

УДК 621.771

Ю. Г. ГУЛЯЕВ, Е. И. ШИФРИН, Я. В. ФРОЛОВ, О. А. РЕМЕЗ

ИНТЕРПРЕТАЦИЯ МЕТОДА БАЛАНСА РАБОТ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ

Запропоновано інтерпретацію методу балансу робіт при вирішенні задач теорії прокатки. Проведено теоретичне визначення складових балансу робіт сил, що впливають на метал при плоскій деформації штаби в ході процесу прокатки. Отримано значення дійсного коефіцієнту підпору. Представлені графічні порівняння уточненого граничного значення коефіцієнта підпору і відносного середнього тиску при прокатці високих штаб, з раніш відомими результатами. Отримані результати використані при розрахунку силових параметрів безоправочної поздовжньої прокатки труб.

Ключові слова: метод робіт, очаг деформації, вертикальна сила, нейтральне перетин, робота деформації, баланс робіт, коефіцієнт підпору, відносний середній тиск, коефіцієнт тертя.

Предложена интерпретация метода баланса работ при решении задач теории прокатки. Теоретически определены составляющие баланса работ сил, действующих на металл при плоской деформации полосы в ходе процесса прокатки. Получены значения истинного коэффициента подпора. Представлены графические сравнения уточненного предельного значения коэффициента подпора и относительного среднего давления при прокатке высоких полос, с ранее известными результатами. Полученные результаты использованы при расчете силовых параметров безоправочной продольной прокатки труб.

Ключевые слова: метод работ, очаг деформации, вертикальная сила, нейтральное сечение, работа деформации, баланс работ, коэффициент подпора, относительное среднее давление, коэффициент трения.

The development of the "Mechanical Work Balance" Method at solving of Theory of Rolling Tasks is offered in this study. Force elements of that Balance, that impact on the Metal at flat Rolling are theoretically derivated here. Amounts of true values of Back Compression factor are calculated. Furthermore, in this paper the calculated limit value of Back-Compression and the Relative Rolling Pressure for high plates are graphically compared with known values of these parameters. Results of this study allow to consider the inhomogeneity of strain in cross section of deformation zone. Offered "Mechanical Work Balance" Method is sensible to Friction Coefficient, Form Factor of deformation zone, and their influence on Average Rolling Pressure. That Method is verified for wide range of geometries of deformation zone. "Mechanical Work Balance" Method is appropriated for the case, then direction of outer force is coincided to the Major Strain direction. Inner forces are directed oppositely here. The examples of application of that Method for rolling of relatively thin and thick strips is given. It is shown, that the slicking zone in case of rolling or thin strips covers whole length of deformation zone. The values of Back-Compression coefficient were verified for different geometries of deformation zone. They could be applied to the all stages of seamless tubes rolling, including the Plugless Tubes Rolling.

Keywords: Mechanical Work Method, Deformation Zone, Vertical Rolling Force, Neutral Cross Section, The Work of Deformation, Work Balance, Back Compression, Average Rolling Pressure, Friction Coefficient.

Введение. При использовании метода работ в традиционной постановке рассматривают баланс работы активных внешних сил, под действием которых происходит деформация металла (работа A_a), внутренних сил, препятствующих деформации металла (работа A_d), и внешних сил, препятствующих перемещению металла по контактной поверхности (работа A_r) [1, стр. 343]. В такой постановке метод на практике использован только при анализе простейших задач теории пластичности, а именно, – при осадке прямоугольной полосы и цилиндра между шероховатыми плитами.

Цель работы. Расширение возможностей метода баланса работ и применение его для аналитического изучения силовых параметров прокатки. Для достижения поставленной цели предлагается рассматривать баланс работы A_d сил, препятствующих деформации металла, и работ сил, совпадающих с направлениями главных деформаций.

Постановка задачи. Принимаем допущение о том, что деформация плоская, т.е. длина очага деформации l_d намного меньше ширины полосы b (рис. 1). Ширина полосы b не изменяется в процессе деформации.

Необходимо определить составляющие баланса работ сил, действующих на металл при плоской деформации полосы в ходе процесса прокатки. Рассматриваем параметры течения (перемещения) деформируемого металла относительно поверхности валка. В нейтральном сечении (рис. 1), имеющем угловую координату γ , металл неподвижен относительно поверхности валка. В зонах отставания ($\phi_x > \gamma$) и опережения ($\phi_x < \gamma$) силы контактного трения t_k , обусловленные наличием напряжений контактного трения $\tau_k = \tau_{cp}$, направлены по отношению к направлению перемещения металла относительно поверхности валка, препятствуют этому перемещению (создают «подпор»).

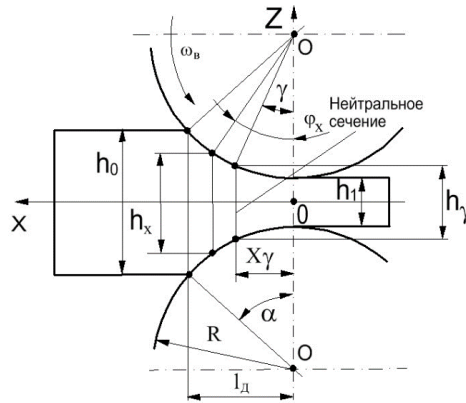


Рис. 1 – Схема прокатки полосы

Деформация рассматривается как плоская, поэтому главные деформации – это обжатие ε_z и вытяжка ε_x .

Решение задачи. Определим работу A_z сил, действующих в направлении обжатия (вдоль оси Z), и работу A_x сил, действующих в направлении вытяжки (вдоль оси X).

Работа сил в направлении обжатия. Элементарные абсолютные обжатия dh_x каждого сечения высотой h_x на элементарном участке очага деформации длиной dx составляют величину (рис. 2)

$$dh_x = 2dx \cdot \tan \phi_x, \quad (1)$$

где $\phi_x = \arcsin \frac{x}{R}$ – угловая координата;

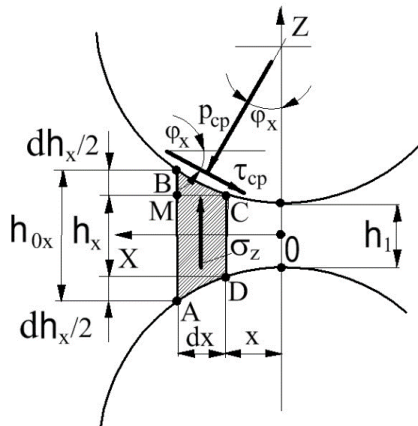


Рис. 2 – Схема силового взаимодействия (для элемента в зоне отставания)

Верхний знак в уравнениях (2)-(3) и всех последующих формулах относится к зоне отставания ($\phi_x > \gamma$), нижний – к зоне опережения ($\phi_x < \gamma$). Заметим, что, если принять, что условие статического равновесия элемента MBC (рис. 2) имеет вид $dP_z \approx -\sigma_z \cdot b \cdot dx$, то, подставив значение dP_z в уравнение (3), получаем

$$\sigma_z = (p_{cp} \pm \tau_{cp} \tan \phi_x). \quad (4)$$

x – линейная координата, считая за “нуль” сечение выхода из очага деформации.

