

РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК. 621. 771. 01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
РОМАНЮК Р.Я., ст. преподаватель
ЛОБОЙКО Д.И., магистр

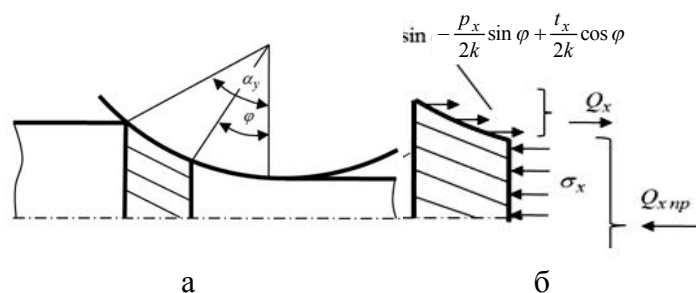
Днепродзержинский государственный технический университет

АНАЛИЗ ПРЕДЕЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ПРОКАТКИ С УЧЕТОМ ПРОДОЛЬНЫХ СИЛ ДЕФОРМИРУЕМОГО МЕТАЛЛА

Введение. Теория простого процесса продольной прокатки разработана достаточно глубоко. Вместе с тем, как отмечено в работе [1], отдельные положения её требуют определенной корректировки и уточнения. Так известно [2-4], что расчётная эпюра распределения нормального давления по длине очага деформации в предельном случае прокатки имеет вид вогнутой кривой. Такой характер распределения давления объясняется действием продольных нормальных растягивающих напряжений в зоне контакта полосы с валками. В этом случае среднее давление меньше $2k$ (k – сопротивление деформации чистого сдвига) прокатываемого металла, что по энергетическим условиям невозможно. Следовательно, нарушение равновесия полосы в валках должно произойти при меньшем угле захвата α_y и возможно при наличии зоны опережения.

Постановка задачи. Проанализируем вопрос о равновесии в очаге деформации более подробно с учётом продольных сил пластически деформированного металла.

Результаты работы. Для этого выделим текущий объем металла в зоне деформации (рис.1, а) и рассмотрим его равновесие. Заменяя действие валька на металл контактными силами, а влияние отброшенной части полосы продольными нормальными напряжениями (рис.1, б), можно получить следующее условие равновесия:



а – очаг деформации; б – выделенный текущий объем металла;

Рисунок 1 – К равновесию горизонтальных сил

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x h_x b = 0$$

или в безразмерной форме:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi - \frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0, \quad (1)$$

где p_x и t_x – нормальное давление и удельная сила трения;

σ_x – предельное нормальное напряжение;

φ – текущий угол;

b – ширина полосы;

h_1 – конечная толщина полосы;

R – радиус валков.

При этом примем во внимание граничное условие, что на входе в очаг деформации при $\varphi = \alpha_y$ напряжение $\sigma_x = 0$. Как видно, первые два слагаемые выражения (1) представляют собой текущую результирующую накапливаемых горизонтальных контактных сил Q_x , а третье слагаемое, равное

$$Q_{xnp} = \frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right),$$

является текущей продольной силой пластически деформируемого металла и представляет собой силу сопротивления – реакцию на действие контактных сил Q_x .

Нетрудно показать, что выражение (1) соответствует начальному уравнению равновесия выделенного в очаге деформации элемента металла, составленного Т.Карманом. С учетом упрощения, сделанного им, это уравнение имеет вид:

$$-2p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2t_x \cos \varphi d\varphi Rb + d\sigma_x h_x b + \sigma_x dh_x b = 0$$

или в безразмерной форме:

$$-2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + d \frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) + \frac{\sigma_x}{2k} 2\varphi d\varphi = 0.$$

Проинтегрируем данное уравнение:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) d \frac{\sigma_x}{2k} + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi = c. \quad (2)$$

Как видно, из условия $\varphi = \alpha_y$ можно определить постоянную интегрирования c , которая равна 0.

Сравнивая выражения (1) и (2), приходим к выводу, что они аналогичны. Тогда продольное напряжение σ_x можно найти, непосредственно решая уравнение Т.Кармана с учетом условия пластичности:

$$\frac{\sigma_x}{2k} = \frac{p_x}{2k} - 1. \quad (3)$$

Как известно [2-4], в зависимости от условий и параметров прокатки эти напряжения по длине очага деформации существенно изменяются. Если при углах захвата меньших коэффициента трения f_y напряжения σ_x в любом сечении очага деформации

являются сжимающими, то при $\alpha_y > f_y$ на определенном участке очага деформации они становятся растягивающими. Очевидно, что на этом участке и текущие силы Q_{xnp} будут растягивающими, т.е. направленными в направлении прокатки. Проанализируем характер изменения силы Q_{xnp} в различных условиях прокатки на конкретном примере. Пусть прокатка ведется в валках радиусом $R=100$ мм, обжатие $\Delta h = 0,36$ мм, начальная толщина полосы $h_0 = 1$ мм, а коэффициент трения в установившемся режиме деформации f_y принимает значения 0,06; 0,0415; 0,03. Решение уравнения Т.Кармана осуществляли с применением ЭВМ при использовании приближенного метода Рунге-Кутты. Заметим, что в решении исходили из кулоновской модели трения в очаге деформации. Результаты расчета распределения контактных напряжений и текущей продольной силы Q_{xnp} приведены на рис.2. Как видно, характер изменения продольной силы пластически деформируемого металла существенно (количественно и качественно) зависит от отношения $\frac{\alpha_y}{f_y}$.

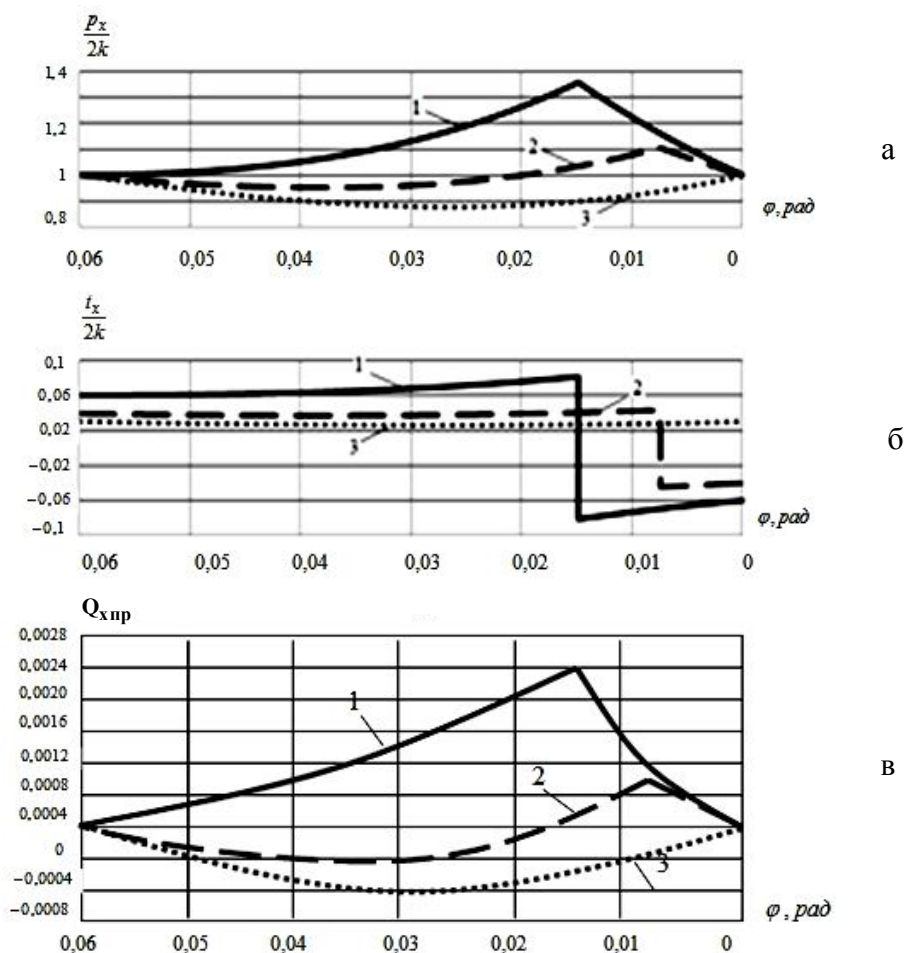


Рисунок 2 – Контактные напряжения (а, б) и текущая результирующая горизонтальных контактных сил (в) при $t_x = f_y P_x$

При $\frac{\alpha_y}{f_y} = 1$ (кривая 1) во всех сечениях очага деформации сила Q_{xnp} является сжимающей. Противоположная картина наблюдается при прокатке в условиях, ко-

гда $\frac{\alpha_y}{f_y} = 2$. В этом случае текущая продольная сила по всей длине очага деформации

является растягивающей (кривая 3, рис.2, в). Она направлена в соответствии с движением полосы и как бы выполняет роль активной (движущей) силы. Ранее обращалось внимание на то, что Q_{xnp} является силой сопротивления, реакцией на действие контактных сил, и потому активную роль выполнять не может. Поэтому равновесие металла в валках должно нарушиться (с последующей пробуксовкой) при меньшем угле за-

