



Николаев В. А. /д. т. н./, Куприков В. О., Васильев А. Г.
ЗГИА

Теоретическое и экспериментальное определение силы прокатки тонких полос

По экспериментальным величинам опережения, показателя и коэффициента трения получены опытные значения коэффициента напряженного состояния σ_ϕ при прокатке алюминиевых полос. Установлены теоретические формулы, обеспечивающие получение точных значений среднего нормального контактного напряжения. Получена новая, более точная зависимость между показателем и коэффициентом трения. Ил. 3. Табл. 2. Библиогр.: 8 назв.

Ключевые слова: опережение, трение, прокатка полос, коэффициент, напряжение, валок, тензометр, длина контакта

On the experimental sizes of passing, index and coefficient friction the experimental values of coefficient of the strained state of ns are got at rolling of aluminium stripes. Theoretical formulas, providing the receipt of the exact meanings of middle normal contact tension, are set. The new is got, more exact, dependence between an index and coefficient of friction.

Keywords: passing, friction, rolling of stripes, coefficient, tension, roller, тензометр, length of contact

Проблемы расчета силы прокатки P возникают в связи с необходимостью точного определения среднего нормального контактного напряжения p_{CP} (СНКН) и сплюсненной длины дуги контакта l_d , значения которых должны отражать фактические условия деформации металла в реальном процессе прокатки полосы [1, 2]. Максимальное удовлетворение указанных условий возможно при наличии минимума допущений при выводе теоретических формул для СНКН и при этом достоверность той или иной формулы подтверждена экспериментами.

Ниже приведены несколько теоретических формул, результаты расчета по которым будут оценены экспериментальными данными.

Наиболее используемой в практике является формула А. И. Целикова [1]:

$$p_{CP} = 2\sigma_\phi \cdot \frac{h}{\Delta h(\delta - 1)} \cdot \left(\frac{h_\gamma}{h}\right) \left[\left(\frac{h_\gamma}{h}\right)^\delta - 1 \right]; \quad (1)$$

$$\frac{h_\gamma}{h} = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)(H/h)^\delta}}{\delta + 1} \right]^{1/\delta}; \quad \delta = 2f/\alpha, \quad (2)$$

где p_{CP} – среднее нормальное контактное напряжение; σ_ϕ – среднее сопротивление металла деформации ($\sigma_\phi = \lambda \cdot \sigma_T$); h_γ – толщина полосы в критическом сечении очага деформации; Δh – абсолютное обжатие; δ – коэффициент интенсивности контактного трения; H – толщина полосы до прокатки; h – толщина полосы после прокатки; λ – коэффициент Лоде; σ_T – среднее в очаге деформации напряжение течения металла; f – коэффициент трения; α – угол контакта.

При решении уравнения Т. Кармана и при нескольких иных допущениях В. М. Луговской [3] получил простое выражение

$$p_{CP} = \sigma_\phi(1 + 0,5f \cdot l_d / h_{CP}), \quad (3)$$

где l_d – длина дуги контакта; h_{CP} – средняя толщина полосы в очаге деформации.

При выводе выражений (1) и (3) использовано условие трения Г. Амонтона ($\tau = f \cdot p_{CP}$, где τ – касательное контактное напряжение), а дуга контакта заменена хордой.

А. П. Чекмаревым [4] предложена расчетная формула для p_{CP} , при выводе которой дуга контакта заменена параболой и принято условие трения Э. Зибеля ($\tau = f_{II} \cdot \sigma_\phi$). Кроме того, принимается упрощение, что толщина полосы постоянна в очаге деформации и равна средней толщине

$$h_{CP} = 0,33(H + 2h).$$

В конечном варианте формула получила вид (А. П. Чекмарев)

$$p_{CP} = \sigma_\phi \{ 1 + (0,5 \cdot l_d / h_{CP}) [f_{II} - \alpha(0,33 + 0,25\alpha/f_{II})] \}, \quad (4)$$

где f_{II} – показатель контактного трения.