Элементарная вертикальная сила dP_z , действующая в направлении перемещения $du_z = -\frac{dh_x}{2}$, определится как проекция на ось Z сил, действующих на площадке контактной поверхности BC (рис. 2):

$$dP_z = -p_{cp} b \left(\frac{dx}{\cos \phi_x} \right) \cos \phi_x \mp \tau_{cp} b \left(\frac{dx}{\cos \phi_x} \right) \sin \phi_x \quad (2)$$

Преобразовывая уравнение (2) dP_z , получаем

$$dP_z = (\mp \tau_{cp} \tan \phi_x - p_{cp}) b \cdot dx. \quad (3)$$

На каждом элементарном участке очага деформации длиной dx элементарная сила dP_z совершает “дважды” элементарную работу на перемещениях du_z (вследствие симметрии здесь и далее рассматриваем один валок и “верхнюю” половину очага деформации), равную

$$d^2 A_z = dP_z \left(-\frac{dh_x}{2} \right) = -dP_z dx \tan \phi_x. \quad (5)$$

В соответствии с уравнением (5) суммарная для $1/2$ очага деформации элементарная работа dA_z определится следующим образом:

$$dA_z = \int (-dP_z \cdot \tan \phi_x) dx. \quad (6.1)$$

Подставляя (3) в (6.1), получаем:

$$dA_z = \int_0^{x_y} [(p_{cp} - \tau_{cp} \tan \phi_x) b \tan \phi_x \cdot dx] dx + \\ + \int_{x_y}^{l_d} [(p_{cp} + \tau_{cp} \tan \phi_x) b \tan \phi_x \cdot dx] dx,$$

где $x_y = R \sin \gamma$ – осевая координата нейтрального сечения.

После приведения подобных в последнем уравнении, получаем (формула 6.2)

$$dA_z = \left\{ p_{cp} \int_0^{l_d} \tan \phi_x dx - \tau_{cp} \left[\int_0^{x_y} \tan^2 \phi_x dx - \int_{x_y}^{l_d} \tan^2 \phi_x dx \right] \right\} b \cdot dx$$

Работа сил в направлении вытяжки. Положение нейтрального сечения определим из условия равновесия объёма металла, находящегося в “верхней” части очага деформации, под действием приложенных к нему со стороны одного валка сил. Запишем уравнение статического равновесия сил ΣX в направлении оси X

$$\Sigma X = \int_{\gamma}^{\alpha} p_{cp} R \sin \phi d\phi - \int_{\gamma}^{\alpha} \tau_{cp} R \cos \phi d\phi + \\ + \int_0^{\gamma} p_{cp} R \sin \phi d\phi + \int_0^{\gamma} \tau_{cp} R \cos \phi d\phi = 0 \quad (7)$$

После интегрирования и решения уравнения (7), получаем (формула 8.1):

$$\gamma = \arcsin \left[\frac{p_{cp} (\cos \alpha - 1) + \tau_{cp} \sin \alpha}{2\tau_{cp}} \right].$$

Если принять в соответствии законом Амонтона – Кулона (закон трения скольжения), что $\tau_{cp} = fp_{cp}$ (здесь f – коэффициент трения), то из (8.1) получим:

$$\gamma = \arcsin \left(\frac{\cos \alpha - 1 + f \sin \alpha}{2f} \right). \quad (8.2)$$

Если принять в соответствии с условием Зибеля, что $\tau_{cp} = f_{\sigma} \sigma^*$ (здесь f_{σ} – показатель трения, $\sigma^* = \beta \sigma_T$; $\beta = \frac{2}{\sqrt{3}}$ – коэффициент Лодэ; σ_T – предел текучести деформируемого материала), то из (8.1) получим:

$$\gamma = \arcsin \left[\frac{n_{\sigma cp} (\cos \alpha - 1) + f_{\sigma} \sin \alpha}{2f_{\sigma}} \right], \quad (8.3)$$

где $n_{\sigma cp} = \frac{p_{cp}}{\sigma^*}$.

Заметим, что:

– формула (8.2) определяет *точное* значение угла нейтрального сечения γ при прокатке, но, если в (8.2)

подставить $\cos \alpha \approx 1 - \frac{\alpha^2}{2}$ и $\sin \alpha \approx \alpha$, получим *приближенное* значение угла γ в виде формулы Экелунда–Павлова:

$$\gamma = \arcsin \left(\frac{f\alpha - \frac{\alpha^2}{2}}{2f} \right) = \\ = \arcsin \left[\frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) \right] \approx \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right);$$

– приняв в (8.2) $\gamma = 0$, получаем известную формулу для определения значения максимально возможного угла захвата $\alpha_{\max} = 2 \arctan f$.

Элементарная относительная высотная деформация в сечении очага с координатой X составляет величину:

$$d\varepsilon_z = \frac{-2dh_x}{h_x} = \frac{-2 \tan \phi_x}{h_1 + 2R(1 - \cos \phi_x)} \cdot dx. \quad (9)$$

Элементарные высотные перемещения du_z металла в очаге деформации определяются как:

$$du_z = \int_0^z (d\varepsilon_z) dz = \frac{-2z \tan \phi_x}{h_1 + 2R(1 - \cos \phi_x)} \cdot dx. \quad (10)$$

Формула (10) удовлетворяет граничным условиям для высотных перемещений:

1. При $z = 0$ (т.е. на оси симметрии) $du_z = 0$.

2. При $z = \pm \frac{h_x}{2}$ (т.е. на контактной поверхности) $du_z = \mp dh_x$.

В соответствии с условием несжимаемости $d\varepsilon_x = -d\varepsilon_z$ и элементарная величина горизонтальных перемещений металла относительно нейтрального сечения определится как

$$d(\Delta u_x) = \int_{x_y}^x (d\varepsilon_x) dx = U_x \cdot dx, \quad (11)$$

$$\text{где } U_x = \ln \left[\frac{\frac{h_1}{R} + 2 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{x^2}{R^2}} \right)}{\frac{h_1}{R} + 2(1 - \cos \gamma)} \right] = \ln \frac{h_x}{h_y}.$$

Элементарная горизонтальная сила $dP_x = -bh_x d\sigma_x$, действующая в направлении относительного перемещения металла по поверхности

валка $d(\Delta u_x)$, определится как проекция на ось X сил, действующих на площадках контактной поверхности BC и AD (рис. 2):

$$dP_x = 2 \left[p_{cp} b \left(\frac{dx}{\cos \phi_x} \right) \sin \phi_x + \tau_{cp} b \left(\frac{dx}{\cos \phi_x} \right) \cos \phi_x \right].$$

Из последнего уравнения получаем:

$$dP_x = 2 \left(p_{cp} \tan \phi_x + \tau_{cp} \right) b \cdot dx. \quad (12)$$

В соответствии с (12) элементарная работа dA_x горизонтальной силы dP_x на горизонтальных перемещениях $d(\Delta u_x)$ для $1/2$ очага деформации составит величину

$$dA_x = \int_0^{x_y} \left[(p_{cp} \tan \phi_x + \tau_{cp}) b U_x \cdot dx \right] dx + \int_0^{l_d} \left[(p_{cp} \tan \phi_x - \tau_{cp}) b U_x \cdot dx \right] dx. \quad (13)$$

После приведения подобных уравнение (13) принимает вид

$$dA_x = \left\{ p_{cp} \left[\int_{x_y}^{l_d} U_x \tan \phi_x dx - \int_0^{x_y} U_x \tan \phi_x dx \right] - \tau_{cp} \int_0^{l_d} U_x dx \right\} b \cdot dx \quad (14)$$

Работа деформации. Элементарная работа пластического формоизменения dA_d для $1/2$ объема очага при *плоской деформации* определится следующим образом:

$$dA_d = b \int_0^{l_d} \int_0^{\frac{h_x}{2}} \sigma_T d\varepsilon_i dz dx, \quad (15)$$

где $d\varepsilon_i = \beta \cdot \sqrt{d\varepsilon_x^2 + \frac{1}{4} \cdot (d\gamma_{xz})^2}$ – элементарная интенсивность плоской деформации;

$d\gamma_{xz} = \frac{d}{dz}(d(\Delta u_x)) + \frac{d}{dx}(du_z)$ – элементарная сдвиговая деформация.

