



Tasks of working out of theoretical bases of continuous high-speed rolling of rolled wire are set forth and solved with consideration of influence of mass forces securing necessary acceleration in deformation zones.

А. А. ГОРБАНЕВ, С. М. ЖУЧКОВ, Институт черной металлургии НАН Украины,
В. В. ФИЛИППОВ, В. А. ТИЩЕНКО, А. Б. СТЕБЛОВ, РУП "БМЗ"

ДАВЛЕНИЕ И МОМЕНТ ПРОКАТКИ В ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЧИСТОВЫХ БЛОКАХ ПРОВОЛОЧНЫХ СТАНОВ С УЧЕТОМ МАССОВЫХ СИЛ В ЗОНАХ ДЕФОРМАЦИИ

УДК 621.771.25.04.001.5

Задача деформации металла в овальных и круглых калибрах, используемых в чистовых блоках, является объемной задачей. Ее решение должно удовлетворять трем уравнениям равновесия, уравнению пластичности и шести уравнениям, связывающим напряжения и скорости деформации. Также должны быть заданы краевые условия. Таким образом, требуется решить систему из десяти уравнений с десятью неизвестными.

Точные методы решения такой системы уравнений не разработаны, поэтому прибегают к различным допущениям. Например, переходят к плоской задаче и решают ее с помощью линий скольжения, что позволяет найти распределение напряжений и скоростей деформации внутри деформируемого металла [1, 2]. При этом в ряде случаев приходится учитывать экспериментальные данные. Применяются также вариационные методы [3], где за основу берется выражение полной энергии деформируемого тела, которая должна быть минимальной. Решение получается сложным, приходится принимать ряд допущений. При прокатке в клетях чистовых блоков ширина полосы имеет тот же порядок, что и ее толщина, деформация не является плоской, поэтому необходимо учитывать влияние ширины на параметры прокатки. В этом случае использование метода линий скольжения не дает надежных результатов, а точность вариационных методов зависит от принятых допущений.

При горячей прокатке узких полос широко распространены инженерные методы [4–8], успешное применение которых во многом зависит от того, насколько удачно выбраны исходные допущения для конкретных случаев прокатки. Инженерные методы дают возможность получить достаточно простые конечные уравнения для расчетов параметров процесса, в которых отражено влияние на рассчитываемые параметры различных факторов. Возможность применения инженерных методов в каждом конкретном случае определяется сравнением расчетных и экспериментальных данных, при этом возможно введение поправочных коэффициентов.

Для вывода уравнений давления металла на валки и момента прокатки в высокоскоростных чистовых блоках использован инженерный метод, предложенный А. И. Целиковым, — совместное решение уравнения движения элементарного объема металла в очаге деформации и уравнения пластичности.

Уравнение динамики в очаге деформации запишем в виде

$$(\sigma_x + d\sigma_x)(F_x + dF_x) - \sigma_x F_x - 2p_x \frac{dx}{\cos\varphi} b_x \sin\varphi \pm 2t_x b_x \frac{dx}{\cos\varphi} = -\rho(V_1 F_1)^2 \frac{dF_x}{F_x^2}, \quad (1)$$

где знак "+" относится к зоне отставания, знак "—" — к зоне опережения; x — расстояние от плоскости выхода металла из валков до выделенного элементарного объема толщиной dx ; σ_x — среднее по сечению элемента нормальное напряжение; p_x — удельное давление металла на валки; b_x — ширина выделенного элемента; φ — угол от вертикальной оси в плоскости выхода металла из валков до выделенного элемента; ρ — плотность металла; V_1 — скорость металла; F_1 — площадь поперечного сечения раската на выходе металла из валков; t_x — удельная сила трения; F_x — текущая площадь поперечного сечения выделенного элемента.

При прокатке в овальных и круглых калибрах блока ширина раската, площадь поперечного сечения и площадь контакта металла с валками переменны по длине дуги контакта.

Текущее значение ширины контактной площади b_x может быть выражено уравнением:

$$b_x = b_1 \left(1 - \frac{x}{l}\right)^{\frac{1}{3}}, \quad (2)$$

где b_1 — ширина раската в плоскости выхода металла из валков; l — длина очага деформации.

