho}'$, т. е. $\frac{\bar{\rho}}{\bar{\tau}} = 1,33 \frac{\bar{\rho}'}{\bar{\tau}}$.

Подстановка в уравнение (23) значения $\bar{\rho}$ вместо $\bar{\rho}'$ приводит к занижению величины коэффициента опережения за счет увеличения второго члена в круглых скобках.

Но если принять, как это делает Ю. М. Файнберг, что величина среднего касательного напряжения

$$\bar{\tau} = \mu \bar{\rho}, \quad (24)$$

то уравнение (23) примет вид

$$\xi = 1 + \frac{r}{h_1} \left[\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \left(1 - \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \right) + \frac{T_1 - T_0}{4br\mu\bar{\rho}} \right]^2, \quad (25)$$

и ошибка интегрирования функции $\rho(\varphi)$ скажется на последнем члене уравнения. Эта ошибка будет исправлена за счет

соответствующего подбора коэффициента μ . Отсюда следует, что коэффициент μ в уравнении (25) является коэффициентом пропорциональности между средней величиной касательного напряжения и средним значением нормального напряжения, и не имеет того смысла, который придан ему в уравнении (7).

Пунктирные линии экспериментальных данных на рис. 14 и 16 практически совпадают с кривыми, рассчитанными по формуле (25) для $\mu=0,08$. На рис. 15 и 17 экспериментальная

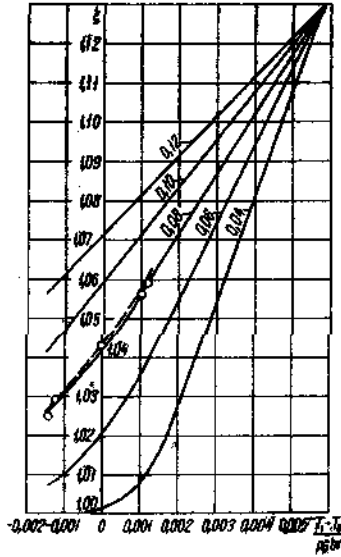


Рис. 16. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (25) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0=1,94$ мм, $\lambda=1,60$, $d=257,2$ мм; пунктиром показана опытная кривая

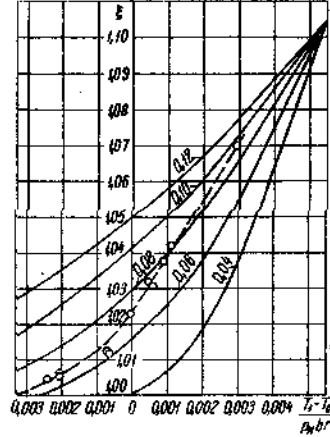


Рис. 17. Зависимость коэффициента ξ от натяжения металла по формуле (25) для разных значений коэффициента μ , когда $h_0=0,92$ мм, $\lambda=1,42$, $d=99,5$ мм; пунктиром показана опытная кривая

кривая с увеличением фактора $\frac{T_1 - T_0}{b r p}$ стремится к области кривых с большим значением коэффициента μ , но его изменение значительно меньше, чем по уравнению (17).

Если при выводе формулы (23) не делать допущения о равенстве средних касательных напряжений τ_0 и τ_1 , то получим

$$\xi = 1 + \frac{r}{h_1} \left(\frac{m}{m+1} \right)^2 \left[\sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\rho'}{\tau_0} \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \right) + \frac{T_1 + T_0}{2br\tau_0} \right]^2, \quad (23a)$$

где $m = \frac{\tau_0}{\tau_1}$.

Точность расчета по уравнению (23a) должна повыситься, однако им нельзя воспользоваться по тем же причинам, что и уравнением (15a).

Результаты обработки экспериментальных данных по формулам (7), (15), (25) для определения коэффициента опережения

Номер опыта	λ	$\frac{l}{h}$	По Форду-Вледу			По В. Н. Выдрину			По Ю. М. Файнбергу				
			μ^*	δ	$\frac{\Delta \xi}{\xi_{оп}} \cdot 100\%$	μ^*	μ	$\frac{\Delta \xi}{\xi_{оп}} \cdot 100\%$	μ^*	μ	$\frac{\Delta \xi}{\xi_{оп}} \cdot 100\%$		
Серия А: $h_0=1,94$ мм, $b=95$ мм, Ст. 10сп, $d=257,2$ мм, валки сухие, скорость прокатки $v=0,24$ м/сек													
1	1,12	2,8	0,15	0,018	+0,05 -0,20	0,09	0,10	+0,20 -0,60	0,020	0,08	+0,05 -0,00	0,007	0,08
2	1,44	5,3	0,11	0,004	+0,00 -0,00	0,09	0,07	+0,15 -0,50	0,008	0,08	+0,40 -0,60	0,005	0,08
3	1,60	6,2	0,11	0,007	+0,10 -0,30	0,10	0,08	+0,00 -0,50	0,006	0,08	+0,00 -0,00	0,002	0,08
Серия Б: $h_0=0,92$ мм, $b=95$ мм, Ст. 10сп, $d=99,5$ мм, валки сухие, скорость прокатки $v=0,24$ м/сек													
1	1,42	4,7	0,14	0,030	+0,50 -0,50	0,07	0,05	+0,30 -1,40	0,005	0,07	+0,90 -0,30	0,009	0,07

Примечание. В таблице приняты следующие обозначения:

μ^* — среднее арифметическое значение коэффициента в формулах для расчета коэффициента опережения, полученного по экспериментальным данным при прокатке с натяжением ленты;

$\frac{\Delta \xi}{\xi_{оп}}$ — наибольшее отклонение коэффициента опережения ξ , рассчитанного для μ согласно экспериментальной кривой;

δ — среднее квадратичное отклонение коэффициента μ от его среднего значения μ^* ;

μ — коэффициент в формулах для расчета коэффициента опережения, полученный из опытного опережения без натяжения ленты;

$\frac{l}{h}$ — фактор формы очага деформации.