хвата ($\frac{\alpha_y}{f_y} < 2$). В подтверждение проведенного анализа рассмотрим распределение

силы Q_{xnp} вдоль очага деформации при $\frac{\alpha_y}{f_y} = 1,446$ (кривая 2, рис.2, в). При прокатке

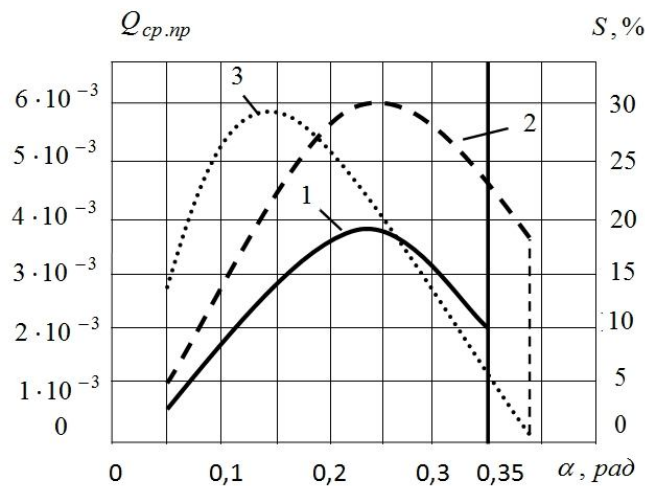
в этих условиях на одной части очага деформации текущая сила Q_{xnp} является растягивающей, а на другой – сжимающей, причем площади положительных и отрицательных её значений одинаковы. Для оценки влияния этой силы на характер течения металла, стабильность процесса и предельную захватывающую способность валков удобно ввести понятие средне-интегральной результирующей силы:

$$Q_{ср.нр} = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha} Q_{xnp} d\varphi. \quad (4)$$

Результаты расчетов показали, что средняя результирующая в зависимости от параметров прокатки может быть сжимающей, равной нулю и растягивающей. Следуя логике, можно предположить, что предельные условия прокатки наступают при $Q_{ср.нр} = 0$.

Оценим, насколько точно характеризует предельные условия прокатки в установленном режиме выше сформулированное предположение. Для этого сравним опытные данные А.П.Грудева зависимости опережения от угла захвата [6] с расчетом средней результирующей продольных сил $Q_{ср.нр}$ по предложенной методике. Результаты опытов и расчета $Q_{ср.нр}$ приведены на рис.3. В этой работе А.П.Грудев обращает внимание на то, что при угле захвата, равном 0,34 рад, прокатка проводилась со значительным опережением, равным 10%. Казалось бы, в очаге деформации имеется достаточный запас сил трения для того, чтобы дополнительно увеличить угол захвата. Однако при увеличении угла захвата до 0,35 равновесие сил в очаге деформации нарушилось, вследствие чего происходила пробуксовка полосы. Как видно из графиков рис.3, в момент пробуксовки средняя результирующая $Q_{ср.нр}$ действительно принимает примерно нулевое значение. Аналогичные результаты были получены и при сравнении опытных данных [7] с расчетами по предложенной методике. Следует подчеркнуть, что потеря равновесия полосы в валках происходит при наличии зоны опережения (кривые 2,

рис.3). Это соответствует результатам опытов [6, 7]. Кроме того, предельное отношение $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$ меньше двух и равно 1,446, что ближе к производственным данным прокатки.



- 1 — опытная зависимость опережения от угла захвата, согласно [5];
 2 — теоретическая зависимость опережения от угла захвата;
 3 — изменение средней продольной результирующей сил в очаге деформации

Рисунок 3 – Теоретическая и экспериментальная зависимость опережения и средней результирующей силы от угла захвата

Выводы. Таким образом, можно констатировать, что процесс прокатки устойчиво протекает, пока $Q_{cp.np}$ является сжимающей силой, если она равна нулю, возникают предельные условия прокатки. В случае, если средняя результирующая $Q_{cp.np}$ становится растягивающей силой, устойчивый процесс прокатки невозможен.

ЛИТЕРАТУРА

1. Долженков Ф.Е. Уширение, опережение и вытяжка при продольной прокатке (о некоторых противоречиях современной теории прокатки) / Ф.Е.Долженков // Известия вузов. Черная металлургия. – 2003. – №5. – С.41-44.
2. Хейн А.Я. Процесс ленточной и тонколистовой прокатки / А.Я.Хейн. – М.: Металлургиздат., 1941. – 247с.
3. Целиков А.И. Теория расчета в прокатных станах / А.И.Целиков. – М.: Металлургиздат., 1962. – 494с.
4. Чекмарев А.П. Анализ формул для определения удельного давления металла на валки. / А.П.Чекмарев, В.А.Токорев // Прокатное производство: труды НЧМ. – Изд. АН Украинской ССР. – 1961. – Вып. 3. – С.16-43.
5. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков / А.П.Грудев. – М.: «СП Интермет Инжиниринг», 1988. – 283с.
6. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П.Грудев. – М.: Металлургиздат., 1973. – 288с.
7. Чекмарев А.П. Экспериментальное исследование максимальных углов захвата в установившемся процессе прокатки / А.П.Чекмарев, В.И.Прокофьев // Обработка металлов давлением: науч. труды ДМетИ. – М.: Металлургия. – 1967. – Вып. ЛП. – С.79-88.

Поступила в редколлегию 02.03.2012.

Дніпродзержинський державний технічний університет

**АНАЛІЗ ФОРМУЛ ДЛЯ РОЗРАХУНКУ РОЗШИРЕННЯ
ПРИ ПРОКАТУВАННІ В РОЗРІЗНОМУ КУТОВОМУ КАЛІБРІ**

Вступ. При прокатці профілів кутової форми велике значення для проектування раціональних калібровок має точність визначення формозміни в першому фасонному калібрі. Значною мірою це відноситься до питання про заповнення гребеня першого формуючого калібру, тому що від цього залежить якість виконання вершини готового профілю.

Важливість цього питання відзначається в багатьох літературних джерелах, присвячених дослідженню деформованого стану при прокатці кутових профілів. Однак дослідження впливу різних факторів на величину коефіцієнтів деформації при прокатці в перших формуючих кутових калібрах дотепер практично не були проведені (за виключенням деяких дослідників, наприклад, Н.Меца [1], М.М.Штоди [2] і так далі).

Постановка задачі. Більшість дослідників рекомендують при розрахунках розширення в перших формуючих кутових калібрах використовувати методику приведеної штаби, проте правильність такого підходу ніким не перевірена. Для такої перевірки необхідно виконати порівняння розширення, отриманого за результатами розрахунку при використанні різних методик, з експериментальними даними. При цьому перелік відомих параметрів осередку деформації повинен бути достатнім для виконання розрахунків за будь-якою з методик. Таким вимогам повністю відповідають експериментальні дані роботи [2] (табл.1).

Таблиця 1 - Результати експериментальних досліджень

№ досліджу	Заготовка		Штаба після прокатування					
	H ₀ , мм	B ₀ , мм	H ₁ , мм	b ₁ , мм	h ₁ , мм	α, град.	D _в , мм	β
1	34,8	45,5	32,3	47,2	31,05	12,995	260	1,037
2	35,2	45,2	33,15	46,8	31,15	49,399	260	1,035
3	34,85	45,25	32,8	47	29,9	57,529	260	1,039
4	35,1	45,2	26,6	53,6	19,9	40,481	260	1,186
5	34,8	45	26,2	53	19,85	44,331	260	1,178
6	34,78	45	26,6	53,6	19,75	45,634	260	1,191
7	35	45	32,5	47,6	29,3	34,077	260	1,058
8	35,3	45	32,25	47,7	29,25	31,357	260	1,06
9	35,2	45	32,2	46,8	29,65	38,367	260	1,04
10	34,85	44,9	24,1	51	19,95	27,3	260	1,136
11	35,4	45,2	24,5	52,75	19,9	29,168	260	1,167
12	35,15	44,9	24,9	52,2	19,9	31,759	260	1,163
13	35	45	32,3	47,2	29,55	66,501	251	1,049
14	35	45	32,3	46,9	29,5	66,501	251	1,042
15	35,2	45,2	32,4	47,3	29,4	68,405	251	1,046
16	34,5	45,25	26,1	52,6	20,7	53,815	251	1,162
17	34,8	45	26,1	52,575	20,45	54,703	251	1,168
18	34,8	45	25,8	52,45	20,75	52,679	251	1,166
19	34,7	45,2	32,1	47,2	29,25	37,942	251	1,044
20	34,75	44,9	32,1	47	29,5	36,607	251	1,047
21	34	45,2	31,8	46,9	29,1	41,987	251	1,038
22	35	44,8	24,9	52,45	19,95	30,215	251	1,171
23	35	45,1	25,6	52,7	19,8	32,089	251	1,169
24	35,2	44,8	25,1	53,05	19,15	33,616	251	1,184