В работах [2, 5-8], исходя из условий трения Э. Зибеля, при замене дуги контакта параболой и переменной толщине полосы в очаге деформации, с последующим учетом упругого сплюсывания валков и полосы, а также натяжения полосы разработана расчетная формула для p_{CP} , имеющая вид (В. А. Николаев)

$$p_{CP} = \sigma_\phi [0,5(n_0 + n_1) + C_H \cdot f_{II} \cdot l_c / h_{CP}] \cdot (1 - x_2/l_c) + 0,5\sigma_\phi x_2 / l_c \quad (5)$$

где n_0 и n_1 – коэффициенты, учитывающие влияние натяжения концов полосы; l_c – длина оча-

га деформации с учетом упругих деформаций валков и полосы; x_2 – длина участка упругих деформаций; C_H – коэффициент интенсивности трения.

При отсутствии натяжения и упругих деформаций валков и полосы получим более простую формулу (В. А. Николаев)

$$p_{cp} = \sigma_\phi (1 + C_H \cdot f_{II} \cdot l_d / h_{cp}); \quad (6)$$

$$C_H = 0,17 \cdot (1 + 14,7 f_{II}), \text{ при } f_{II} \leq 0,12;$$

$$C_H = 0,48, \text{ при } f_{II} > 0,12.$$

Оценка любой теоретической формулы для расчета СНКН может быть выполнена только по тем экспериментальным данным СНКН, которые получены в условиях такого эксперимента, где одновременно определены сила прокатки (с помощью тарированных месдоз), напряжение течения металла, коэффициент трения и длина дуги контакта с учетом упругих деформаций валков и полосы [5].

Сущность коэффициента напряженного состояния

Одним из параметров оценки СНКН является коэффициент напряженного состояния металла в очаге деформации, равный

$$n_\sigma = p_{cp} / \sigma_\phi, \quad (7)$$

который может быть определен теоретическим и опытным путем [2, 5].

Для оценки интенсивности контактного трения применяют условие трения Г. Амонтона

$$\tau = f \cdot p_{cp} \quad (8)$$

или Э. Зибеля

$$\tau = f_{II} \cdot \sigma_\phi, \quad (9)$$

где $\sigma_\phi = \lambda \cdot \sigma_T$, σ_T – напряжения течения металла; λ – коэффициент Лоде: $\lambda = 1 \dots 1,15$.

Решая совместно выражения (8) и (9) при $\tau = \text{const}$ ранее получено [2]

$$f_{II} = f \cdot p_{cp} / \sigma_\phi; \quad n_\sigma = p_{cp} / \sigma_\phi = f_{II} / f. \quad (10)$$

Из этого выражения следует, что величина показателя трения обусловлена величиной коэффициента трения f и коэффициентом напряженного состояния $n_\sigma = p_{cp} / \sigma_\phi$. Если известны опытные значения f и f_{II} , то всегда можно определить опытное значение коэффициента напряженного состояния n_σ .

Использование условия трения Э. Зибеля в теории обработки металлов давлением упрощает математические операции и конечные решения, поскольку величины σ_ϕ не зависят от условий контактного трения, что характерно для среднего нормального контактного напряжения. По мнению И. Я. Тарновского и др., условие Э. Зибеля более точно учитывает сущность

трения, поскольку возникновение сил трения связано с пластической деформацией поверхностных слоев металла. Однако величина сил трения зависит также от вида фрикционных связей и напряженного состояния в точках истинного контакта (схватывания металлов полосы и инструмента), что не учитывается условиями трения и Э. Зибеля, и Г. Амонтона.

Экспериментальное определение коэффициента напряженного состояния по опережению

В настоящее время наиболее приемлемым методом экспериментальной оценки теоретических формул для расчета СНКН является определение фактической силы прокатки классическим методом – по показаниям тарированных тензометрических приборов, расчет по полученным данным опытной величины СНКН и сравнение с данными теоретических формул.

Альтернативой указанному методу оценки точности теоретических формул может быть рассмотренный выше метод непосредственного определения коэффициента напряженного состояния n_σ по опережению с использованием формулы (10) после расчета отношения γ / α , показателя и коэффициента трения [2, 5].