Выполнено сравнение результатов расчетов изменения ширины по формуле (2) со значениями, полученными графоаналитическим методом с использованием недокатов в клетях блоков стана 150 Белорусского металлургического завода, станов 150 Макеевского и Белорезцкого металлургических комбинатов. Установлено, что максимальная погрешность формулы (2) не превышает 8%, по мере движения к выходному сечению погрешность уменьшается и в выходном сечении равна 0.

Текущее значение горизонтальной проекции контактной площади S_{kx} , определенное интегрированием уравнения (2), имеет вид:

$$S_{kx} = 0,75 b_1 l \left(1 - \frac{x}{l}\right)^{\frac{4}{3}}, \quad (3)$$

а полная контактная поверхность равна

$$S_k = 0,75 b_1 l. \quad (4)$$

В настоящее время имеется большое количество уравнений для определения контактной площади при прокатке в овальных и круглых калибрах. Применяют формулы Цоухара, Дрозда, Зюзина, Синельникова, Машкина и др. [9–12], полученные теоретически или экспериментально.

Считая отклонения контактной площади, определенной расчетом, относительно площади, определенной графоаналитическим методом по недокатам раската в чистовых блоках, получаем, что при прокатке в овальных калибрах блока формула Синельникова занижает значения контактной площади на 8 %, наименьшую погрешность дают формула Зюзина и уравнение (4) (от +4,9 до –5,2 %). При прокатке овалов в круглых калибрах, т.е. в четных клетях блоков, наибольшие отклонения дают формулы Синельникова и Цоухара (соответственно до +25 и +20 %), наименьшую погрешность имеют уравнения Зюзина и (4) (до 3,5 %). Поэтому в дальнейших выводах изменение ширины контактной площади рассчитываем по уравнению (2), изменение контактной площади по длине дуги захвата — по уравнению (3) и полную контактную площадь — по уравнению (4).

Изменение площади поперечного сечения раската по длине очага деформации находим из геометрических соотношений, принимая ширину полосы по границам смещенного объема. Тогда

$$F_x = F_0 (F_0 - F_1) \left(1 - \frac{x}{l}\right)^{\frac{2}{3}}, \quad (5)$$

где F_0 — начальная площадь поперечного сечения раската.

Для расчетов энергосиловых параметров принимают различные законы распределения сил трения: Амонтона, Зибеля, Надаи. В работах М. Я. Бровмана, А. П. Чекмарева, В. Н. Выдрина и др. [2, 5, 13] показано, что при горячей прокатке распределение удельных сил трения без особой погрешности можно принимать по закону Зибеля: $t_x = 2f'k$, где f' — показатель сил трения; k — сопротивление чистому сдвигу, равное:

$$k = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}},$$

при этом σ_s — сопротивление металла деформации.

Показатель сил трения $f' = f \frac{P_x}{2k}$, где f — коэффициент трения.

Для определения f' необходимо знать коэффициент трения при горячей прокатке. В работах А. П. Грудева, Ю. В. Зильберга и др. [14, 15] даны рекомендации по выбору коэффициента трения при горячей и холодной прокатке. В формуле Экеунда для расчета коэффициента трения: $f = k_a (1,05 - 0,0005 T_{mp})$, где T_{mp} — температура прокатки, °С, коэффициент k_a учитывает шероховатость рабочей поверхности валков и принимается для чугунных и стальных валков с шероховатой поверхностью, равным 1,0; для гладких стальных валков и валков из отбеленного чугуна — 0,8 и для шлифованных прокатных валков — 0,55. Для шлифованных твердосплавных шайб, применяемых в чистовых блоках, можно принять $k_a = 0,55$.

Учет влияния скорости прокатки на коэффициент трения выполняется в соответствии с рекомендациями Б. П. Бахтинова, М. М. Штернова и П. Л. Клименко, которые видоизменили уравнение Экеунда, введя в него влияние скорости прокатки [16, 17]. Характер изменения коэффициента k_y , учитывающего скорость прокатки при $V > 2$ м/с, предложен У. Зандером [18]: $k_y = 0,4 + 0,6e^{-0,2(V-2)}$. Расчеты показали, что при $V > 30$ м/с коэффициент трения практически не зависит от скорости прокатки.