Результати роботи. Для перевірки обираємо наступні методики:

– Зібеля [3]:

$$\Delta b_3 = 0,45 \cdot \sqrt{\Delta h \cdot R_g} \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (1)$$

де Δh - обтиснення по полиці профілю (без урахування обтиснення по гребеню);

R_g – радіус верхнього валка по горизонтальній дільниці;

h_0 – висота заготовки;

– Бахтінова [4]:

$$\Delta b_\sigma = 1,15 \cdot \frac{\Delta h}{2 \cdot h_0} \cdot \left(\sqrt{\Delta h \cdot R_g} - \frac{\Delta h}{2 \cdot f} \right), \quad (2)$$

де f - коефіцієнт тертя в осередку деформації;

– Штернова [5]:

$$\Delta b_{uu} = k \cdot 1,15 \cdot \frac{\Delta h}{2 \cdot h_0} \cdot \left(\sqrt{\Delta h \cdot R_g} - \frac{\Delta h}{2 \cdot f} \right), \quad (3)$$

де k - коефіцієнт, що враховує вплив кута нахилу полиць [5];

– Єсіпова [6]:

$$\Delta b_e = 0,27 \cdot \sqrt{R_g \Delta h} \cdot \frac{\Delta h}{h_0} \cdot k_1 \cdot k_2, \quad (4)$$

де k_1 - коефіцієнт, що враховує збільшення розширення внаслідок впливу кута між полицями, визначається за графіком [5, рис. 15];

k_2 - коефіцієнт, що враховує нерівномірність деформації в калібрі; для першого по ходу прокатування профільного калібру (розрізного) $k_1 = 1, 2$; для інших калібрів $k_1 = 1$;

– Фурмана [7, 8]:

$$\Delta b_g = k_1 \cdot 0,45 \cdot \sqrt{\Delta h \cdot R_g} \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (5)$$

де k_1 - коефіцієнт, що враховує обтиснення та кут нахилу полиць калібру.

Розрахунок коефіцієнта k_1 виконуємо за експериментальними формулами:

$$\text{при } \varepsilon \leq 20\% \quad k_1 = 0,0462 \alpha - 0,00166 \varepsilon \alpha + 0,0276 \varepsilon + 0,664;$$

$$\text{при } \varepsilon > 20\% \quad k_1 = 0,015 \alpha - 0,0001 \varepsilon \alpha + 0,0079 \varepsilon + 1,374,$$

де α - кут нахилу полиць калібру, град.;

ε - відносне обтиснення полиць профілю, %;

– Кочетова [9]:

$$\Delta b_\kappa = 1,15 \cdot \frac{\Delta h}{2 \cdot h_0} \cdot \left(\sqrt{\Delta h \cdot R_g} - \frac{\Delta h}{2 \cdot f} \right) + k_1 k_2 \frac{\ell_\sigma}{h_{сеп}}, \quad (6)$$

де k_1 - коефіцієнт, що враховує розмір готового кутового профілю ($k_1 = 1,2; 1,0$ та $0,8$ для великих, середніх і малих розмірів відповідно);

k_2 - коефіцієнт, що враховує ступінь обмеження розширення в калібрі (для закритого калібру $k_2 = 0,7-0,8$, для відкритого – $k_2 = 1$);

ℓ_{δ} - довжина осередку деформації приведеної штаби;

$h_{сер}$ - середня висота осередку деформації;

– Штоди [2]:

$$\beta = 0,742 + 0,218 \frac{h_0}{h_1} - 0,003 \frac{h_0}{H} + 0,408 \frac{C}{2 \cdot B_0} + 0,004 \frac{R_6}{h_1} + 0,001 \frac{R_n}{h_1} - 0,003 \frac{h_0}{B_0}, \quad (7)$$

де h_0/h_1 - відношення початкової товщини штаби до товщини полиці профілю;

h_0/H - відношення початкової товщини штаби до висоти гребеня калібра;

$C/2 \cdot B_0$ - відношення ширини основи гребеня калібра до ширини заготовки;

R_6/h_1 - відношення радіуса верхнього валка по полиці до товщини полиці профілю;

R_n/h_1 - відношення радіуса нижнього валка до товщини полиці профілю;

h_0/B_0 - відношення товщини заготовки до її ширини.

Для перевірки вірності розрахунків за обраними формулами (1)-(7) розраховуємо значення коефіцієнта розширення для умов, наведених в табл.1, та порівнюємо отримані значення з експериментальними даними.

Розраховуємо помилку для кожної точки експерименту:

$$\varepsilon_{\beta} = \frac{|\beta_e - \beta_p|}{\beta_e - 1} \cdot 100\%, \quad (8)$$

де β_e - експериментальне значення коефіцієнта розширення;

β_p - значення коефіцієнта розширення, що розраховане за однією з обраних методик.

Також розраховуємо середню помилку для кожної з методик:

$$\varepsilon_{\Sigma} = \frac{\sum_{i=1}^n \varepsilon_{\beta_i}}{n}, \quad (9)$$

де n - кількість дослідів;

ε_{β_i} - помилка для кожного дослідів, що розрахована за формулою (8).

Результати розрахунків заносимо до табл.2.

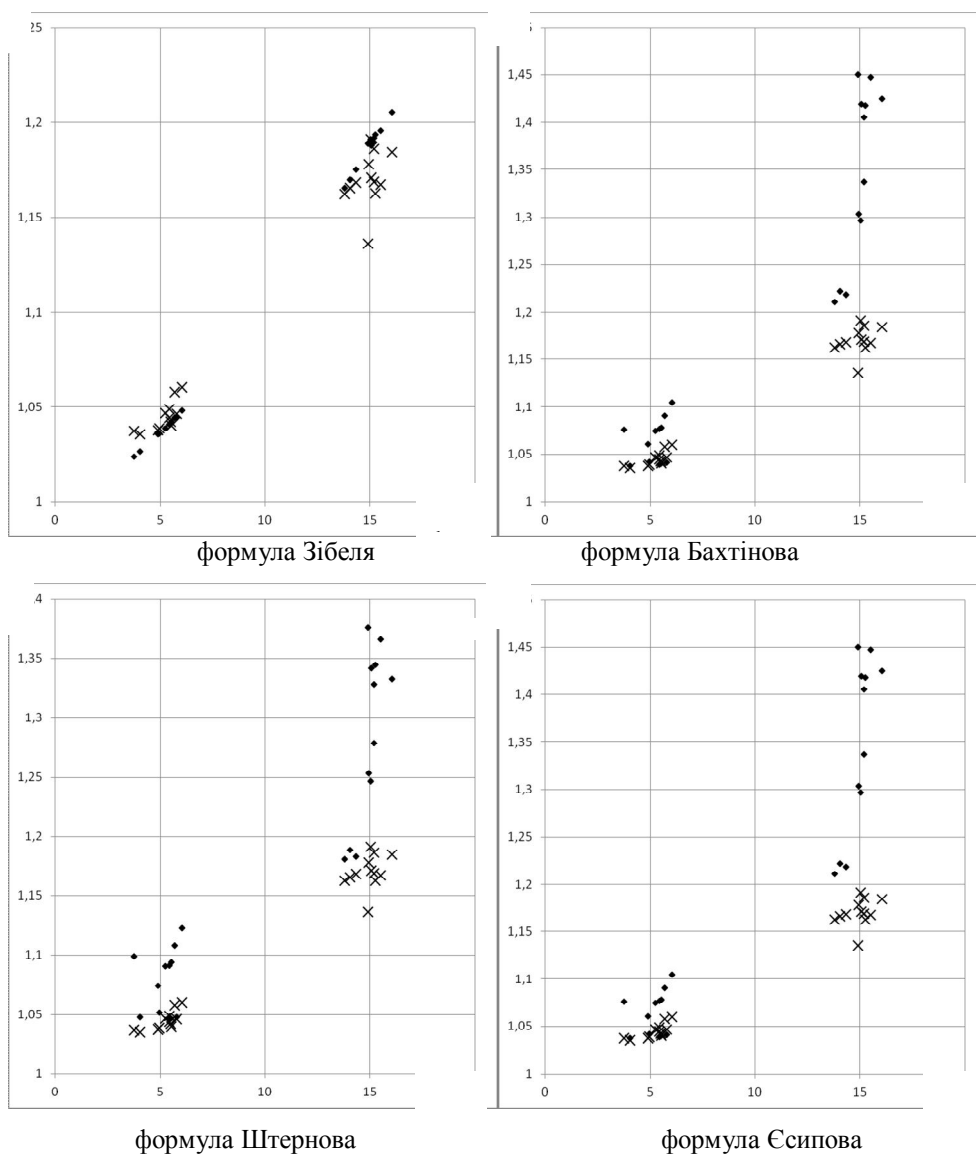
Таблиця 2 – Порівняння розрахункових даних із результатами експерименту