С использованием уравнения Т. Кармана и условия трения Э. Зибеля [6, 7] ранее получены теоретические зависимости распределения нормальных контактных напряжений в зонах отставания и опережения и выражение для определения угла критического сечения γ с учетом влияния кривизны валков, упрочнения металла и упругих деформаций валков и полосы. В указанных работах получили удобное выражение для расчета угла γ в зависимости от показателя трения, имеющее вид

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{2 f_{II} \sqrt{\frac{R}{h}} \cdot \text{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \right)}{4 f_{II} l_d / h}. \quad (11)$$

Упрощение, путем замены тригонометрических и логарифмических величин линейными, приводит к следующему известному выражению

$$\gamma / \alpha = 0,5(1 - \alpha / 2f), \quad (12)$$

т. е. к формуле Эжелунда-Павлова (f – коэффициент трения из условия Г. Амонтона), которое не учитывает фактическую кривизну валков и истинную величину обжатия.

Из выражений (11) и (12) соответственно, определим показатель и коэффициент трения:

$$f_{II} = \frac{0,5 \cdot \ln(1 + \Delta h / h)}{\sqrt{R / h} \cdot (\text{arctg} \sqrt{\Delta h / h} - 2 \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \sqrt{\Delta h / h})}, \quad (13)$$

$$f = 0,5\alpha / (1 - 2\gamma / \alpha). \quad (14)$$

Угол γ определяем по опытному опережению из известной формулы Головина-Дрездена

$$\gamma = \sqrt{\frac{S \cdot h}{R}}, \quad (15)$$

где S – экспериментальная величина опережения (в долях).

Опытное опережение определяют по формуле

$$S = \frac{L_h}{L_0} - 1, \quad (16)$$

где L_h – расстояние между керновыми отпечатками на полосе.

В выражениях (11)-(15) параметры R , α и γ/α определяются с учетом упругих деформаций валков и полосы, что обеспечивает точность рассчитываемых параметров. Выражения (13) и (14) позволяют по экспериментальным данным γ/α непосредственно получить значения показателя и коэффициента трения, а затем по выражению (10) рассчитать коэффициент напряженного состояния n_o .

Таким образом, при наличии экспериментальных данных для угла критического сечения (или опережения) и длины дуги контакта всегда можно определить коэффициент напряженного состояния n_o (или СНКН) без использования специальной аппаратуры и месдоз. Кроме того, этот метод может быть использован как эталон и для оценки теоретических формул для расчета СНКН.

Характеристика эксперимента

Экспериментальные исследования выполнены на двухвалковом стане с диаметром стальных валков $D = 200$ мм с шероховатостью поверхности $\sim 1,8-2,2$ мкм R_a . Окружная скорость валков 16 об/мин. Для измерения силы прокатки на подушки валков установлены тензометрические месдозы, которые вместе с измерительной аппаратурой тарированы на универсальном прессе УГ-20/2 с использованием динамометра 50 кН. По окружности верхнего валка нанесены две керновые отметки, расстояние между которыми равно $L_0 = 100$ мм. Перед прокаткой валки и полосы тщательно очищали от загрязнений (прокатка без смазки). Специальную обработку поверхностей не производили. В экспериментах использовали алюминиевые полосы марки А5Е с химсоставом, %: 0,09-0,1 Si; 0,21-0,35 Fe; Ti, Mn, Mg, Cu, Ni, Zn, Cr, Pb, Zr, Na, V в пределах 0,00005-0,001, остальное – алюминий.

Прокатывали отожженные алюминиевые полосы толщиной $H = 1,07$ мм, шириной $B = 23-24$ мм с обжатием $\Delta h = 0,1-0,47$ мм. Изменение предела прочности (σ_B) и напряжения течения

прокатанного металла (σ_T) в зависимости от относительного обжатия представлено на рис. 1. Данные по напряжению течения металла позволяют определить коэффициент напряженного состояния n_o при наличии опытных значений силы прокатки и СНКН. В экспериментах обеспечивали выход полосы из валков без изгиба, что важно для получения объективных значений опережения. После прокатки толщину полос измеряли микрометром, а ширину полосы и расстояние между отпечатками керновых отметок – штангенциркулем.