Таким образом, при определении показателя сил трения коэффициент трения определяется по уравнению Экеунда с учетом скорости прокатки, при этом начиная от третьей клетки по ходу прокатки высокоскоростного блока коэффициент трения и показатель сил трения не зависят от скорости прокатки.

В связи с кривизной поверхности валка при прокатке с углами захвата, превышающими угол трения $\alpha > \beta$, в начале дуги контакта горизонтальная проекция давления прокатки больше горизонтальной проекции удельных сил трения, поэтому на этом участке появляются растягивающие напряжения и давление прокатки становится меньше сопротивления деформации, т. е. кривая давления прокатки в начале зоны отставания имеет экстремум. В этих случаях при решении дифференциального уравнения движения элемента в очаге деформации следует учитывать кривизну валка. При прокатке в блоках $\beta > \alpha$, поэтому для упрощения конечных выражений при решении уравнения (1) дугу захвата заменяем хордой.

Принимая за главные напряжения $\sigma_1 = p_x$ и $\sigma_3 = \sigma_x$ и уравнение пластичности в виде $p_x - \sigma_x = 2k$ [4, 10, 11], где $2k$ — сопротивление деформации, после решения уравнения (1) получаем распределение давления прокатки в зоне отставания:

$$\frac{p_x}{2k} = (\delta - 1) \ln \frac{F_0}{F_x} + (1 - \psi_0) - \frac{0,5\rho V_1^2 F_1^2}{2k} \left[\left(\frac{1}{F_x} \right)^2 - \left(\frac{1}{F_0} \right)^2 \right], \quad (6)$$

$$\frac{p_x}{2k} = (\delta + 1) \ln \frac{F_x}{F_1} + (1 - \psi_1) + \frac{0,5\rho V_1^2 F_1^2}{2k} \left[\left(\frac{1}{F_1} \right)^2 - \left(\frac{1}{F_x} \right)^2 \right], \quad (7)$$

где $\psi_0 = \sigma_0/2k$; $\psi_1 = \sigma_1/2k$; σ_0 и σ_1 — удельные заднее и переднее натяжения; $\delta = \frac{2f}{\alpha}$.

Вторые слагаемые в уравнениях (6) и (7) учитывают влияние продольных усилий в раскате между клетями чистового блока, третьи слагаемые — влияние массовых сил на распределение удельных давлений.

На рис. 1 показано распределение значений давления прокатки по длине дуги захвата без учета массовых сил и натяжения. С увеличением вытяжки в клетях блока значения давления прокатки возрастают. Чем больше отношение α/f' при постоянном показателе сил трения, т. е. чем меньше δ , тем меньше давление прокатки. Чем больше показатель сил трения, тем выше значения давления прокатки. С увеличением вытяжки и отношения α/f' максимум давлений прокатки сдвигается в сторону выхода металла из валков.

Натяжения в раскате между клетями блока уменьшают значения давления прокатки, подпор — увеличивает.

Массовые силы уменьшают значения давлений в зоне отставания и увеличивают в зоне опережения. Чем больше вытяжка, тем больше влияние массовых сил на распределение давления прокатки. Влияние массовых сил (скорости прокатки) на величину давления в зоне отставания больше, чем в зоне опережения (рис. 2).

Среднее давление прокатки для всего очага деформации p_{cp} определяем по уравнению:

$$p_{cp} = \frac{2k}{S_k} \left(\int_0^{x_n} \frac{p_x}{2k} b_x dx + \int_{x_n}^l \frac{p_x}{2k} b_x dx \right) \quad (8)$$

где x_n — расстояние от плоскости выхода металла из валков до нейтрального сечения.