№ дос.	β_e	Зібель		Бахтінов		Штернов		Єсіпов		Фурман		Кочетов		Штода	
		$\beta^{зіб}$	$\varepsilon^{зіб}, \%$	$\beta^{бахт}$	$\varepsilon^{бахт}$	$\beta^ш$	$\varepsilon^ш$	β^e	ε^e	$\beta^ф$	$\varepsilon^ф$	$\beta^к$	$\varepsilon^к$	$\beta^{шт}$	$\varepsilon^{шт}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	1,037	1,024	37,02	1,022	40,882	1,099	165,43	1,076	103,59	1,031	16,279	1,034	9,3241	1,045	19,464
2	1,035	1,026	25,749	1,024	31,289	1,048	35,371	1,037	5,3264	1,02	44,303	1,037	3,2934	1,047	32,096
3	1,039	1,036	7,3488	1,032	17,708	1,052	33,356	1,042	8,1033	1,046	19,978	1,046	18,111	1,055	43,348
4	1,186	1,192	3,1248	1,114	38,632	1,279	49,931	1,337	81,403	1,031	83,305	1,143	23,237	1,197	5,8263
5	1,178	1,189	6,5312	1,114	36,004	1,253	42,547	1,304	70,85	1,076	57,484	1,142	19,871	1,195	9,5389
6	1,191	1,191	0,0828	1,114	40,147	1,247	29,187	1,297	55,276	1,092	51,882	1,143	25,067	1,197	2,8554
7	1,058	1,044	23,272	1,038	34,036	1,108	87,373	1,091	56,922	1,008	86,085	1,053	7,9834	1,041	29,287
8	1,06	1,048	19,891	1,041	32,142	1,123	105,2	1,105	74,414	1,015	75,813	1,056	6,3964	1,043	27,658
9	1,04	1,042	5,8787	1,037	8,3882	1,094	135,35	1,078	95,838	1,001	96,714	1,051	28,429	1,039	2,8003
10	1,136	1,189	38,813	1,114	16,454	1,376	176,84	1,45	231,19	1,11	19,007	1,142	4,6111	1,172	26,413
11	1,167	1,196	17,147	1,115	31,073	1,366	119,04	1,448	168,04	1,095	43,139	1,144	13,871	1,178	6,7245
12	1,163	1,194	19,081	1,115	29,271	1,345	111,92	1,418	156,89	1,066	59,105	1,144	11,543	1,176	8,1882

Продовження таблиці 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
13	1,049	1,041	16,701	1,035	28,22	1,046	4,8931	1,039	20,535	1,08	62,82	1,049	1,2463	1,046	6,2924
14	1,042	1,041	2,2185	1,035	15,926	1,047	11,396	1,039	6,7185	1,08	90,205	1,05	18,376	1,046	9,6252
15	1,046	1,044	4,7392	1,038	19,164	1,048	3,0217	1,041	12,588	1,091	95,362	1,052	12,656	1,049	4,3975
16	1,162	1,166	1,917	1,102	37,247	1,18	11,108	1,211	29,925	1,169	3,7415	1,129	20,835	1,16	1,5008
17	1,168	1,175	3,9562	1,105	37,35	1,183	8,5874	1,218	29,73	1,189	12,296	1,133	21,126	1,168	0,1451
18	1,166	1,17	2,4032	1,103	37,559	1,188	13,625	1,222	34,169	1,16	3,6339	1,13	21,325	1,162	1,9772
19	1,044	1,041	7,5792	1,035	20,359	1,091	106,66	1,076	72,673	1	99,176	1,05	12,358	1,052	17,628
20	1,047	1,039	16,9	1,034	27,751	1,09	93,466	1,075	60,215	1,002	95,02	1,048	2,688	1,05	7,6141
21	1,038	1,036	5,3979	1,031	16,44	1,074	96,923	1,06	60,521	1,008	77,849	1,045	20,548	1,049	29,335
22	1,171	1,188	9,9283	1,11	35,539	1,342	100,06	1,419	145,64	1,08	52,968	1,138	18,997	1,186	9,0018
23	1,169	1,189	12,31	1,11	34,529	1,328	94,694	1,405	140,46	1,062	63,478	1,139	17,749	1,189	12,126
24	1,184	1,206	11,622	1,116	37,069	1,333	80,675	1,425	130,74	1,049	73,124	1,145	21,054	1,206	11,638
		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{зіб}}=12,5\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{бахт}}=29,3\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{шт}}=71,5\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{е}}=77,2\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{ф}}=57,6\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{к}}=15,0\%$		$\epsilon_{\text{сеп}}^{\text{шт}}=13,6\%$	

Для більшої наочності порівняння розрахункових значень із експериментальними даними представимо його у графічному вигляді (рис. 1).



× – експериментальні дані; ● – результати розрахунку

Рисунок 1 – Графіки порівняння результатів розрахунку з експериментальними даними

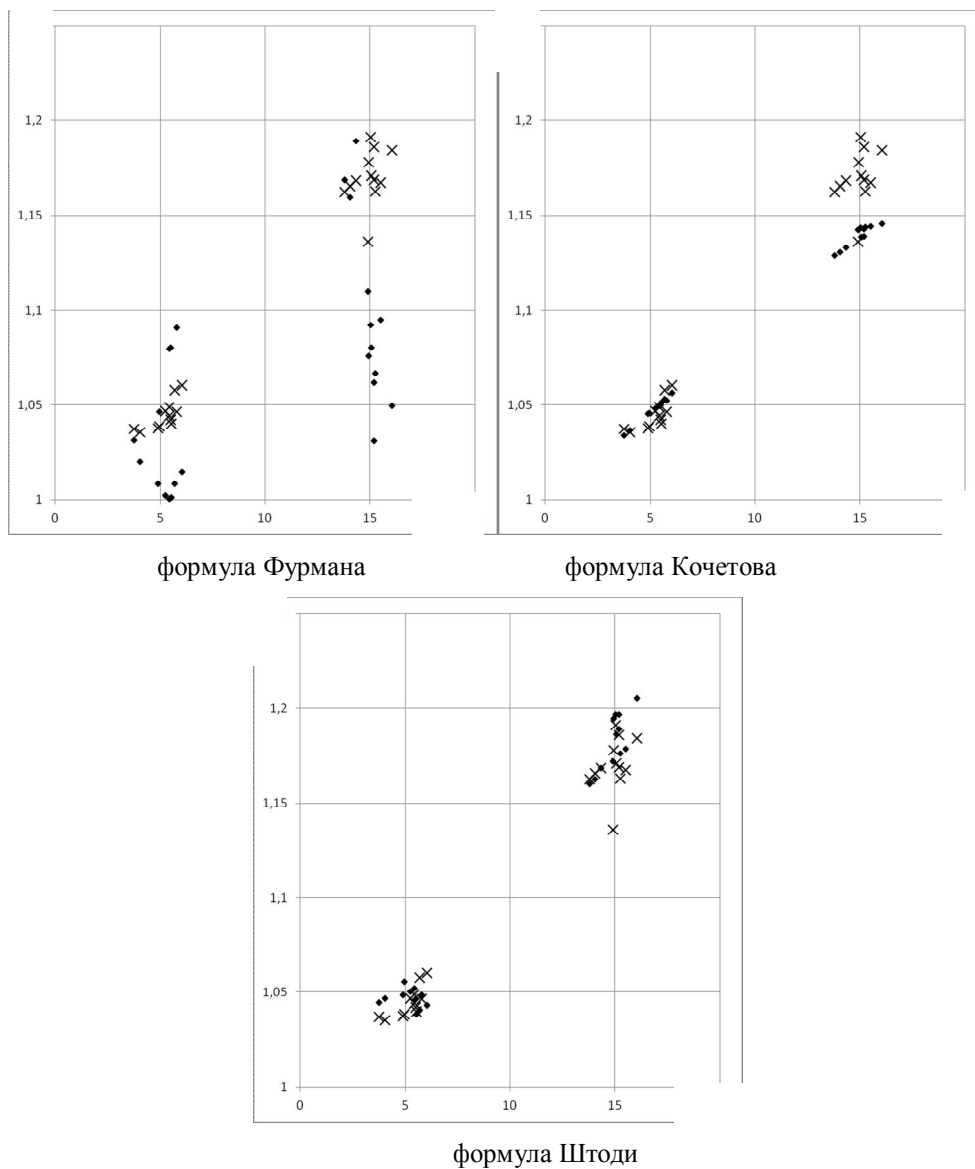


Рисунок 1, аркуш 2

Висновки. Таким чином, для розрахунку розширення в першому розрізному кутовому калібрі можна рекомендувати формули (1), (6) або (7). Не дивлячись на те, що перевірка методики (1) показала найбільшу точність, перевагу слід віддавати математичній моделі (7), що була розроблена в роботі [2], так як вона найбільш повно характеризує залежність коефіцієнта розширення від форми та розмірів осередку деформації для випадку прокатування прямокутної штаби в першому формуючому кутовому калібрі.

ЛІТЕРАТУРА

1. Мец Н. Горячая прокатка и калибровка валков / Н.Мец. - М.-Л.: Гостехиздат, 1937. - 332с.
2. Штода М.Н. Развитие методов расчета калибровок для прокатки угловых профилей различной конфигурации: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 / Максим Николаевич Штода. – Днепродзержинск, 2005. - 229с.
3. Хофф Х. Прокатка и калибровка / Х.Хофф, И.Даль; [пер. с нем.]. - М.: Metallurgizdat, 1957. - 228с.