Результаты обработки опытного численного материала и графиков сведены в таблицу. Из графиков и таблицы следует, что формулы (7), (17) и (25) качественно правильно отражают влияние натяжения на коэффициент опережения. Путем подбора соответствующего значения коэффициента μ по любой из указанных выше формул можно найти коэффициент опережения, близко совпадающий с опытным значением. При этом относительные ошибки $\frac{\Delta \xi}{\xi_{оп}} \cdot 100\%$ в определении коэффициента опережения, вычисленного для среднего значения μ (найденного из опыта), имеют примерно один и тот же порядок по всем формулам и не выходят за пределы 1%.

Среднеквадратичные отклонения δ коэффициента μ от его среднего значения — также одного и того же порядка по всем формулам. Отсюда следует, что точность вычисления коэффициента опережения зависит не столько от выбора формулы, сколько от правильности выбора коэффициента μ . Но следует заметить, что значения коэффициента μ фактически неизвестны, так как представляют собой величины, зависящие не только от условий контактного трения, но и от других факторов прокатки. Закономерность влияния этих факторов на величину μ , или, точнее, на величину касательных напряжений τ , учесть невозможно, так как этот вопрос пока находится в начальной стадии изучения. Поэтому, с точки зрения практического использования, приходится выбирать ту формулу, которая дает наиболее стабильные значения μ в одинаковых условиях состояния контактируемых поверхностей между лентой и валками.

По данным таблицы, среднее значение коэффициента μ , определенного по формуле Форда — Бленда из опытного опережения при прокатке с натяжением, колеблется от 0,11 по 0,15, по формуле Выдрина — от 0,05 до 0,10 и по формуле Файнберга — от 0,17 до 0,08. При отсутствии натяжения формулы Форда — Бленда и Выдрина совпадают и дают один и тот же результат: коэффициенты μ , определенные из опытного опережения при прокатке без натяжения, изменяются от 0,07 до 0,10 и значительно отличаются от тех, которые получаются при прокатке с натяжением. Значения коэффициентов μ , вычисленные по формуле Файнберга из опытного опережения без натяжения (0,07 ÷ 0,08) и с натяжением, совпадают и имеют наиболее стабильное значение.

Таким образом, при вычислении коэффициента опережения по формуле Файнберга можно использовать значение μ^* , определенное из опытного опережения при прокатке лент без натяжения.

Такие опыты могут быть легко выполнены в производственных условиях на любом стане, в том числе и на непрерывном. Исходя из этого, формулу Файнберга можно рекомендовать

для практических расчетов коэффициента опережения при прокатке лент на непрерывных станах.

Для более точной оценки формул для определения опережения необходим широкий экспериментальный материал по эюграм касательных напряжений при прокатке с натяжением и без него.

В описанных в статье опытах упругое сплющивание валков было незначительным. При значительном упругом сплющивании валков геометрия их изменяется, по данным Орована [9] (рис. 18). Уравнение (3) при этом становится несправедливым и из геометрических соображений приобретает вид

$$\xi = 1 + \frac{r}{h_1} \left(\frac{r}{r'} \right) \gamma^2. \quad (26)$$

Согласно этому уравнению при одном и том же обжатии ленты коэффициент опережения с учетом сплющивания будет больше, чем без учета.

Так, обработка опытных данных Г. Валквиста и Б. Берга [10] по опережению при прокатке с натяжением ленты из высокоуглеродистой стали (1,28% C) исходной толщины 1,02 мм, 0,28 мм и 0,08 мм показала, что формулы (7), (17) и (25) дают неудовлетворительные результаты. Это объясняется наличием значительного упругого сплющивания валков, чего не учитывают рассмотренные формулы.

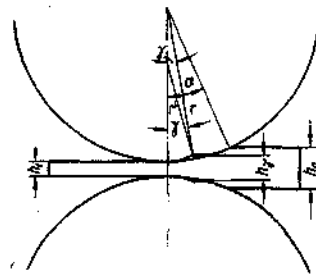


Рис. 18. Форма очага деформации при упругом сплющивании валков

ЛИТЕРАТУРА

1. В. П. Корж, В. И. Шилов. Аппаратура для исследования процесса ленточной прокатки. Сб. «Исследование процессов ленточной и листовой прокатки». Труды Института металлургии УФАИ СССР, вып. 9, Свердловск, 1962.
2. А. И. Целиков. Теория расчета усилий в прокатных станах. Металлургиздат, 1962.
3. А. И. Целиков и А. В. Третьяков. Подсчет давления металла на валки при холодной прокатке с учетом натяжения и наклепа. Вестник машиностроения, 1954, № 12.
4. H. Ford, F. Ellis, D. R. Bland. Cold Rolling with Strip Tensions. J. Iron and Steel Inst., v. 168, May, 1951, p. 51.
5. В. Н. Выдрин. Динамика прокатных станов. Metallurgizdat, 1960.
6. Ю. М. Файнберг. Автоматизация непрерывных станов горячей прокатки. Metallurgizdat, 1963.
7. А. Я. Хейн. Процесс ленточной и тонколистовой прокатки. Metallurgizdat, 1941.
8. E. Siebel. Zur Theorie des Walzvorganges bei ungleich angetriebenen Walzen, Archiv Eisenhüttenwesen, 1941, 3.
9. F. Orowan. The Calculation of roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling. J. Inst. Mech. Eng., Febr., 1944.
10. Г. Валквист и Б. Берг. Экспресс-информация. Прокатка и прокатное оборудование, № 13, 1962.