

Максименко О. П. /д. т. н./,
Измайлова М. К. /к. т. н./, Лобойко Д. И.
Днепропетровский государственный
технический университет

Продольная устойчивость процесса прокатки с натяжением полосы при двухзвенной модели трения в очаге деформации

В статье предложена новая модель трения для определения касательных напряжений в очаге деформации. С ее применением разработана методика оценки продольной устойчивости полосы в валках при прокатке с натяжением. На основе разработанной методики проведен анализ влияния натяжения полосы на кинетические и силовые параметры прокатки, который показал, что с увеличением натяжения результирующая продольных сил по абсолютной величине уменьшается и, следовательно, снижается устойчивость процесса прокатки. Ил. 3. Табл. 1. Библиогр.: 9 назв.

Ключевые слова: модель трения, натяжение, продольная устойчивость, очаг деформации

The paper proposes a new model of frictional for determining the of tangential stresses in the deformation zone. With its use of developed a method of evaluating of longitudinal stability bands in rollers at rolling with tension. On the basis of the developed method analyzed the influence of tension strips on the kinetic and strength rolling parameters. Which showed that the from increase in tension resultant of longitudinal force absolute value decreases, and hence is reduced the stability of the rolling process

Keywords: model of frictional, tension of, longitudinal stability, the deformation zone

В работах [1-3] и других приведены модели распределения удельных сил трения в очаге деформации, которые в определенном диапазоне изменения параметров прокатки дают достаточно близкие по отношению к результатам опытов значения. Однако они относятся к ряду подходящих функций и физического обоснования не имеют.

В настоящем исследовании предложена модель распределения удельных сил трения и принята попытка ее обоснования с позиции современной теории прокатки, а также проанализирована продольная устойчивость процесса прокатки при деформации полосы с натяжением.

Мысленно представим процесс прокатки как осадку в направлении оси, проходящей под углом $\alpha/2$ (α – угол захвата) к вертикали с последующей транспортировкой металла из очага деформации как упругого тела. Выделим элемент металла в виде треугольной призмы (рис. 1) и рассмотрим его равновесие в условиях осадки. Предположим, что деформация является плоской и взаимно-перпендикулярные грани призмы являются главными площадками. В этом случае на гранях призмы будут действовать главные нормальные напряжения σ_1 и σ_3 , а на контактной поверхности, являющейся наклонной площадкой, – нормальное давление p_x и касательное напряжение τ_{oc} .

Условие равновесия элемента имеет вид:

$$\begin{cases} \sigma_1 \sin \psi dl - p_x \sin \psi dl + \tau_{oc} \cos \psi dl = 0 \\ \sigma_3 \cos \psi dl - p_x \cos \psi dl - \tau_{oc} \sin \psi dl = 0 \end{cases}$$

Вычитая второе выражение из первого, и учитывая уравнение пластичности, имеем

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k \sin 2\psi.$$

При выделении элемента справа от оси 3-3 касательное напряжение τ_{oc} изменит свое направление, так как пластическое течение металла направлено в противоположную сторону. Конечное выражение для определения τ_{oc} справа от оси 3-3 имеет вид аналогичный выше приведенному уравнению. Если принять за начало отсчета ось 0-0 (рис. 1), то получим одно уравнение описывающее изменение удельных сил трения на контакте при осадке металла валками

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right), \quad (1)$$

где $2k$ – среднее сопротивление деформации металла; φ – текущий угол в очаге деформации.