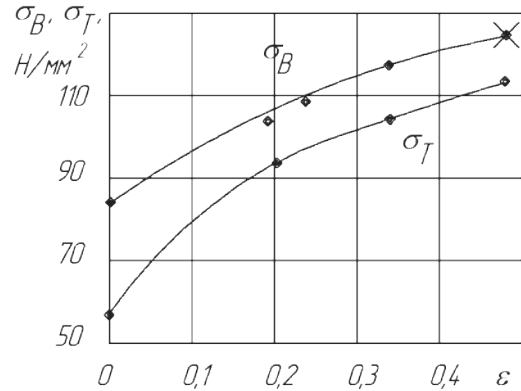


Рис. 1. Предел прочности и напряжение течения алюминия марки А5Е:

x – обрыв полосы

По всем опытным данным выполняли следующие действия:

1. Расчет СНКН и коэффициента напряженного состояния n_o по опытной силе прокатки $P_{оп}$ выполняли по формулам:

$$p_{ср} = P/B \cdot l_w; \quad n_o = p_{ср} / \lambda \cdot \sigma_T, \quad (17)$$

где σ_T – из рис. 1.

2. Опытный коэффициент напряженного состояния n_o по опытному опережению рассчитывали по выражениям (11), (14) и (15).

3. Теоретические значения коэффициента напряженного состояния n_o рассчитывали по формулам (1)-(4), (6).

4. Анализ результатов исследований.

Все данные исследований представлены в табл. 1, 2 и на рис. 2, 3.

Таблица 1

Исходные и расчетные данные

№ обр.	P, Н опыт	P _{ср} , Н/мм ² опыт	n _o по формулам				
			по S	(6)	(4)	(3)	(1)
1	9000	98,5	1,09	1,132	1,128	1,124	1,066
2	14250	131,8	1,44	1,39	1,36	1,282	1,32
3	18750	147,1	1,52	1,49	1,45	1,34	1,36
4	25000	178,5	1,82	1,73	1,7	1,42	1,52
5	30750	201,9	2,0	1,91	1,86	1,47	1,58
6	53500	325,4	3,23	2,83	2,8	1,59	1,75

Коэффициент напряженного состояния по разным формулам

№ обр.	H, мм	h, мм	Δh, мм	l _d , мм	α, рад	γ, рад	S	f _п	f	n _σ		σ _Ф Н/мм ²
										по S	по P _{оп}	
1	1,07	0,92	0,15	3,87	0,038	0,013	0,02	0,071	0,064	1,09	1,1	89
2	1,07	0,86	0,21	4,58	0,043	0,018	0,04	0,171	0,119	1,44	1,41	93
3	1,07	0,78	0,29	5,38	0,053	0,020	0,055	0,178	0,116	1,52	1,5	97
4	1,07	0,72	0,35	5,91	0,059	0,022	0,072	0,233	0,128	1,82	1,75	101
5	1,07	0,66	0,41	6,4	0,064	0,024	0,09	0,257	0,128	2,0	1,95	104
6	1,07	0,6	0,47	6,85	0,068	0,026	0,113	0,466	0,144	3,23	3,04	107

Прокатку полос выполняли с относительными обжатиями 14-45 % и при этом фактор формы очага деформации составил $l_d/h_{cp} = 3,89-8,2$, что соответствует горячей и холодной прокатке тонких полос. Значения коэффициента трения соответствуют холодной прокатке полос.

Анализ результатов исследований (табл. 1, 2; рис. 2, 3)

Из табл. 1 следует, что коэффициент трения увеличивается по мере увеличения относительного обжатия и это согласуется с результатами проведенных ранее исследований [2, 5].