В соответствии с полученным законом (11) элементарное осевое перемещение металла $d(\Delta u_x)$ не зависит от координаты z , т.е. соблюдается гипотеза “плоских вертикальных сечений”. Элементарные вертикальные перемещения du_z в соответствии с (10) зависят от координаты x . Таким образом, элементарные сдвиговые деформации $d\gamma_{xz}$ в произвольной точке очага составят величину:

$$d\gamma_{xz} = \frac{2z}{Rh_x \cos \phi_x} \times \left[\frac{x^2}{R^2 \cos^2 \phi_x} \left(\frac{2R \cos \phi_x}{h_x} - 1 \right) - 1 \right] \cdot dx. \quad (16)$$

Элементарная интенсивность плоской деформации $d\varepsilon_i$ в произвольной точке очага составит величину (формула 17):

$$d\varepsilon_i = \frac{\beta}{h_x} \times \sqrt{4 \tan^2 \phi_x + \frac{z^2}{R^2 \cos^2 \phi_x} \left[\frac{x^2}{R^2 \cos^2 \phi_x} \left(\frac{2R \cos \phi_x}{h_x} - 1 \right) - 1 \right]^2} \cdot dx$$

Подставляя (17) в (15), получаем, что элементарная работа пластического формоизменения dA_d для $1/2$ объема очага деформации при *плоской деформации* полосы в процессе прокатки определится следующим образом:

$$dA_d = \left\{ \int_0^{l_d} \int_0^{\frac{h_x}{2}} \frac{b\sigma^*}{h_x} \sqrt{4 \tan^2 \phi_x + \frac{z^2}{R^2 \cos^2 \phi_x} \left[\frac{x^2}{R^2 \cos^2 \phi_x} \left(\frac{2R \cos \phi_x}{h_x} - 1 \right) - 1 \right]^2} dz dx \right\} \cdot dx \quad (18)$$

Если считать допустимым использование гипотезы о возможности пренебрежения сдвиговыми деформациями (т.е. гипотезы об однородности деформации) при прокатке, то элементарная интенсивность *плоской однородной деформации* ε_{io} в произвольной точке очага определится из уравнения

$$d\varepsilon_{io} = \frac{2 \tan \phi_x}{h_1 + 2R(1 - \cos \phi_x)} \cdot dx. \quad (19)$$

Соответственно, элементарная работа *плоской однородной деформации* dA_{do} для $1/2$ объема очага деформации определится следующим образом:

$$dA_{do} = b\sigma^* \left\{ \int_0^{l_d} \int_0^{\frac{h_x}{2}} \frac{2 \tan \phi_x}{h_1 + 2R(1 - \cos \phi_x)} dz dx \right\} \cdot dx \quad (20.1)$$

Проведя интегрирование в уравнении (20.1), после некоторых преобразований получаем окончательно

$$dA_{do} = b\sigma^* \frac{\Delta h}{2} \cdot dx. \quad (20.2)$$

Общее уравнение баланса работ имеет вид:

- для *плоского неоднородного* формоизменения:

$$dA_x + dA_z = dA_d. \quad (21.1)$$

- для *плоской однородной* деформации:

$$dA_x + dA_z = dA_{do}. \quad (21.2)$$

Подставив (6.2), (14) и (20.2) в уравнение (21.2), имеем:

$$\left\{ p_{cp} \left[\int_{x_\gamma}^{l_d} U_x \tan \phi_x dx - \int_0^{x_\gamma} U_x \tan \phi_x dx \right] - \tau_{cp} \int_0^{l_d} U_x dx \right\} b \cdot dx +$$

$$+ \left\{ p_{cp} \frac{\Delta h}{2} - \tau_{cp} \left[\int_0^{x_\gamma} \tan^2 \phi_x dx + \int_{x_\gamma}^{l_d} \tan^2 \phi_x dx \right] \right\} b \cdot dx =$$

$$= b \sigma^* \frac{\Delta h}{2} \cdot dx.$$

Разделим правую и левую части последнего уравнения на $b \sigma^* dx$ и после простых преобразований получим:

- для $\tau_{cp} = fp_{cp}$:

$$n_{\sigma cp} \left[\int_{x_\gamma}^{l_d} U_x \tan \phi_x dx - \int_0^{x_\gamma} U_x \tan \phi_x dx + \frac{\Delta h}{2} \right] -$$

$$- fn_{\sigma cp} \left[\int_0^{x_\gamma} \tan^2 \phi_x dx - \int_{x_\gamma}^{l_d} \tan^2 \phi_x dx + \int_0^{l_d} U_x dx \right] - \frac{\Delta h}{2} = 0; \quad (22.1)$$

- для $\tau_{cp} = f_\sigma \sigma^*$:

$$n_{\sigma cp} \left[\int_{x_\gamma(n_{\sigma cp})}^{l_d} U_x \tan \phi_x dx - \int_0^{x_\gamma(n_{\sigma cp})} U_x \tan \phi_x dx + \frac{\Delta h}{2} \right] -$$

$$- f_\sigma \left[\int_0^{x_\gamma(n_{\sigma cp})} \tan^2 \phi_x dx - \int_{x_\gamma(n_{\sigma cp})}^{l_d} \tan^2 \phi_x dx + \int_0^{l_d} U_x dx \right] - \frac{\Delta h}{2} = 0. \quad (22.2)$$

Таким образом, для закона трения $\tau_{cp} = fp_{cp}$ величина коэффициента подпора $n_{\sigma cp} = n_{\sigma до}(f)$ при плоской однородной деформации определится как

корень уравнения (22.1), в котором угол \mathcal{U} рассчитывается по уравнению (8.2). Для условия трения $\tau_{cp} = f_\sigma \sigma^*$ величина коэффициента подпора $n_{\sigma cp} = n_{\sigma до}(f_\sigma)$ при плоской однородной деформации определится как корень уравнения (22.2), в котором угол \mathcal{U} рассчитывается по уравнению (8.3), т.е. в этом случае $n_{\sigma cp} = n_{\sigma до}(f_\sigma)$ определится как корень уравнения (22.2), в котором $x_\gamma = x_\gamma(n_{\sigma cp})$.

Аналогично, подставив (6.2), (14) и (18) в уравнение (21.1), получаем уравнения, корнями которого будут: при $\tau_{cp} = fp_{cp}$ – коэффициент подпора $n_{\sigma cp} = n_{\sigma Д}(f)$; при $\tau_{cp} = f_\sigma \sigma^*$ – коэффициент подпора $n_{\sigma cp} = n_{\sigma Д}(f_\sigma)$ при плоском неоднородном формоизменении.

Учитывая тождественность уравнения метода работ и уравнения пластичности [2], можно сказать, что коэффициент подпора $n_{\sigma до}$ определяется при допущении о том, что касательными (сдвиговыми) напряжениями τ_{xz} можно пренебречь и что условие пластичности имеет вид $\sigma_x - \sigma_z = \sigma^*$. Значения $n_{\sigma Д}$ соответствуют условию пластичности в виде уравнения $\sqrt{(\sigma_x - \sigma_z)^2 + 4\tau_{xz}^2} = \sigma^*$.

Тестовые расчёты и анализ результатов. На рис. 3 представлены результаты расчета относительного среднего давления (коэффициента подпора) $n_{\sigma до}$ при плоской однородной деформации как функции показателя трения f_σ и обобщенного показателя формы очага деформации $\bar{L} = \frac{l_d}{h_{cp}}$.

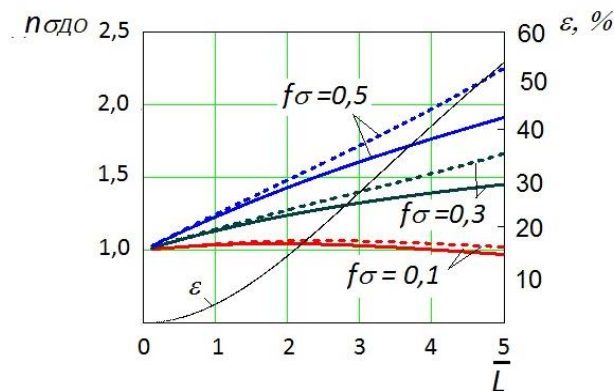


Рис. 3 – Расчетные значения $n_{\sigma cp} = n_{\sigma до}(f_\sigma)$; $\bar{R} = 25$, $R = 500$ мм

Учитывая, что длина очага деформации равна $l_d = R \sin \alpha$, угол захвата равен $\alpha = \sin \left[\arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{2R} \right) \right] = \sqrt{\frac{\Delta h}{2R} \left(2 - \frac{\Delta h}{2R} \right)}$, абсолютное обжатие полосы равно $\Delta h = h_0 - h_1 = h_0(1 - \varepsilon)$ и средняя высота полосы

составляет величину $h_{cp} = \frac{h_0 + h_1}{2} = \frac{2\bar{R}}{2 - \varepsilon}$, показатель \bar{L} связан с другими параметрами деформации уравнением

$$\bar{L} = \frac{2\bar{R}}{2 - \varepsilon} \cdot \sqrt{\frac{\varepsilon}{2\bar{R}} \left(2 - \frac{\varepsilon}{2\bar{R}} \right)}, \quad (23)$$

где $\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0}$ – относительная высотная деформация
полосы;

$\bar{R} = \frac{R}{h_0}$ – показатель толщины полосы.