Интегрируя уравнение (8), получаем отношение

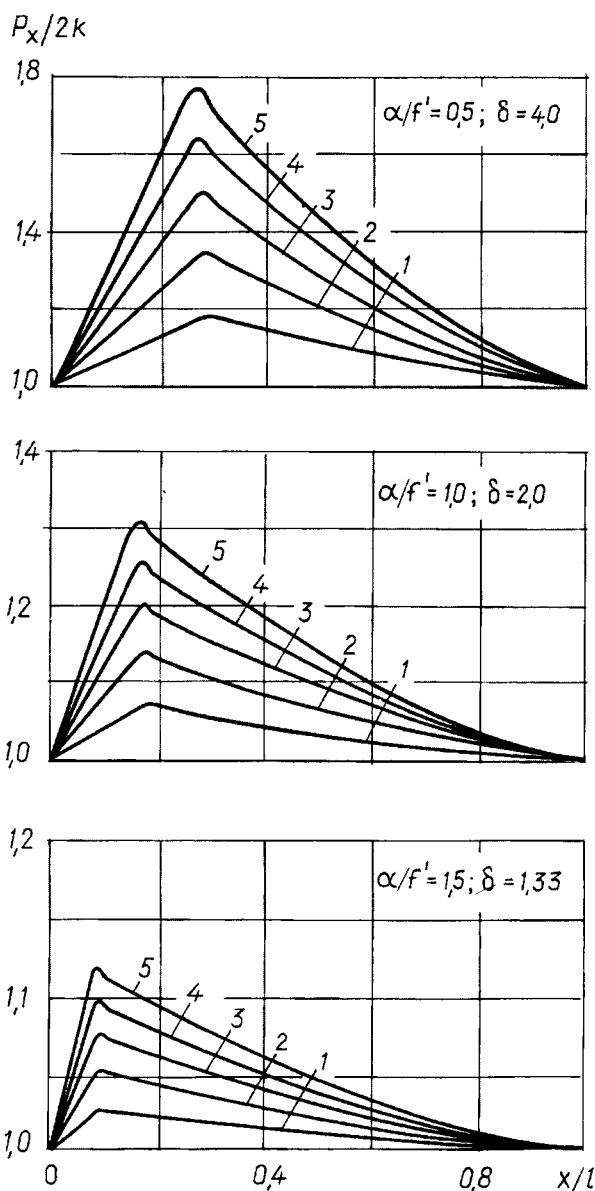


Рис. 1. Распределение удельных давлений по дуге контакта без учета натяжений и массовых сил: 1 — $\mu = 1,1$; 2 — 1,2; 3 — 1,3; 4 — 1,4; 5 — 1,5

$$\frac{p_{cp}}{2k} = \frac{F_H}{\Delta F} \left[(1 + \delta) \ln \frac{F_H}{F_1} + (\delta - 1) \ln \frac{F_H}{F_0} + \delta \left(\frac{F_0}{F_H} + \frac{F_1}{F_H} - 2 \right) - \psi_0 \left(\frac{F_0}{F_H} - 1 \right) - \psi_1 \left(1 - \frac{F_1}{F_H} \right) \right] - \frac{0,5\rho V_1^2}{2k} \frac{F_1}{F_H} \left[2 \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) - \frac{F_H}{F_1} \left(1 - \frac{1}{\mu^2} \right) \right], \quad (9)$$

где $\Delta F = F_0 - F_1$; F_H — площадь поперечного сечения раската, соответствующая нейтральному углу.

Второе слагаемое в уравнении (9) отражает влияние массовых сил на среднее давление прокатки. Массовые силы уменьшают среднее давление при прокатке в чистовых блоках, что объясняется большей протяженностью зоны отставания.

В связи с увеличением подпирющих сил трения при постоянном обжатии, диаметре валков и α с повышением f' среднее давление возрастает. При одном и том же отношении α/f' увеличение обжатия и вытяжки увеличивает $p_{cp}/2k$. С ростом α/f' влияние вытяжки на отношение $p_{cp}/2k$ возрастает. Чем больше скорость прокатки, тем больше влияние массовых сил и меньше $p_{cp}/2k$. С увеличением вытяжки влияние массовых сил на среднее давление возрастает (рис. 3). Чем больше α/f' , тем больше влияние массовых сил. Чем больше диаметр прокатываемой катанки при прочих равных условиях, тем больше влияние массовых сил.