4. Бахтинов Б.П. Калибровка прокатных валков / Б.П.Бахтинов, М.М.Штернов. - М: Металлургиздат, 1953. - 784с.
5. Штернов М.М. Калибровка угловой стали / М.М.Штернов. - Свердловск: Металлургиздат, 1961. - 57с.
6. Есипов В.Д. Методика расчета калибровки валков для прокатки равнобокой угловой стали в открытых калибрах / В.Д.Есипов // Сталь. - 1968. - № 9. - С.816-818.
7. Фурман Я.Б. Уточненный метод расчета калибровки угловой стали / Я.Б.Фурман, В.И.Гридневский // Бюллетень ЦНТИИ черной металлургии. - 1970. - № 24(644). - С.28-30.
8. Фурман Я.Б. Рациональная калибровка неравнобокой угловой стали / Я.Б.Фурман, В.И.Гридневский // Сталь. - 1969. - № 9. - С.809-813.
9. Кочетов И.М. Калибровка валков с применением систем развернутых калибров / И.М.Кочетов. – М.: Металлургия, 1971. - 110с.

Надійшла до редколегії 20.04.2012.

УДК 621.771

ШТОДА М.М., к.т.н., доцент
ШТОДА І.І., зав. лабораторії
УСТИМЕНКО Р.С., студент

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛУ ПРИ ПРОКАТУВАННІ В ЯЩИЧНИХ КАЛІБРАХ З РІЗНИМИ ВИПУСКАМИ

Вступ. Система прямокутних ящичних калібрів досить широко розповсюджена при прокатуванні профілів крупного та середнього перерізів. Така система використовується на блюмінгах, неперервно-заготовочних станах, обтискних станах тріо та в перших клітях сортових станів [1].

Постановка задачі. У даний час розроблено рекомендації для побудови ящичних калібрів, проте, як зазначають самі ж розробники, їх ніяким чином не треба розуміти як обов'язкові. Їх розроблено перш за все з метою допомогти починаючому калібрувальнику. У конкретних умовах того чи іншого стану оптимальних результатів можна досягти при розмірах калібру, які суттєво відрізняються від отриманих за рекомендованими формулами. Особливо обережно в цьому відношенні треба підходити до величини ухилу стінок і ширини калібру, які змінюються в кожному окремому випадку.

Тому дослідження деформованого стану металу при прокатуванні в ящичних калібрах з різними випусками досі є актуальними.

Для дослідження деформованого стану металу при прокатуванні в ящичних калібрах було обрано експериментальний метод сіток, який дозволяє швидко та з великою точністю отримати розподіл деформацій по поперечному перерізу штаби.

Результати роботи. Для виконання досліджень було відлито прямокутні свинцеві зразки з поперечним перерізом 20x30 мм. З метою отримання ущільненої структури металу литі заготовки прокатували на стані 180 лабораторії ДДТУ на розмір 18x22 мм, а потім на стругальному верстаті отримували остаточні розміри поперечного перерізу заготовок 16x20 мм. Довжина зразків була більше 100 мм. Далі кожен зразок було розрізано навпіл в поперечному напрямі та на одній з отриманих частин було нанесено сітку на поперечному перерізі з клітинкою зі стороною 1 мм. Потім обидві частини за допомогою легкоплавкого сплаву було з'єднано в єдиний зразок. Отримані таким чи-

ном зразки прокатували в ящичних калібрах стану 180 лабораторії ДДТУ (рис.1) з різними випусками калібрів.

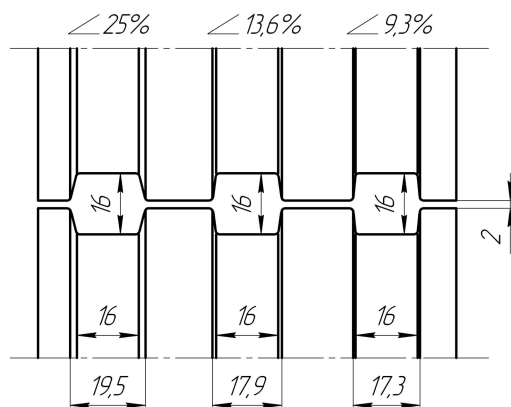


Рисунок 1 – Розміри ящичних калібрів стану 180

Прокатування проводили на сухих валках з абсолютним обтисненням 4 мм. Після прокатування виконували виміри координат вузлів сітки.

Перед прокатуванням виконували виміри координат вузлів сітки, приймаючи за початок координат точку O – центр перерізу, а напрямок координатних осей сумістивши з осями симетрії. Вузли координатної сітки позначали двома індексами: i – номер вузла в напрямку осі OY ; j – номер вузла в напрямку осі OZ .

На підставі виміру координат визначали переміщення точок:

$$u_y = y_1 - y_0; \quad (1)$$

$$u_z = z_1 - z_0, \quad (2)$$

де y_0, z_0 – координати вузлів до деформації;

y_1, z_1 – координати вузлів після деформації.

Розраховані значення переміщень точок використовуємо для визначення лінійних та кутових деформацій у центрах розглядуваних осередків за приблизними формулами:

$$\varepsilon_y = \frac{\Delta u_y}{\Delta y}; \quad (3)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta u_z}{\Delta z}; \quad (4)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\Delta u'_z}{\Delta y} + \frac{\Delta u'_y}{\Delta z}, \quad (5)$$

де $\Delta y, \Delta z$ – крок координатної сітки;

Δu_y – різниця переміщень точок з індексами $(i; j)$ та $(i-1; j)$ в напрямку осі OY ;

Δu_z – різниця переміщень точок з індексами $(i; j)$ та $(i; j-1)$ в напрямку осі OZ ;

$\Delta u'_y$ – різниця переміщень точок з індексами $(i; j)$ та $(i; j-1)$ в напрямку осі OY ;

$\Delta u'_z$ – різниця переміщень точок з індексами $(i; j)$ та $(i-1; j)$ в напрямку осі OZ .

Таким чином, у розгляді деформованого стану кожного осередку беруть участь три його вузли.

Вважаючи деформований стан плоским, визначаємо інтенсивність деформації в кожній точці за формулою

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{\varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2 + \frac{3}{2} \cdot \gamma_{yz}^2} \quad (6)$$

За описаною методикою було проведено дослідження деформованого стану при прокатуванні в ящичному калібрі з випуском 25%, 13,6% та 9,3%.

Поперечний переріз заготовок показано на рис.2.

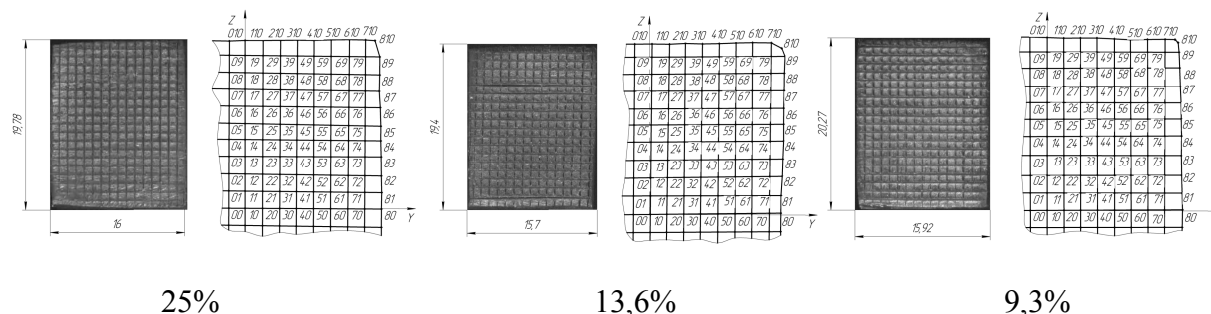


Рисунок 2 – Загальний вигляд поперечного перерізу вихідних заготовок

Внаслідок симетрії перерізу достатньо виконати виміри координат вузлів для четвертої частини перерізу.

Аналіз зміни координат точок дозволяє отримати поле переміщень для випадків, що досліджуються (рис.3).

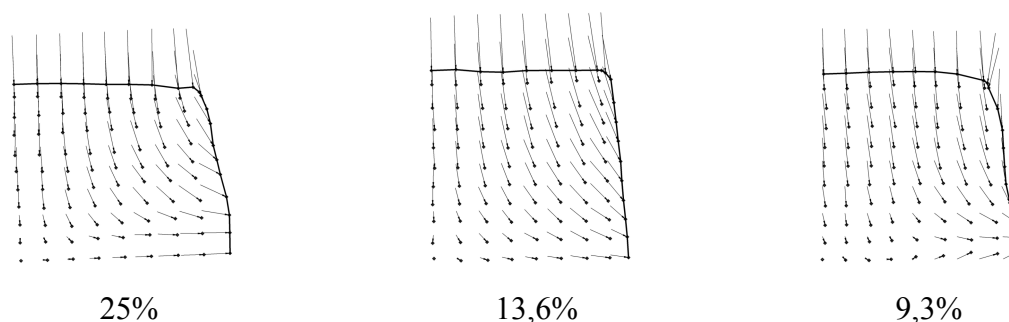


Рисунок 3 – Поле переміщень при прокатуванні в ящичних калібрах з різними випусками

Як видно з рис.3, напрям переміщень часток металу при прокатуванні в калібрах з випусками 25% та 13,6% поступово змінюється з вертикального на контактні штаби з валками на горизонтальний біля зазору. При прокатуванні в калібрі з випуском 9,3% ця зміна напрямку протікає не так інтенсивно, як у попередніх випадках, і в куті калібра помітне переміщення часток у напрямі, протилежному розширенню.