Сплошные линии на рис. 3 – расчет по уравнению (22.2), штриховые линии – расчет по формуле А. П. Чекмарёва [3, формула 11]. Расхождения в результатах расчетов по формуле А. П. Чекмарёва и формуле (22.2), которые для представленных на рис. 3 данных не превышают +15 %, объясняются тем, что при выводе формулы А. П. Чекмарёва принято допущение, в соответствии с которым $\sigma_z = p_x$ (здесь p_x – переменное по

контактной поверхности контактное давление), а при выводе формулы (22.2) напряжение σ_z и контактное давление p_{cp} связаны соотношением (4).

На рис. 4 представлены результаты расчета относительного среднего давления $n_{\sigma_{до}}$ при плоской однородной деформации как функции относительного обжатия ε и показателя толщины полосы \bar{R} при $f_{\sigma} = 0,5$. Сплошные линии на рис. 4 – расчет по уравнению (22.2), штриховые линии – расчет по формуле А. П. Чекмарёва. Расхождения в результатах расчетов по формуле А. П. Чекмарёва и формуле (22.2), для представленных на рис. 4 данных не превышают +15,5 %.

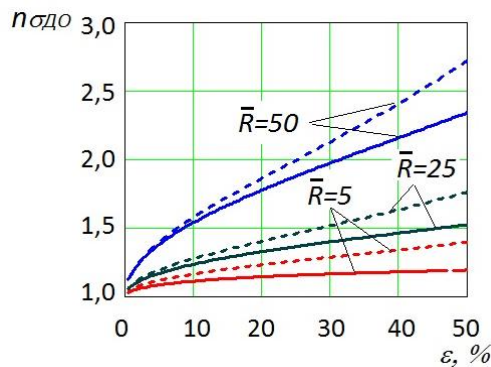


Рис. 4 – Расчетные значения $n_{\sigma_{до}}$ ($f_{\sigma} = 0,5$); $h_0 = 20$ мм

На рис. 5 представлены результаты расчета относительного давления (коэффициента подпора) $n_{\sigma_{до}}$ при плоской однородной деформации как функции коэффициента трения f и обобщенного показателя формы очага деформации $\bar{L} = \frac{l_d}{h_{cp}}$.

Сплошные линии на рис. 5 – расчет по уравнению (22.1), штриховые линии – средняя величина относительного контактного давления

$$n_{\sigma_{д}} = \frac{1}{l_d \sigma^*} \left[\int_0^{x_{\gamma}} p_{on}(x) dx + \int_{x_{\gamma}}^{l_d} p_{om}(x) dx \right], \quad (24)$$

где $p_{on}(x)$, $p_{om}(x)$ – точное решение уравнения Т.Кармана $dp \pm fp \frac{dx}{h_x} - \sigma^* \frac{dh_x}{h_x} = 0$ для зон опережения и отставания очага деформации, предложенное в работе [4, формула 1.26]).

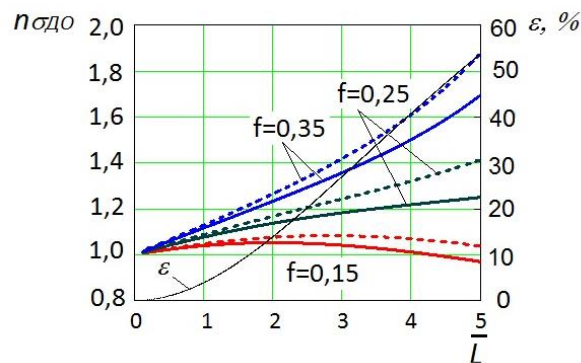


Рис. 5 – Расчетные значения $n_{\sigma_{до}} = n_{\sigma_{до}}(f)$; $\bar{R} = 25$, $R = 500$ мм

Імаючіе место расхожденія в результатах расчетов, которые для представленных на рис. 5 данных составляют до +11,5%, объясняются теми же факторами, что и для рис. 3.

На рис. 6 представлены результаты расчета относительного среднего давления $n_{\sigma_{до}}$ при плоской однородной деформации как функции относительного обжатия ε и показателя толщины полосы \bar{R} при $f = 0,35$. Сплошные линии на рис. 4 – расчет по уравнению (22.1), штриховые линии – расчет по формуле (24). Расхождения в результатах расчетов по формуле (24) и формуле (22.1) для представленных на рис. 6 данных составляет (+9,8...–32,1) % и объясняется теми же факторами, что и для рис. 3.

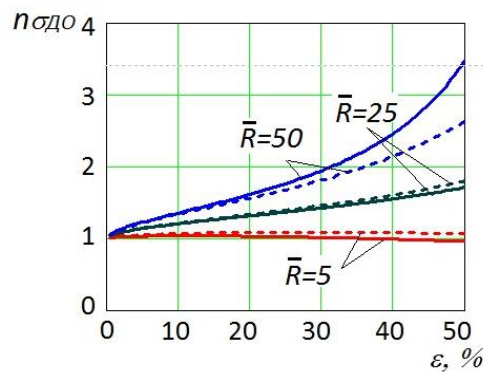


Рис. 6 – Расчетные значения $n_{\sigma_{до}} = n_{\sigma_{до}}(f = 0,35)$; $h_0 = 20$ мм

Как следует из приведенных на рис. 7 и 8 данных, в области $\bar{L} > 2$ значения $n_{\sigma_{до}}$ и $n_{\sigma_{д}}$ практически совпадают. При $\bar{L} < 2$ качественный характер зависимостей $n_{\sigma_{до}}$ и $n_{\sigma_{д}}$ существенно различается. Для высоких (толстых) полос (при $\bar{L} < 0,75...1,0$) функции $n_{\sigma_{д}}$ монотонно возрастают с уменьшением показателя \bar{L} , а функции $n_{\sigma_{до}}$, напротив, – монотонно уменьшаются.

На рис. 7 представлены расчётные значения коэффициентов подпора $n_{\sigma_{до}}(f_{\sigma})$ при плоской однородной деформации и $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma})$ при плоской неоднородной деформации как функций показателя формы очага деформации \bar{L} и показателя трения f_{σ} . На рис. 8 представлены расчётные значения $n_{\sigma_{до}}(f)$ и $n_{\sigma_{д}}(f)$ как функций \bar{L} и коэффициента трения f . На рис. 7 и 8 зависимости $n_{\sigma_{до}}$ показаны сплошными, а зависимости $n_{\sigma_{д}}$ – штриховыми линиями.

Характер изменения функций $n_{\sigma_{д}}$ при $\bar{L} < 0,75...1$ коррелируется с изменением величины коэффициента подпора n_o (точки на рис. 7 и 8), рассчитанной по формуле А. И. Целикова [5, формула III. 69], которая может быть использована только при $\bar{L} < 1$.

В переходной зоне $0,75...1 < \bar{L} < 2$ характер изменения функции $n_{\sigma_{д}}$ отличается как от характера изменения функции $n_{\sigma_{до}}$, так и функции n_o .