Опытное значение показателя трения $f_{п}$ также увеличивается в соответствии с выражением

$$\frac{f_{п}}{f} = \left(1,06 + 1,3f \cdot \frac{l_d}{h_{cp}} \right)^{f \cdot l_d / h_{cp}}, \quad (18)$$

которое, при наличии данных по коэффициенту трения f позволяет определить показатель трения $f_{п}$. Кроме того, так как имеем $n_{σ} = f_{п}/f$, то выражение (18) может быть использовано, параллельно с приведенными выше формулами для расчета СНКН и для предварительной оценки силовых параметров прокатки полосы. В случае прокатки полос при наличии упругих деформаций валков и полосы для расчета длины дуги контакта $l_d = l_c$ в выражении (18) необходимо применение итерационных операций. Приближенное определение длины дуги l_c (первая итерация) выполняется по формуле

$$l_c = [1,3 + 4,1(\varepsilon_{\Sigma} - 0,2)^3] \sqrt{R \cdot \Delta h}. \quad (19)$$

Определим по выражению (18) коэффициент $n_{σ}$ для обр. № 4, табл. 1, 2:

$$n_{σ} = \frac{f_{п}}{f} = (1,06 + 1,3 \cdot 0,84)^{0,84} = 2,15^{0,84} = 1,9,$$

что несколько больше опытного по опережению (1,82). Выражение (18) обладает более высокой точностью, чем предложенное ранее в работах [2, 5].

Из табл. 1, 2 и рис. 2 также следует, что коэффициент напряженного состояния, определенный по опережению и по опытной силе прокатки (по тарированным месдозам) практически во

всех случаях совпадает с погрешностью до 2 % (в одном случае ошибка составила около 6 %) – рис. 2.

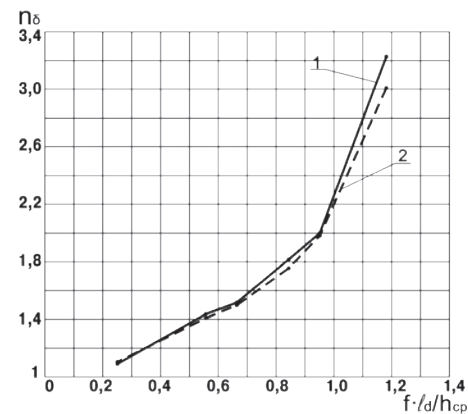


Рис. 2. Опытные значения коэффициента напряженного состояния $n_{σ}$, определенного по опережению (1) и по силе прокатки (2)

Этот эксперимент позволяет утверждать, что тарировку месдоз, установленных на лабораторном или промышленном стане, можно производить используя метод определения коэффициента напряженного состояния по опережению.

С другой стороны, если для данного процесса прокатки известны коэффициент $n_{σ}$, определенный по опережению из формулы (11), и среднее нормальное контактное напряжение p_{cp} , определенное по силе прокатки из формулы (17), то с достаточной для практики точностью определяется сопротивление металла деформации в данном процессе по формуле

$$\sigma_{\phi} = p_{cp} / n_{\sigma}. \quad (20)$$

Например, для обр. № 5 (см. табл. 1) при опытном значении $\sigma_{\phi} = 104$ Н/мм² по рис. 1, по формуле (20) имеем

$$\sigma_{\phi} = 201,9 / 2,0 \approx 101 \text{ Н/мм}^2.$$

Ошибка в определении σ_{ϕ} менее 3 %.

На рис. 3 представлены опытные и расчетные зависимости $n_{σ} = \Phi(f \cdot l_d / h_{cp})$ при прокатке алюминиевых полос. Расчетные зависимости распределены на две группы. В первой группе расположены данные, полученные по форму-

лам А. П. Чекмарева и В. А. Николаева (кривые 2, 3), выведенные с использованием условия трения Э. Зибеля при замене дуги контакта параболой (кривая 2) и переменном угле контакта (кривая 3). Во второй группе представлены данные по формулам А. И. Целикова и В. М. Луговского (кривые 4, 5), полученные при использовании условия трения Г. Амонтона и замене дуги контакта хордой.