За результатами вимірювань будемо поля деформацій в напрямі осі OZ (рис.4).

Як видно з рис.4, найбільші значення деформацій у вертикальному напрямку для всіх випадків спостерігаються біля контакту металу з валками, що можна пояснити найбільшими переміщеннями часток у вертикальному напрямі в цих шарах зразка. Нижче цих шарів металу спостерігається доволі рівномірний розподіл деформацій за виключенням шарів металу біля горизонтальної осової лінії, що можна пояснити зміною напрямку переміщення часток з вертикального на горизонтальний. Для випуску калібра 9,3% (рис.4) найбільші значення стискаючих деформацій у вертикальному напрямку спостерігаються в куті калібра (-1,2 одиниці), що можна пояснити найбільшими переміщеннями часток у вертикальному напрямі в цих шарах зразка. Уздовж стінки існують ділянки з вертикальними деформаціями, що розтягують, до 0,4 одиниці, що пояснюється дією випуску калібра. Ни-

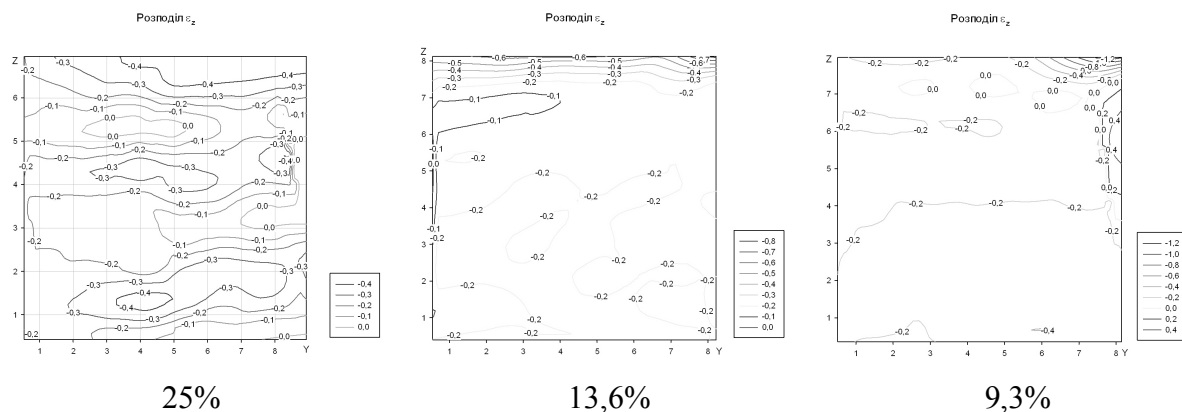


Рисунок 4 – Поле вертикальних деформацій

жче цих шарів металу спостерігається доволі рівномірний розподіл деформацій на рівні -0,2 одиниці.

На рис.5 наведено поле поперечних деформацій.

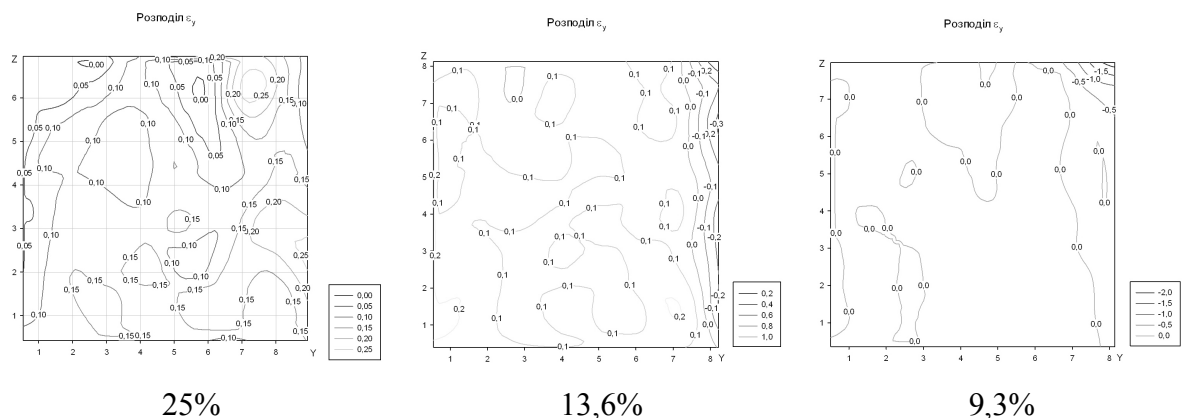


Рисунок 5 – Поле поперечних деформацій

З рис.5 видно, що при прокатуванні в ящичних калібрах з випуском 25% в шарах металу біля горизонтальної осі поперечні деформації збільшуються по мірі наближення до країв зразка. Це пояснюється відсутністю стінок у цих місцях. У верхніх приконтатних шарах зразка характер розподілу поперечної деформації має інший вигляд: біля вертикальної осі дорівнює 0%, так як поперечна течія металу відсутня, в наступних перерізах збільшується до 10%, потім знов зменшується до 0%, що можна пояснити початком зміни напрямку течії часток металу, а далі знов збільшується до 25%, а біля країв із-за стримуючої дії стінок калібру знов зменшується до 10%.

При прокатуванні в ящичному калібрі з випуском 13,6% (рис.5) в шарах металу біля стінок калібру виникають стискаючі поперечні деформації до -0,3 одиниць, що можна пояснити утримуючою дією стінок калібру. Це підтверджується й тим фактом, що в місці зазору поперечна деформація дорівнює 0.

При прокатуванні в ящичному калібрі з випуском 9,3% (рис.5) в куті калібру виникають стискаючі поперечні деформації до -2,0 одиниць, що можна пояснити утримуючою дією стінок калібру. У глибині зразка поперечна деформація практично відсутня.

На рис.6 наведено поле кутових деформацій.

Як видно з рис.6, найбільші кутові деформації для всіх випадків спостерігаються в куті калібру, що пояснюється стискаючою дією дна та стінок калібру.

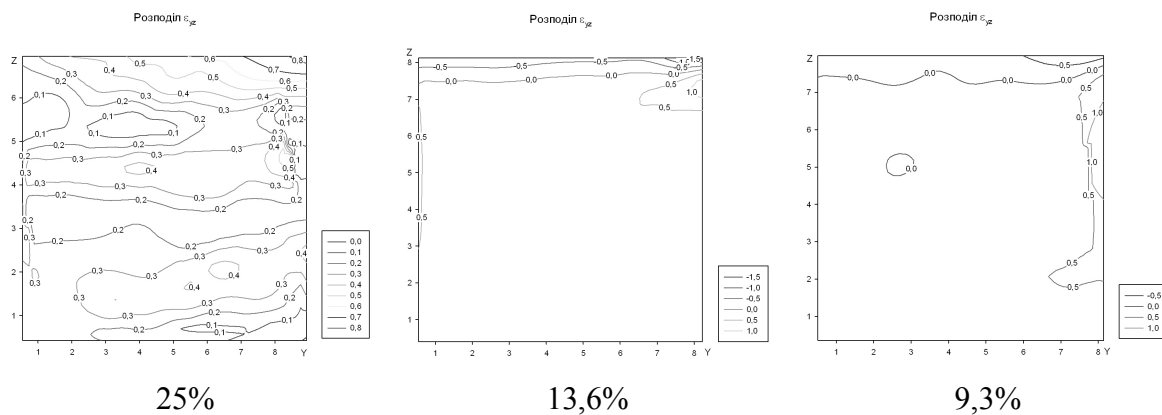


Рисунок 6 – Поле кутових деформацій

Подібно розподіляється по перерізу й інтенсивність деформацій (рис. 7).