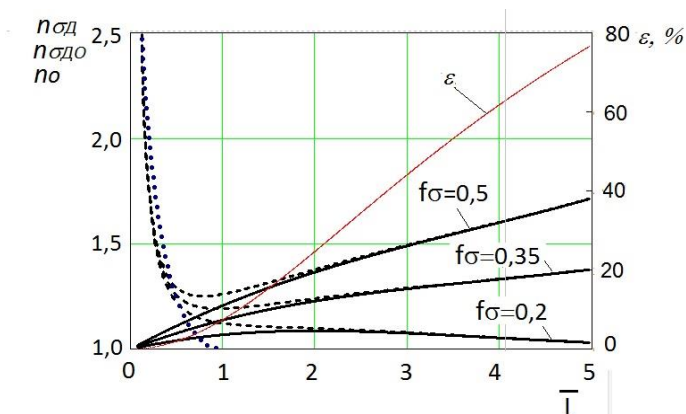


Рис. 7 – Расчетные значения $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma})$, $n_{\sigma_{до}}(f_{\sigma})$ и n_o ; $\bar{R} = 12,5$, $R = 250$ мм

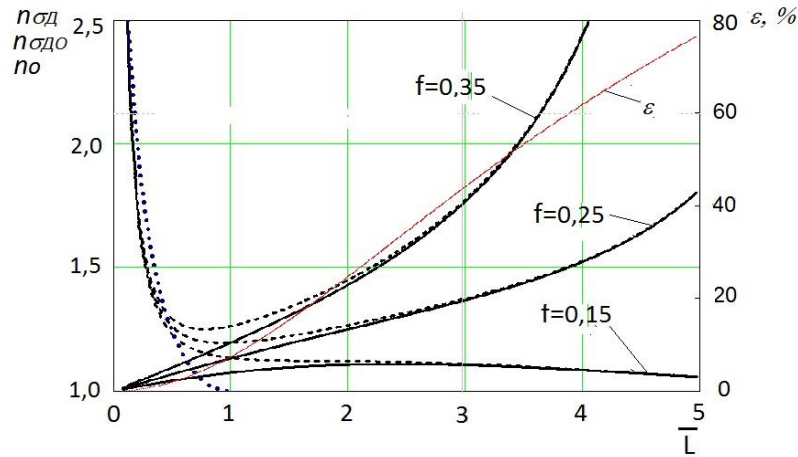


Рис. 8 – Расчетные значения $n_{\sigma_d}(f)$, $n_{\sigma_{до}}(f)$ и n_o ; $\bar{R} = 12,5$, $R = 250$ мм

По применяемым до настоящего времени рекомендациям для определения значений коэффициента подпора при прокатке толстых ($\bar{L} < 1$) и тонких ($\bar{L} > 1$) полос следует использовать две разные методики расчёта [5–7 и др.]. Предложенная методика отличается от ранее применяемых универсальностью, которая заключается в том, что при её использовании расчётный коэффициент подпора n_{σ_d} учитывает влияние безразмерных геометрических параметров \bar{L} , \bar{R} и условий контактного взаимодействия (через значения f или f_{σ}) на среднее контактное давление p_{cp} при прокатке полос во всем возможном диапазоне значений показателя \bar{L} ($0 < \bar{L} < \infty$).

Уточнение методики. Известно, что при пластической деформации возможность использования закона трения скольжения $t_x = fp_x$ на всей контактной поверхности ($0 < x < l_d$) ограничена условием [4, стр. 25]:

$$2n_{\sigma_x}f < 1, \quad (25.1)$$

где n_{σ_x} – переменный по длине очага деформации коэффициент подпора.

Исходя из условия (25) сформулируем **первое** граничное условие использования закона трения скольжения $t_{cp} = fp_{cp}$ следующим образом:

$$2n_{\sigma_{x\max}}f = 1, \quad (25.2)$$

где $n_{\sigma_{x\max}}$ – максимальное по длине очага деформации значение коэффициента подпора.

В соответствии с условием (25.2) расчётные значения коэффициента подпора $n_{\sigma_{cp}} = n_{\sigma_d}(f)$

являются достоверными до тех пор, пока выполняется условие:

$$n_{\sigma_{x\max}} < \frac{1}{2f}. \quad (25.3)$$

При невыполнении условия (25.3) на части контактной поверхности имеет место зона прилипания, где взаимное скольжение металла относительно валков отсутствует. Исходя из принципа минимума энергетических затрат, будем считать, что зона прилипания распространится на всю контактную поверхность при выполнении **второго** граничного условия:

$$n_{\sigma_d}(f) = n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5). \quad (25.4)$$

Для условий прокатки, при которых $n_{\sigma_d}(f) > n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5)$, или, что то же самое $n_{\sigma_d}(f) > \frac{1}{2f}$, достоверное (истинное) значение коэффициента подпора $n_{\sigma_{cp}}$ определится из условия:

$$n_{\sigma_{cp}} = n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5). \quad (25.5)$$

Определение максимального коэффициента подпора. При определении величины $n_{\sigma_{x\max}}$ проанализируем результаты расчёта зависимости $n_{\sigma_x}(x)$ путём точного решения уравнения Т.Кармана. На основании данных, приведенных в работе [4, стр. 12-13], можно сделать вывод о том, что при $\alpha < \beta_y$ (здесь $\beta_y = \arctan f$ – угол трения) приемлемо допущение о линейном характере изменения коэффициента подпора n_{σ_x} по длине очага деформации в зонах опережения и отставания (рис. 9).

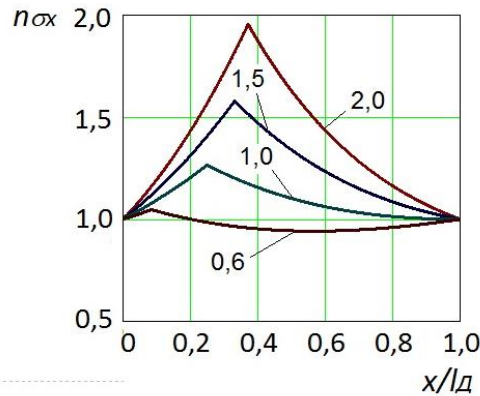


Рис. 9 – Изменение коэффициента подпора $n_{\sigma x}$ по длине очага деформации: $\bar{R} = 25$, $R = 1000$ мм, $\varepsilon = 0,3$, $\bar{L} = 3,22$;

цифры у кривых – отношение $\frac{\beta_y}{\alpha}$

В этом случае справедливо уравнение $n_{\sigma_d}(f) = \frac{1+n_{\sigma_{x \max}}}{2}$, в соответствии с которым значение $n_{\sigma_{x \max}}$ определится из выражения

$$n_{\sigma_{x \max}} = 2n_{\sigma_d}(f) - 1. \quad (26)$$

Учитывая, что $\alpha = \sqrt{\frac{\varepsilon}{2R} \left(2 - \frac{\varepsilon}{2R} \right)}$, уравнение (26)

можно использовать при $\sqrt{\frac{\varepsilon}{2R} \left(2 - \frac{\varepsilon}{2R} \right)} < \beta_y$.