Момент прокатки на двух валках без учета массовых сил и натяжения определяем по уравнению

$$M_0 = 2 \int_{\gamma}^{\alpha} t_{\phi} R_k^2 b_{\phi} d\phi - 2 \int_0^{\gamma} t_{\phi} R_k^2 b_{\phi} d\phi$$

или окончательно

$$M_0 = 4 \delta R_k k F_1 \left(\mu - 2 \frac{F_H}{F_1} + 1 \right) \quad (10)$$

По В. Н. Выдрину [13], влияние переднего и заднего натяжения на момент прокатки может быть записано следующим образом:

$$M_{\sigma} = 2k R_k F_1 (\psi_1 - \psi_0) (1 + S), \quad (11)$$

где R_k — катающий радиус; S — опережение.

Момент, создаваемый массовой силой, можно рассчитать по уравнению

$$M_m = \rho R_k F_1 \left(\frac{\mu + 1}{2\mu} \right) V_1^2 \ln \mu. \quad (12)$$

Тогда полный момент прокатки с учетом массовых сил и натяжения записывается в виде

$$M_{np} = M_0 + M_{\sigma} + M_m$$

или

$$M_{np} = 4 \delta k R_k F_1 \left(\mu - 2 \frac{F_H}{F_1} + 1 \right) - 2k R_k F_1 (\psi_1 - \psi_0) (1 + S) + \rho R_k F_1 \left(\frac{\mu + 1}{2\mu} \right) V_1^2 \ln \mu. \quad (13)$$

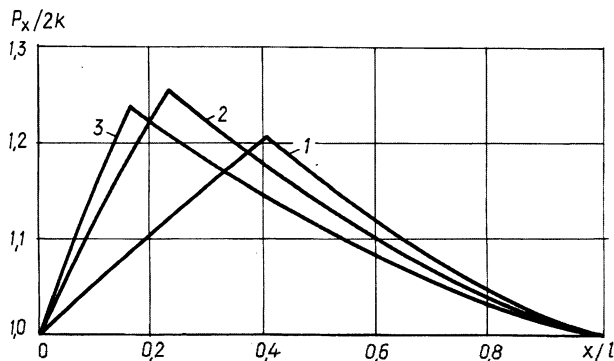


Рис. 2. Влияние массовых сил на распределение удельных давлений в зонах деформации последней клетки блока 150 БМЗ (катанка диаметром 6,5 мм, $T=1000^{\circ}\text{C}$; $f'=0,4$; $\rho=7500$ кг/м³; $\psi_0=\psi_1=0$): 1 — $v_{np} = 50$ м/с; 2 — 100; 3 — 150 м/с

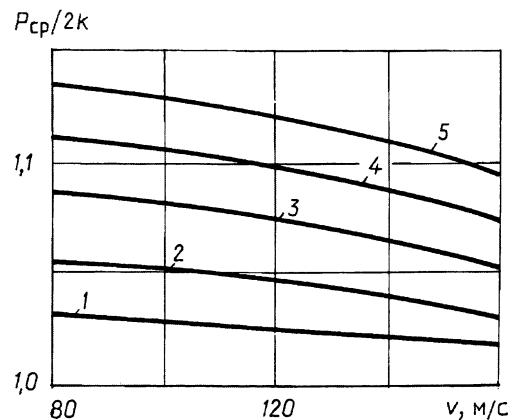
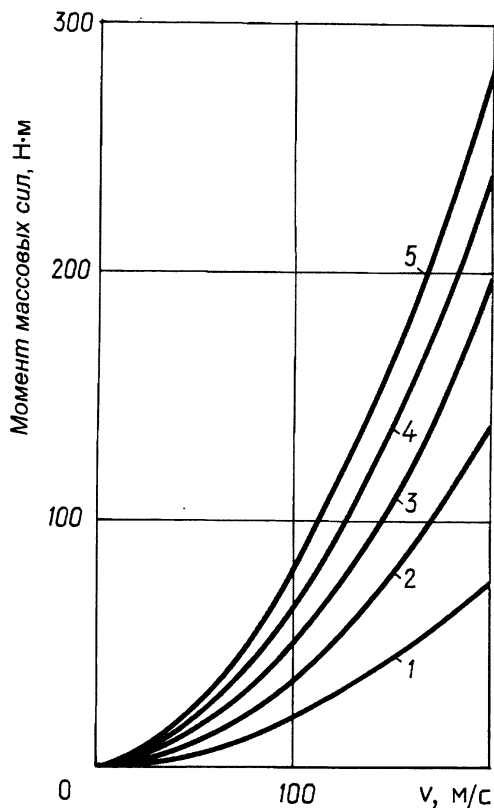