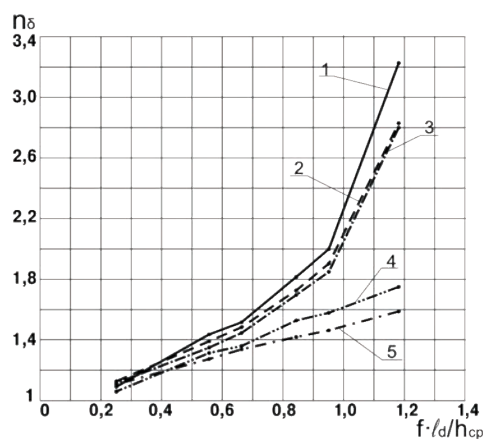


Рис. 3. Изменение коэффициента напряженного состояния n_0 металла в очаге деформации в зависимости от коэффициента интенсивности трения $k_\phi = f \cdot l_d / h_{CP}$, определенного по опытному опережению (1) и по формулам:

2 – В. А. Николаева; 3 – А. П. Чекмарева;
4 – А. И. Целикова; 5 – В. М. Луговского

Анализ табл. 1, 2 и рис. 3 показывает, что при $l_d / h_{CP} < 5$ все теоретические формулы совпадают с опытными данными с погрешностью до 10 %. При увеличении фактора формы очага деформации при $l_d / h_{CP} > 5$ ошибка в расчете возрастает и для $l_d / h_{CP} = 8,2$ ошибка составляет уже 47-55 %. Однако при любых значениях коэффициента интенсивности трения $k_\phi = f \cdot l_d / h_{CP}$ величины коэффициента n_0 , полученные по формулам первой группы, заметно ближе к опытными значениям, чем по формулам второй группы. Такой результат обусловлен тем, что структура формул первой группы позволяет более точно определять влияние продольных подпирющих напряжений σ_z на напряженное состояние металла в очаге деформации и, вместе с этим, на среднее нормальное контактное напряжение.

Выводы

Известные теоретические формулы для расчета среднего нормального контактного напряжения (СНКН) или коэффициента напряженного состояния n_0 получены при различных допущениях, что и обуславливает их точность.

При использовании разработанной ранее теоретической базы, по экспериментальным величинам опережения, показателя и коэффициен-

та трения (без применения тензометрической аппаратуры) получены опытные значения коэффициента напряженного состояния n_0 при прокатке алюминиевых полос. Опытные величины n_0 с погрешностью до ~5 % совпадают с величинами n_0 , определенными по силе прокатки.

Показано, что теоретические формулы для расчета СНКН (коэффициента n_0), полученные из условия трения Э. Зибеля и учитывающие кривизну дуги контакта, при прокатке с фактором формы $l_d / h_{CP} = 3,8-8,2$ обеспечивают погрешность расчетных данных до ~10 % по сравнению с опытными. Теоретические формулы, при выводе которых применено условие трения Г. Амонтона и дуга контакта заменена хордой, обеспечивают погрешность расчета до 10 % при прокатке полос с $l_d / h_{CP} \leq 5$.

Метод определения СНКН по опережению, не требующий применения тензометрических устройств, может быть использован как в лабораторных, так и в промышленных условиях.

Установлена новая зависимость между показателем и коэффициентом трения, позволяющая повысить **точность** расчетов по формулам, включающим в свою структуру показатель трения.

Библиографический список

1. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян Е. С. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
2. Николаев В. А. Теория прокатки. – Запорожье, ЗГИА, 2007. – 228 с.
3. Луговской В. М. Алгоритм систем автоматизации листовых станов. – М.: Металлургия, 1973. – 224 с.
4. Грудев А. П. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с.
5. Николаев В. А. Оценка методов расчета нормальных напряжений при прокатке полос // Производство проката. – 2013. – № 9. – С. 20-25.
6. Николаев В. А. Напряжения в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения. Сообщение 1 // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1983. – № 11. – С. 68-72.
7. Николаев В. А. Напряжения в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения. Сообщение 2 // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1984. – № 3. – С. 66-68.
8. Николаев В. А. Модель расчета энергосиловых параметров при холодной прокатке полос // Металл и литье Украины. – 2006. – № 11, 12. – С. 36-39.

Поступила 23.02.2015