Умножив правую и левую части последнего уравнения на $\frac{2\bar{R}}{2-\varepsilon}$, в соответствии с уравнением (23) получим максимально допустимые значения показателя формы \bar{L} , до которых можно пользоваться формулой (26).

$$\bar{L} < \frac{2\beta_y \bar{R}}{2-\varepsilon}. \quad (27)$$

Подставляя (26) в (25.3), получаем окончательную запись условия определения области достоверных значений коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ = $n_{\sigma_d}(f)$:

$$n_{\sigma_d}(f) < \frac{1+2f}{4f}. \quad (28)$$

Для условий прокатки, при которых $\frac{1+2f}{4f} \leq n_{\sigma_d}(f) \leq \frac{1}{2f}$, на контактной поверхности есть и зона скольжения, и зона прилипания. Обозначим толщину полосы после прокатки, при которой выполняется условие (25.2), как h_{g1} , а

толщину полосы после прокатки, при которой выполняется условие (25.4), как h_{g2} . Логично предположить, что по мере изменения конечной толщины полосы h_1 в пределах между h_{g1} и h_{g2} действительная (истинная) величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ изменяется по пропорциональному закону

$$n_{\sigma_{срн}} = \frac{(h_{g2}-h_1)n_{\sigma_d}(f) + (h_1-h_{g1})n_{\sigma_d}(f_{\sigma}=0,5)}{h_{g2}-h_{g1}}. \quad (29)$$

Пример реализации уточнённой методики. На рис. 10 показан пример реализации уточнённой методики при прокатке *относительно тонких полос* ($\bar{L} > 0,75$). Параметры расчёта: $\bar{R} = 25$; $h_0 = 20$ мм; $f = 0,25$. Как следует из приведенных на рис. 10 данных, по мере уменьшения толщины полосы после прокатки от $h_1 = 19,50$ мм до $h_{g1} = 12,89$ мм (по мере увеличения показателя \bar{L} от 0,75 до 3,62) истинная величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ совпадает с величиной $n_{\sigma_d}(f)$. При $h_{g1} \leq h_1 \leq h_{g2}$ истинная величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ вычисляется по выражению (29) и лежит между значениями $n_{\sigma_d}(f)$ и $n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5)$. При конечной толщине полосы $h_{g2} = 7,79$ мм (значении показателя \bar{L} , равном 5,61) значения $n_{\sigma_d}(f)$ и $n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5)$ равны между собой – зона прилипания распространяется на всю контактную поверхность. При дальнейшем уменьшении конечной толщины полосы (увеличении показателя \bar{L}) истинная величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ совпадает с величиной $n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5)$.

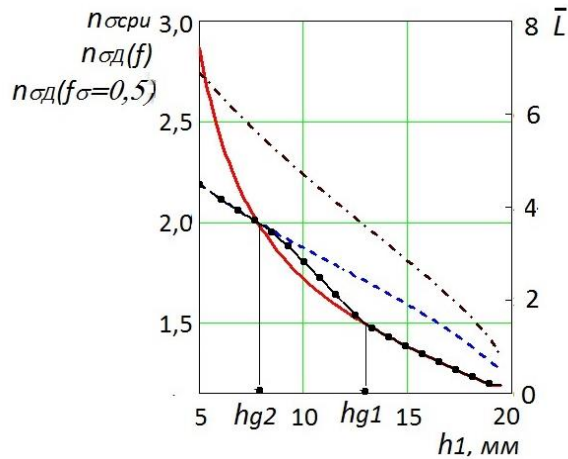


Рис. 10 – Влияние h_1 на: $n_{\sigma_d}(f)$ – сплошная линия; $n_{\sigma_d}(f_{\sigma} = 0,5)$ – штриховая; $n_{\sigma_{сери}}$ – линия с точками; \bar{L} – штрих-пунктир

При реализации уточнённой методики в случае прокатки относительно “высоких” полос ($\bar{L} < 0,75$) необходимо принимать во внимание тот факт, что при некотором “предельном” сочетании параметров прокатки пластическая деформация распространяется не на всю толщину полосы и, вследствие этого, коэффициент подпора достигает своего максимума и не увеличивается с увеличением высоты полосы (уменьшением показателя \bar{L}). А. И. Целиков обосновал положение, в соответствии с которым величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{сери}}$ не может превышать значения $n_{\sigma_{max}}$. В качестве $n_{\sigma_{max}}$ А. И. Целиков рекомендует использовать значение $1 + \frac{\pi}{2} = 2,57$ [5, стр. 104], полученное Л. Прандтлем при решении задачи о внедрении пуансона в полупространство в случае отсутствия сдвиговых напряжений на контактной поверхности (т.е. при $f = f_{\sigma} = 0$). В нашем случае при определении коэффициента подпора анализируются условия деформации при $f_{\sigma} = 0,5$. Используя метод

характеристик (линий скольжения), который использовал Л. Прандтль, можно получить систему уравнений, связывающую нормальные (σ_{xk}, σ_{zk}) и касательные напряжения τ_{xzk} на контактной поверхности с показателем трения f_{σ} , решение которой имеет вид:

$$n_x = \frac{\sigma_{xk}}{\sigma^*} = 1 + \frac{\pi}{2} + \arccos(-2f_{\sigma}) - \sin[\arccos(-2f_{\sigma})]; \quad (30.1)$$

$$n_z = \frac{\sigma_{zk}}{\sigma^*} = 1 + \frac{\pi}{2} + \arccos(-2f_{\sigma}) + \sin[\arccos(-2f_{\sigma})]; \quad (30.2)$$

$$n_{xz} = \frac{\tau_{xzk}}{\sigma^*} = f_{\sigma}. \quad (30.3)$$

В соответствии с (30.1-3) при $f_{\sigma} = 0,5$: $n_x = n_z = n_{\sigma_{max}} = \frac{2+3\pi}{4} = 2,856$ и $n_{xz} = 0,5$ (рис. 11). Полученное значение $n_{\sigma_{max}} = 2,856$ использовали при расчёте значений $n_{\sigma_{сери}}$, представленных на рис. 12 при прокатке *высоких* полос (параметры и обозначения те же, что и на рис. 10).

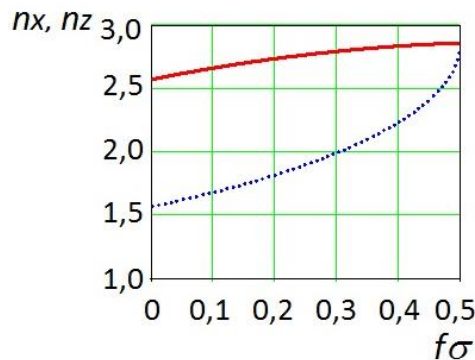


Рис. 11 – Влияние показателя трения f_{σ} на: n_z (сплошная линия); n_x (точки)

Анализируя результаты расчётов, на основании которых построены графики, приведенные на рис. 10 и 12, можно констатировать следующее. По мере увеличения толщины полосы после прокатки от $h_{g1} = 12,89$ мм до $h_{g1} = 19,938$ мм (по мере уменьшения показателя \bar{L} от 3,62 до 0,279) истинная величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ совпадает с величиной $n_{\sigma_{д}}(f)$. При $h_{g1} \leq h_1 \leq h_{g2}$ истинная величина

коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ вычисляется по выражению (29) и лежит между значениями $n_{\sigma_{д}}(f)$ и $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma} = 0,5)$. При конечной толщине полосы $h_{g2} = 19,979$ мм (значении показателя \bar{L} , равном 0,163) значения $n_{\sigma_{д}}(f)$ и $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma} = 0,5)$ равны между собой – зона прилипания распространяется на всю контактную поверхность