Рис. 3. Влияние скорости прокатки на $p_{cp}/2k$ ($\alpha/f'=1,0$; $\psi_1=\psi_0=0$): 1 — $\mu = 1,1$; 2 — 1,2; 3 — 1,3; 4 — 1,4; 5 — 1,5



Поперечное сечение раската в нейтральном сечении F_n , входящее в уравнения (9) и (13), определяется совместным решением уравнений (6) и (7):

$$\frac{F'_n}{F_1} = \mu^{\frac{\delta-1}{2\delta}} \exp \left[\frac{\psi_1 - \psi_0}{2\delta} - \frac{0,5\rho V_1^2}{4\delta k} \left(1 - \frac{1}{\mu^2} \right) \right]. \quad (14)$$

Из уравнения (13) видно, что массовые силы увеличивают момент прокатки. Чем больше вытяжка, диаметр прокатываемой катанки и скорость прокатки, тем больше момент, создаваемый массовыми силами M_m , при этом с увеличением скорости прокатки интенсивность возрастания момента массовых сил повышается (рис. 4). Увеличение диаметра валков при прочих равных условиях приводит к увеличению момента, создаваемого массовыми силами, что объясняется увеличением длины дуги захвата, т. е. пути, который должен преодолеть элементарный объем металла при разгоне от скорости входа в очаг деформации V_0 до скорости выхода V_1 .

Расчеты показали, что влияние массовых сил на давление и момент прокатки следует учитывать при скорости прокатки 80 м/с и более.

Рис. 4. Влияние скорости прокатки и вытяжки на момент, создаваемый массовыми силами (последняя клетка блока стана 150 БМЗ, катанка диаметром 6,5 мм, сталь 70): 1 — $\mu = 1,1$; 2 — 1,2; 3 — 1,3; 4 — 1,4; 5 — 1,5

Литература

- Alexander A. Proceeding of institute of mechanical Engineer. 1955. Vol. 169. N 50.
- Бровман М. Я. Применение теории пластичности в прокатке. М.: Металлургия, 1955.
- Гарновский И. Я., Поздеев А. А., Чанаго О. А. и др. Теория обработки металлов давлением. М.: Metallurgizdat, 1963.
- Целиков А. И. Основы теории прокатки. М.: Металлургия, 1965.
- Чекмарев А. П. О некоторых вопросах теории прокатки // Теория прокатки. М.: Metallurgizdat, 1962. С. 31—56.
- Мутьев М. С. Калибровка прокатных валков. М.: Металлургия, 1964.
- Павлов И. М. Теория прокатки. М.: Metallurgizdat, 1950.
- Гришков А. И. Некоторые вопросы теории уширения при прокатке в гладких валках // Прокатные станы и технология прокатки. Науч. тр. МВТУ им. Баумана. М.: Машгиз, 1957. Вып. 80. С. 106—109.
- Цохар Г. Силовые воздействия при прокатке в вытяжных калибрах. М.: Металлургия, 1963.
- Целиков А. И., Томленов А. Д., Зюзин В. И. и др. Теория прокатки: Справ. М.: Металлургия, 1982.
- Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки. М.: Металлургия, 1980.
- Машкин Л. Ф. Определение площади контакта при сортовой прокатке // Обработка металлов давлением: Науч. тр. ДМетИ. М.: Металлургия, 1996. Т. 51. С. 71—74.
- Выдрин В. Н., Федосиенко А. С., Крайнов В. И. Процесс непрерывной прокатки. М.: Металлургия, 1970.
- Грудев А. П., Зильберг Ю. В., Тилик В. Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением: Справ. М.: Металлургия, 1982.
- Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке. М.: Металлургия, 1973.
- Штернов М. М. Определение мощности и силовых параметров прокатки методом расчетных соотношений // Теория прокатки. М.: Metallurgizdat, 1962. С. 189—198.
- Клименко П. Л. Распределение удельного давления и удельного трения по дуге контакта при прокатке прямоугольных образцов // Теория прокатки. М.: Metallurgizdat, 1962.
- Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справ. М.: Металлургия, 1982.