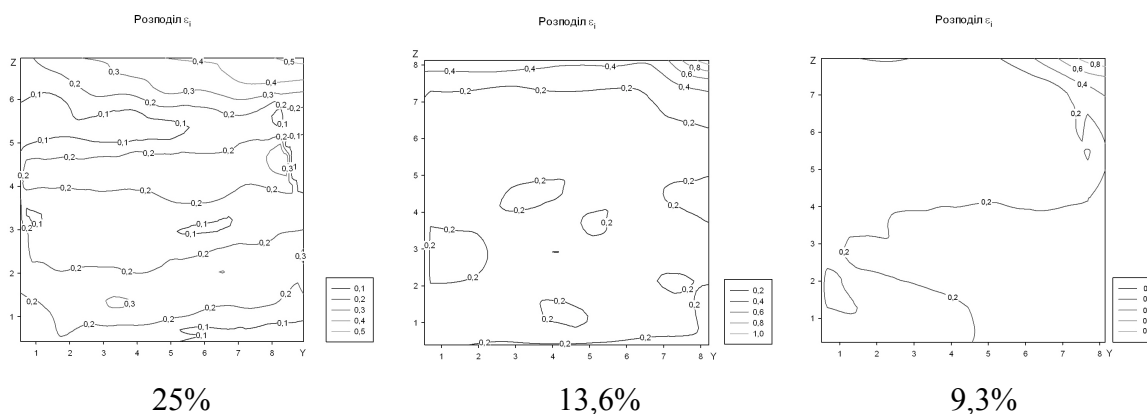


Рисунок 7 – Розподіл інтенсивності деформацій

Висновки. Виконано якісний та кількісний аналіз деформованого стану металу при прокатуванні свинцевих зразків прямокутної форми в ящичних калібрах з різною величиною випуску калібра.

Виявлено, що при зменшенні величини випуску калібра збільшується обмеження розширення. Найбільш рівномірна проробка металу спостерігається при прокатуванні в ящичному калібрі з випуском 13,6%. При прокатуванні в ящичному калібрі з малим випуском (9,3%) на бічній поверхні зразка виникають деформації, що розтягують, що може призвести до розривів металу на боковій поверхні прокату.

Можна рекомендувати при конструюванні ящичних калібрів обирати випуск калібра близько 15%, що дозволить отримувати найбільш рівномірну та повно пророблену структуру металу після прокатування та ефективно контролювати значення розширення штаби.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бахтинов Б.П. Калибровка прокатных валков / Б.П.Бахтинов, М.М.Штернов. – М.: Металлургиздат, 1953. – 784с.

Надійшла до редколегії 30.05.2012.

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПЕРЕЖЕНИЯ В НЕУСТАНОВИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ ПРОКАТКИ

Введение. Анализ экспериментальных данных [1, 2 и др.] показывает, что при прокатке высоких полос недостаточно проанализированы предельные условия захвата и их связь с опережением. В частности, теория предполагает, что предельные условия захвата в установившемся режиме наступают тогда, когда угол нейтрального сечения и опережение равны нулю, однако, опыты [3] показывают, что процесс может протекать устойчиво при полном отставании металла в валках, то есть при «отрицательном» опережении.

Постановка задачи. Целью настоящей работы является исследование динамики изменения опережения по длине прокатываемых ступенчатых образцов при различных условиях деформации, то есть при нестационарном процессе, что в определенной мере соответствует прокатке периодических профилей. Кроме того, предполагается исследовать взаимосвязь между уширением металла и опережением.

Результаты работы. Опыты проводили на лабораторном стане дуо 180 в гладких валках диаметром 195 мм при скорости прокатки, равной 0,35 м/с. В качестве образцов служили свинцовые клиновидные полосы со ступеньками шириной 60 мм. Основные размеры образцов приведены в табл.1. Заметим, что высота каждой ступеньки на 1,5 мм меньше предыдущей. Перед проведением прокатки каждый образец промывали растворителем и насухо протирали ветошью. Аналогично подготавливали к опытам и поверхность рабочих валков.

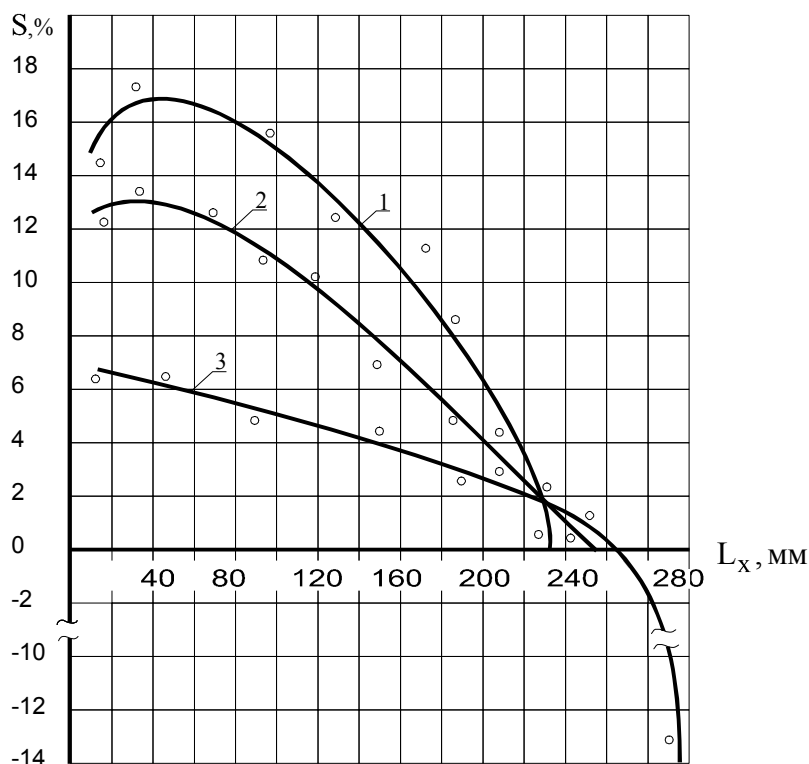
Таблица 1 – Размеры клиновидных образцов

№ П/П	Наименьшая высота клина, мм	Наибольшая высота клина, мм	Длина ступеньки, мм	Длина образца, мм	Начальный угол захвата, рад.	Максимальный угол захвата, рад.	Конечная толщина h_1 , мм
затормозившие образцы							
	8,0	19,0	10,0	82,0	0,25	0,35	1,0
	9,0	23,0	10,0	110,0	0,29	0,42	4,0
	37,0	60,0	26,0	360,0	0,26	0,53	30,0
проскочившие очаг деформации образцы							
	17,0	33,0	14,0	200,0	0,33	0,46	14,0
	34,0	58,0	25,0	278,0	0,32	0,57	27,0
	41,0	60,0	23,0	350,0	0,31	0,51	36,0

Для определения текущего опережения (по длине прокатываемой полосы) на поверхности валков с помощью делительной головки через каждые 10 мм нанесены керны.

На графиках (рис.1) приведены результаты исследования изменения опережения S по длине деформируемого металла L_x при увеличении текущего угла захвата. При прокатке клиновидных образцов на конечную толщину 1 и 4 мм (кривые 1, 2) изменение опережения соответствует принятым в теории прокатки положениям. В частности, с увеличением конечной толщины опережение уменьшается, и кривая его

изменения становится более вытянутой в направлении оси абсцисс. Кроме того, в предельных условиях прокатки, перед буксованием металла в валках, S принимает нулевое значение, что свидетельствует о полном использовании резерва сил трения.



1 – $h_1 = 1$ мм; 2 – $h_1 = 4$ мм; 3 – $h_1 = 30$ мм

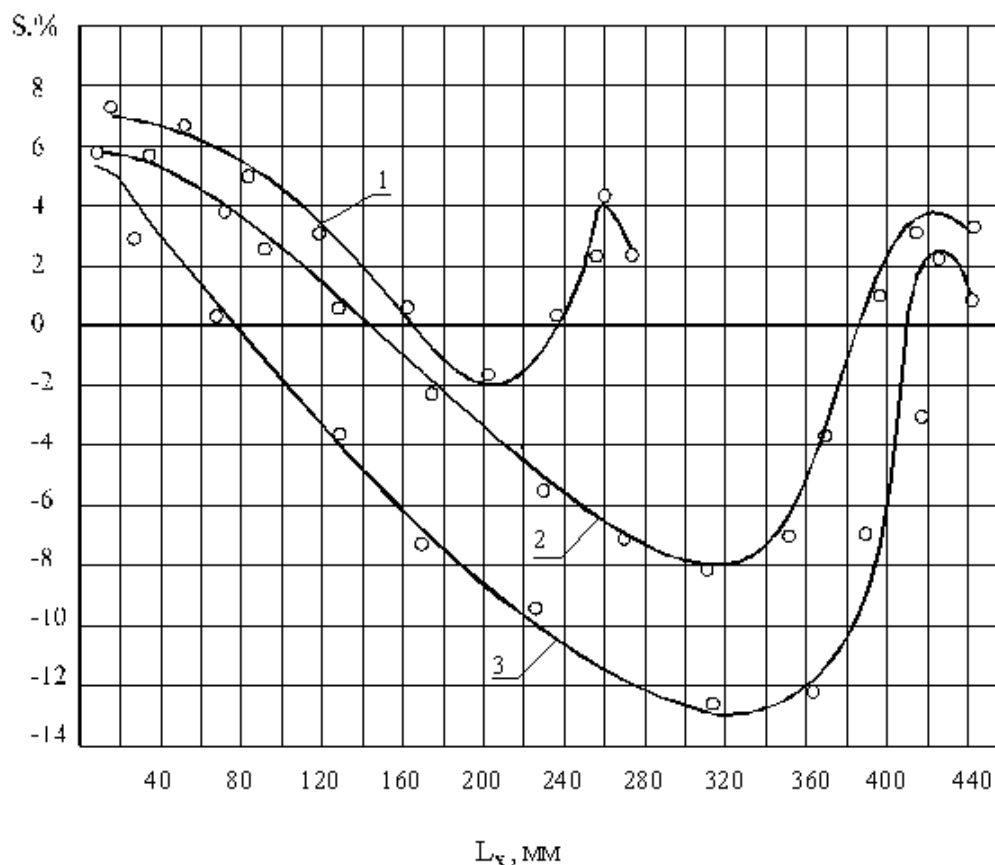
Рисунок 1 – Изменение опережения по длине прокатываемых ступенчатых образцов с их пробуксовкой