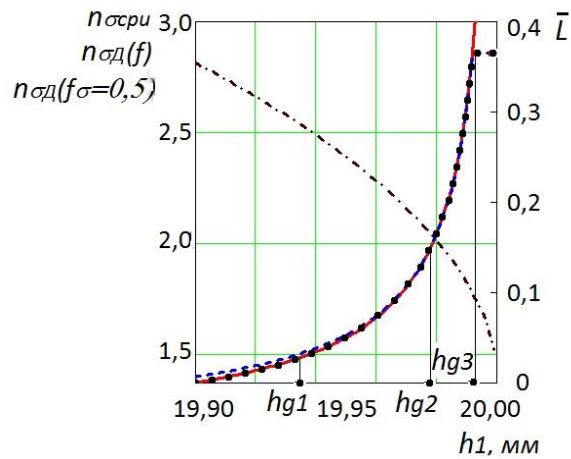
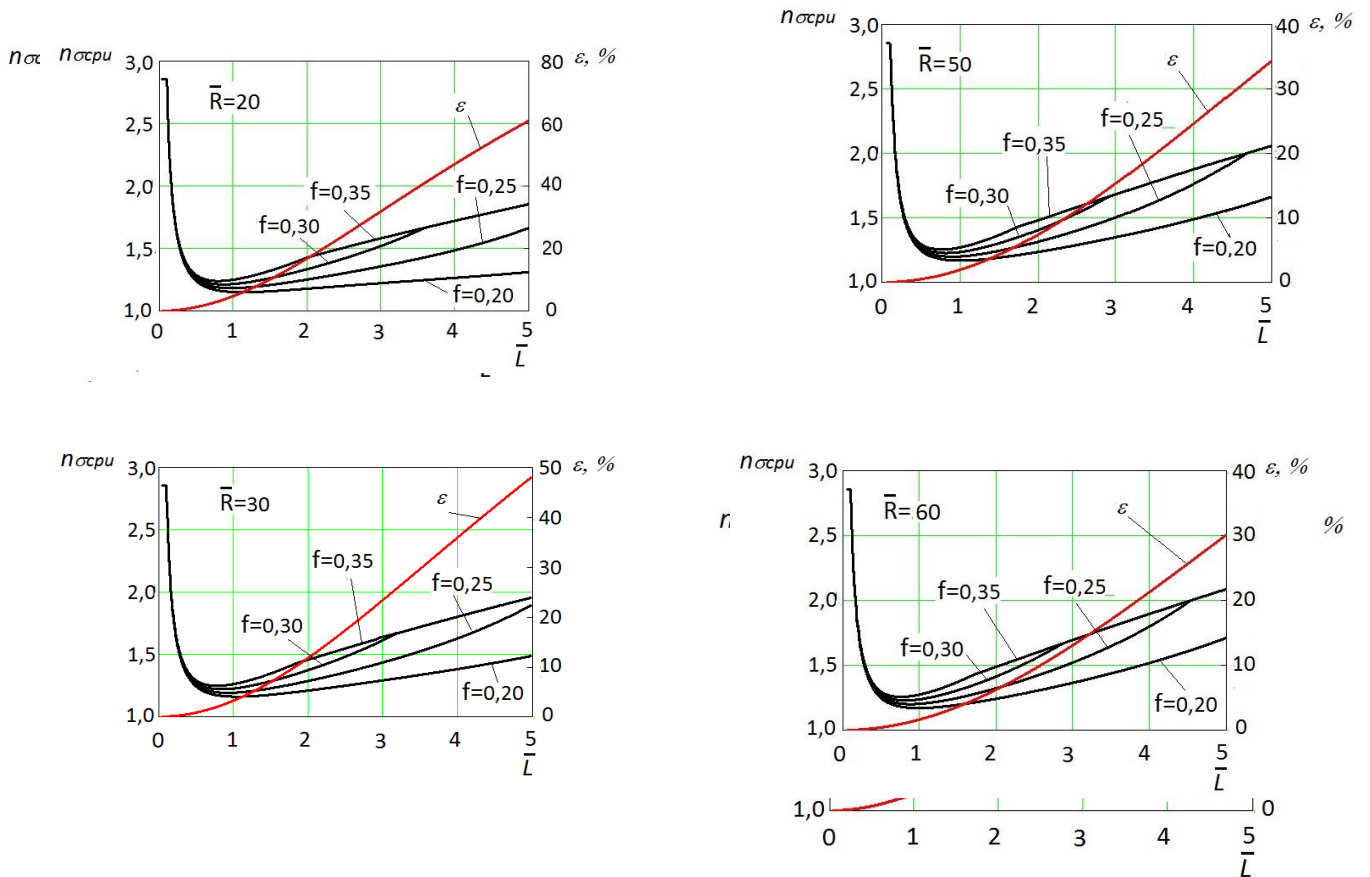


Рис. 12 – Влияние h_1 на: $n_{\sigma_{д}}(f)$ – сплошная линия; $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma} = 0,5)$ – штриховая; $n_{\sigma_{срн}}$ – линия с точками; \bar{L} – штрих-пунктир

При дальнейшем увеличении конечной толщины полосы (уменьшении показателя \bar{L}) истинная величина коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ совпадает с величиной $n_{\sigma_{д}}(f_{\sigma} = 0,5)$ и при $h_1 = h_{g3}$ достигает максимально возможного значения $n_{\sigma_{срн}} = n_{\sigma_{\max}}$. Величина h_{g3} определяется как корень уравнения $n_{\sigma_{д}}(h_0, h_1, R, f_{\sigma} = 0,5) = \frac{2+3\pi}{4}$ и для рассматриваемых параметров прокатки равна $h_{g3} = 19,995$ мм. Дальнейшее увеличение h_1 не приводит к изменению $n_{\sigma_{срн}} = 2,856$.

Графическая интерпретация расчётов истинного коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}(f, \bar{L}, \bar{R})$. В 1939 году А. И. Целиков вывел известную формулу для расчёта коэффициента подпора при прокатке [8]. Для упрощения ведения расчётов в 1940 году М. А. Лакс построил по этой формуле графики [9], которые в специальной литературе известны как “графики Целикова”. По аналогии с графиками Целикова осуществлена графическая интерпретация результатов расчётов истинного коэффициента подпора $n_{\sigma_{срн}}$ как функции коэффициента трения f и показателей \bar{L} и \bar{R} , которая представлена на рис. 13.

Рис. 13 – Графики для определения истинного коэффициента подпора $n_{\sigma_{ср}}(f, \bar{L}, \bar{R})$ при прокатке**Практическое использование результатов.**

Начиная с 1946 года и до настоящего времени формулу (графики) Целикова применяют в методиках расчётов силовых параметров деформации при поперечно-винтовой [10, стр. 457] и продольной прокатке [11, стр. 114; 12, стр. 79-80] труб на оправке. По аналогии с методиками [10-12 и др.] полученные при использовании предложенного метода расчётные значения коэффициентов подпора $n_{\sigma_{ср}}$ могут быть использованы при анализе процессов прокатки труб на оправке в прошивных станах, риллингах, автоматическом и непрерывном станах. Это было показано при анализе силовых параметров деформации в условиях ТПА “350” и “30-102” ООО “Интертайп Нико Тьюб”. Также значения $n_{\sigma_{ср}}$ (рис. 13) были успешно использованы при расчёте силовых параметров *безоправочной* продольной прокатки труб.

Выводы:

1. Предложена интерпретация метода баланса работ при решении задач теории прокатки, в котором рассматривается баланс работы внутренних сил, оказывающих сопротивление пластическому формоизменению металла, и работ внешних сил, совпадающих с направлениями главных деформаций.

2. При использовании гипотезы о плоской неоднородной деформации и применении предложенного метода учитывается влияние коэффициента трения f , отношения длины очага деформации l_d к средней толщине полосы $h_{ср}$, а также соотношения радиуса валков R и начальной толщины полосы h_0 на среднее контактное давление $p_{ср}$ при прокатке полос во всем возможном диапазоне значений показателей $\bar{L} = \frac{l_d}{h_{ср}}$ и $\bar{R} = \frac{R}{h_0}$.

3. Предложена концепция определения параметров прокатки, при которых закон трения скольжения справедлив: для всей контактной поверхности; для части контактной поверхности; неприменим к условиям контактного взаимодействия.

4. Уточнено предельное значение коэффициента подпора $n_{\sigma_{\max}}$ при прокатке высоких

полос ($n_{\sigma_{\max}} = \frac{2+3\pi}{4}$ против ранее используемой в

расчётах величины $n_{\sigma_{\max}} = 1 + \frac{\pi}{2}$).

5. Представлены результаты расчёта значений истинного коэффициента подпора $n_{\text{срн}}$ как функции f , \bar{L} и \bar{R} .

Список литературы

1. Зильберг Ю. В. Теория обработки металлов давлением: Учебник. – Днепропетровск: Пороги, 2009. – 434 с.
2. Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров и др.; Под ред. Е. П. Унксова и А. Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1983. – 598 с.
3. Чекарчев А. П. Некоторые вопросы теории прокатки. В сб.: Теория прокатки. Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. – М.: Metallurgizdat, 1962. – С. 31–56.
4. Гуляев Ю. Г., Николаенко Ю. М. Технологічні процеси обробки металів тиском. Частина IV: Навч. посібник. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2014. – 48 с.
5. Целиков А. И., Гришков А. И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 358 с.
6. Обработка металлов давлением / Ю. Ф. Шевакин, В. Н. Чернышев, Р. Л. Шаталов, Н. А. Мочалов; Под науч. ред. Ю. Ф. Шевакина – М.: Интeрмет Инжиниринг, 2005. – 496 с.
7. Данченко В. Н., Гринкевич В. А., Головкин А. Н. Теория обработки металлов давлением: Учебник. – Днепропетровск: Пороги, 2010. – 386 с.
8. Целиков А. И. Влияние внешнего трения и натяжения на давление металла на валки при прокатке / Металлург, 1939, № 6. – С. 3–11.
9. Лакс М. А. Расчёт потребной мощности на горячую прокатку для станков с гладкой бочкой / Технический бюллетень МПК “Центроэлектромонтаж”, 1940, № 4–5. – С. 38–52.
10. Целиков А. И. Прокатные станы. – М.: Metallurgizdat, 1946. – 560 с.
11. Обработка металлов давлением: Учебник / Б. А. Романцев, А. В. Гончарук, Н. М. Вавилкин, С. В. Самусев. – М.: Изд. Дом МИСиС, 2008. – 960 с.

12. Орлов Г. А. Основы теории прокатки и волочения труб: Учебное пособие. – Екатеринбург: Изд. Уральского университета, 2016. – 204 с.

References (transliterated)

1. Zil'berg YU. V. Teoriya obrabotki metallov davleniyem: Uchebnik. – Dnepropetrovsk: Porogi, 2009. – 434 p.
2. Teoriya plasticheskikh deformatsiy metallov / Ye. P. Unksov, U. Dzhonson, V. L. Kolmogorov i dr.; Pod red. Ye. P. Unksova i A. G. Ovchinnikova. – Moscow: Mashinostroyeniye, 1983. – 598 p.
3. Chekmarev A. P. Nekotoryye voprosy teorii prokatki. V sb.: Teoriya prokatki. Materialy konferentsii po teoreticheskim voprosam prokatki. – Moscow: Metallurgizdat, 1962. – P. 31–56.
4. Hulyayev YU. H., Nykolayenko YU. M. Tekhnolohichni protsesy obrobky metaliv tyskom. Chastyna IV: Navch. posibnyk. – Dnipropetrovs'k: NMetAU, 2014. – 48 p.
5. Tselikov A. I., Grishkov A. I. Teoriya prokatki. – Moscow: Metallurgiya, 1970. – 358 p.
6. Obrabotka metallov davleniyem / YU. F. Shevakin, V. N. Chernyshev, R. L. Shatalov, N. A. Mochalov; Pod nachn. red. YU. F. Shevakina – Moscow: Internet Inzhiniring, 2005. – 496 p.
7. Danchenko V. N., Grinkevich V. A., Golovko A. N. Teoriya obrabotki metallov davleniyem: Uchebnik. – Dnepropetrovsk: Porogi, 2010. – 386 p.
8. Tselikov A. I. Vliyaniye vneshnego treniya i natyazheniya na davleniye metalla na valki pri prokatke / Metallurg, 1939, No 6. – P. 3–11.
9. Laks M. A. Raschot potrebnoy moshchnosti na goryachuyu prokatku dlya stanov s gladkoy bochkoy / Tekhnicheskii byulleten' MPK “Tsentroelektromontazh”, 1940, No 4–5. – P. 38–52
10. Tselikov A. I. Prokatnyye stany. – Moscow: Metallurgizdat, 1946. – 560 p.
11. Obrabotka metallov davleniyem: Uchebnik / B. A. Romantsev, A. V. Goncharuk, N. M. Vavilkin, S. V. Samusev. – Moscow: Izd. Dom MISiS, 2008. – 960 p.
12. Orlov G. A. Osnovy teorii prokatki i volocheniya trub: Uchebnoye posobiye. – Yekaterinburg: Izd. Ural'skogo universiteta, 2016. – 204 p.

Поступила (received) 15.11.2017

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Інтерпретація метода балансу работ при определении силовых параметров прокатки / Ю. Г. Гуляев, Е. И. Шифрин, Я. В. Фролов, О. А. Ремез // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: «ХПІ», 2017. – № 43 (1265). – С. 72–85 – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2519-2671

Інтерпретація методу балансу робіт при визначенні силових параметрів прокатки / Ю. Г. Гуляєв, Е. І. Шифрін, Я. В. Фролов, О. А. Ремез // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: «ХПІ», 2017. – № 43 (1265). – С. 72–85 – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2519-2671

Interpretation of method of balance of work in determining the force parameters of rolling. / Yu. G. Gulyayev, Ye. I. Shifrin, Ya. V. Frolov, O. A. Remez // Bulletin of the NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. Kh.: NTU «KhPI», 2017. No. 43 (1265). P. 72–85. Bibliogr.: 12. ISSN 2519-2671

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Гуляєв Юрій Геннадійович – доктор технічних наук, професор, ТОВ «ІНТЕРПАЙП НІКО ТЬЮБ», м. Нікополь, Україна, науковий консультант, тел.: (050) 453-03-23, e-mail: gulyaev.y51@gmail.com

Гуляев Юрий Геннадьевич – доктор технических наук, профессор, ООО «Интерпайп Нико Тюб», г. Никополь, Украина, научный консультант, тел.: (050) 453-03-23, e-mail: gulyaev.y51@gmail.com

Gulyayev Yuriy Gennad'yevich – Doctor of Technical Sciences, professor, LLC «Interpipe Niko Tube», Nikopol, Ukraine, Scientific consultant, tel.: (050) 453-03-23, e-mail: gulyaev.y51@gmail.com

Шифрін Євген Ісайович – кандидат технічних наук, ТОВ «Дніпропрес сталь», м. Дніпро, Україна, перший заступник генерального директора, тел.: (050) 821-13-70, e-mail: shifrinei48@gmail.com

Шифрін Евгений Исаевич – кандидат технических наук, ООО «Днепропресс сталь», г. Днепр, Украина, первый заместитель генерального директора, тел.: (050) 821-13-70, e-mail: shifrinei48@gmail.com

Shifrin Yevhen Isayovich – Candidate of Technical Sciences, Dnipropress Steel LLC, Dnipro, Ukraine, First Deputy General Director, tel.: (050) 821-13-70, e-mail: shifrinei48@gmail.com

Фролов Ярослав Вікторович – доктор технічних наук, професор, Національна металургійна академія України, завідуючий кафедрою обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, тел.: (067) 631-63-00, e-mail: frolov@metal-forming.org.

Frolov Yaroslav Viktorovich – доктор технических наук, профессор, Национальная металлургическая академия Украины, заведующий кафедрой обработки металлов давлением им. акад. А.П. Чекмарёва, тел.: (067) 631-63-00, e-mail: frolov@metal-forming.org.

Frolov Yaroslav Viktorovich – doctor of technical sciences, professor, National Metallurgical Academy of Ukraine, head of the Metal Forming Department, tel. : (067) 631-63-00, e-mail: frolov@metal-forming.org.

Ремез Олег Анатолійович – кандидат технічних наук, Національна металургійна академія України, доцент кафедри обробки металів тиском ім. акад. О.П. Чекмарьова, тел.: (098) 757-31-82, e-mail: remez@metal-forming.org.

Ремез Олег Анатольевич – кандидат технических наук, Национальная металлургическая академия Украины, доцент кафедры обработки металлов давлением им. А.П. Чекмарёва, тел.: (098) 757-31-82, e-mail: remez@metal-forming.org.

Remez Oleg Anatolevich – Candidate of Technical Sciences, National Metallurgical Academy of Ukraine, associate professor of the Metal Forming Department, tel. : (098) 757-31-82, e-mail: remez@metal-forming.org.