Отличительной чертой прокатки относительно высоких полос (кривая 3) является то, что процесс протекает устойчиво при скорости выхода полосы из очага деформации меньше линейной скорости вращения валков. Параметр формы очага деформации при прокатке металла конечной толщиной $h_1 = 30$ мм изменяется в пределах $0,75 \leq l_d/h_{cp} \leq 1,0$. Необходимо подчеркнуть, что при деформации металла с отрицательным опережением 5...7% равновесие в очаге деформации между вытягивающими и выталкивающими силами не нарушается, хотя резерв сил трения, казалось бы, давно использован. Первые признаки пробуксовки полосы наблюдается при отрицательном опережении $S = -13\%$. Таким образом, при деформации относительно толстых полос условие $S = 0$ не является предельным условием захвата.

Во второй серии опытов осуществляли прокатку клиновидных образцов с получением относительно высоких полос при более жестких условиях трения в очаге деформации. Увеличение коэффициента трения достигается предварительной более грубой шлифовкой поверхности рабочих валков по сравнению с вышеописанными опытами. В этой серии опытов деформация металла в зоне контакта полосы с валками происходит без нарушения баланса между вытягивающими и выталкивающими силами (без пробуксовки образцов), что способствует измерению опережения по всей длине проката.

Результаты эксперимента приведены на рис.2. Как видно, в отличие от первой

серии опытов, в данной серии кривые изменения опережения не являются монотонными. По длине прокатываемых образцов опережение дважды принимает нулевое значение. На кривых имеется обширный участок, где скорость движения полосы на выходе из очага деформации меньше линейной скорости вращения валков. Длина этого участка зависит от конечной толщины прокатываемого металла. С увеличением конечной толщины возрастает длина участка с отрицательным опережением. В правой части графиков рис.2 опережение начинает увеличиваться, принимает нулевое значение, становится положительным и достигает экстремального значения, а затем уменьшается.



1 – $h_1 = 14 \text{ мм}$; 2 – $h_1 = 27 \text{ мм}$; 3 – $h_1 = 36 \text{ мм}$

Рисунок 2 – Изменение опережения по длине прокатываемых образцов без их пробуксовки

Такой характер изменения опережения в правой части графиков, приведенных на рис.2, можно объяснить, если сопоставить положение заднего конца полосы при движении его во внеконтактной зоне и в очаге деформации, характеризуемым текущим углом захвата α_x , с опережением. При движении заднего конца полосы по участку внеконтактной зоны, а также в очаге деформации опережение растет, становится положительным и при $\alpha_x = f_y$ достигает максимального значения. При дальнейшем уменьшении текущего угла захвата вплоть до выхода металла из валков оно уменьшается.

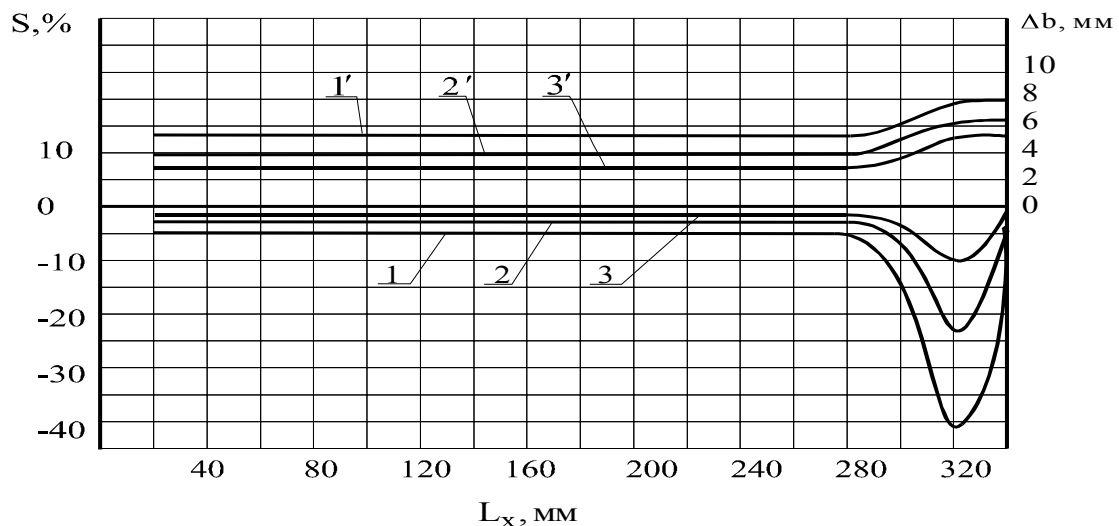
Подчеркнем, что при проведении второй серии опытов визуально не наблюдали начальных признаков затормаживания полосы в валках. Процесс протекает устойчиво, равновесие в очаге деформации не нарушается и при дальнейшем увеличении текущего угла захвата, хотя прокатка уже велась с отрицательным опережением.

Механика устойчивости процесса прокатки с отрицательным опережением в ра-

боте [4] объясняется зависимостью коэффициента трения от длины пути скольжения. С увеличением этой длины возрастает коэффициент трения, растут вытягивающие силы, обеспечивающие равновесие в очаге деформации. В статье [5] авторы объясняют теоретическую возможность процесса прокатки со сплошным отставанием тем, что по мере увеличения продольного скольжения металла уменьшается скольжение его в поперечном направлении. При этом происходит поворот вектора элементарных сил трения, и угол между ним и продольно-вертикальной плоскостью прокатки уменьшается, что приводит к увеличению вытягивающей силы. В случае развитого продольного скольжения на контакте металла с валками, например, при холодной прокатке с эффективной технологической смазкой, приведенные теоретические модели устойчивости процесса с отрицательным опережением сомнений не вызывают. Однако, при прокатке высоких полос, когда продольное скольжение имеет место только по границам контактной зоны, предложенные модели не раскрывают физической сущности такого процесса.

Так, результаты опытов (рис.3) показывают, что при прокатке прямоугольных свинцовых образцов толщиной $h_0 = 42$ мм, разной начальной ширины с одинаковым обжатием $\Delta h = 11$ мм и $l_d/h_{cp} = 0,9$ большему по абсолютной величине отрицательному опережению соответствует более значительное поперечное течение металла. Поэтому вряд ли при прокатке узкой полосы ($b_0 = 28$ мм) следует ожидать, что угол между вектором удельных сил трения и направлением движения металла будет меньшим по сравнению с деформацией более широких полос, хотя скорость выхода ее из валков являлась минимальной. Как видно, в этих опытах уменьшение расстояния между кернами на полосе сопровождается увеличением уширения металла.

По нашему мнению, в основу теоретической модели прокатки высоких полос с отрицательным опережением может быть положена зависимость среднего давления от обжатия. Известно [1, 2], что с увеличением обжатия среднее давление уменьшается. Уменьшается и радиальное давление во входной части очага деформации. Поэтому некоторое увеличение обжатия при прокатке со сплошным отставанием может не нарушать равновесия металла в валках.



1', 2', 3' – уширение; 1, 2, 3 – опережение
 1 и 1'- $b_0 = 28$ мм; 2 и 2'- $b_0 = 33$ мм; 3 и 3'- $b_0 = 60$ мм

Рисунок 3 – Влияние уширения полосы на опережение

Выводы. В результате опытной прокатки относительно высоких полос установлено, что баланс между втягивающими и выталкивающими силами не нарушается при осуществлении процесса с отрицательным опережением. Значение отрицательного опережения зависит от текущего угла захвата, конечной толщины полосы и ее уширения. Установлено влияние заднего жесткого конца деформируемого металла на значение опережения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Теория прокатки крупных слитков / А.П.Чекмарев, В.Л.Павлов, В.И.Мелешко, А.В.Токарев. – М.: Металлургия, 1968. – 252с.
2. Смирнов В.С. Теория прокатки / В.С.Смирнов. – М.: Металлургия, 1967. – 460с.
3. Бояршинов М.И. Об отрицательном опережении при прокатке / М.И.Бояршинов, В.В.Мельцер // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1964. – № 9. – С.106-112.
4. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков / А.П.Грудев. – М.-СП: Интернет Инжиниринг, 1998. – 283с.
5. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [А.Н.Леванов, Л.В.Колмогоров, С.П.Буркин и др.]. – М.: Металлургия, 1976. – 416с.

Поступила в редколлегию 04.06.2012.