Выделим вторую составляющую трения, связанную с транспортированием через очаг деформации предварительно продеформированных элементов металла. Пусть эта составляющая зависит от скольжения и определяется функцией:

$$\tau_{тр} = f p_x. \quad (2)$$

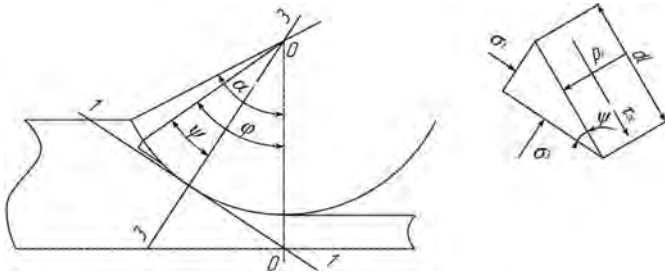


Рис. 1. Схема сил, приложенных к элементарной призме

Тогда модель трения в зоне контакта полосы с валками приобретает вид

$$t_x = \tau_{тр} + \tau_{ос} = fp_x + \frac{1}{2}2k \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3)$$

Заметим, что f является условным коэффициентом, как следует из выражения (3), он не равен среднему коэффициенту трения в очаге деформации, полученному как отношение площадей эпюр удельных сил трения и нормально давления

$$f_{ср} = \frac{\int_0^{\alpha} t_x d\varphi}{\int_0^{\alpha} p_x d\varphi} = \frac{\int_{\gamma}^{\alpha} t_x d\varphi + \left| \int_0^{\gamma} t_x d\varphi \right|}{\int_0^{\alpha} p_x d\varphi}. \quad (4)$$

Необходимо отметить, что представленная модель в определенной мере соответствует уравнению К. Н. Шевченко, приведенному в [4]

$$\tau_x = fp_x + t_0(v_b - v_x), \quad (5)$$

где t_0 - некоторая постоянная; v_x - скорость металла (тангенциальная); v_b - линейная скорость вращения валков.

Модели изменения удельных сил трения (3) и (5) относят к разряду двухзвенных.

Проведем проверку на соответствие выражения (3) предельным условиям прокатки. Из теории известно, что предельная захватывающая способность валков возникает при $\alpha = 2fy$. В этом случае очаг деформации представляет собой только зону отставания и удельные силы трения на выходе металла из валков равны нулю. В первом приближении, принимая $\sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) \approx 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) рад$ и учитывая граничные условия на выходе металла из валков для давления ($p_x = 2k$) и для удельной силы трения в предельном случае прокатки ($t_x = 0$), из уравнения (3) получаем $\alpha = 2f$. Как видно, выражение (3) отражает предельное условие прокатки в установившемся режиме.

Вводя во второй член выражения (3) коэффициент $n_1 = \left(\frac{2f}{\alpha}\right)^2$, из последнего можно полу-

чить известное в теории уравнение для определения угла нейтрального сечения

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f}\right).$$

Проведенный анализ показывает, что предлагаемая модель трения соответствует предельным и кинематическим условиям прокатки.

В работе [5] А. П. Грудев сделал существенное замечание относительно формулы К. Н. Шевченко, связанное с тем, что произведение fp_x составляет только часть от общей удельной силы трения в контакте валка и полосы. Тогда как в теории принято считать, что это произведение представляет собой полную удельную силу трения. Учитывая это, введем в уравнение (3) коэффициент n_2 , который по величине всегда меньше единицы и определяется из граничных условий при решении дифференциального уравнения Т. Кармана. Это возможно, так как модель (3) описывает изменение удельных сил трения по всей длине очага деформации, как в зоне отставания, так и в зоне опережения. Следовательно, граничное условие, что при $h_x = h_1$ давление $p_x = 2k$, можно использовать для определения n_2 .

Кроме того, для того, чтобы произведение n_2f было близким к коэффициенту трения скольжения в упругой и начальной части очага деформации ко второму слагаемому в качестве множителя введем функцию $\frac{\alpha - \varphi}{\alpha}$.

Окончательно предлагаемая модель распределения удельных сил трения в очаге деформации при прокатке приобретает вид

$$\frac{t_x}{2k} = n_2f \frac{p_x}{2k} + \frac{1}{2} \sin \left[2n_1 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \frac{\alpha - \varphi}{\alpha}. \quad (6)$$

Дадим некоторые пояснения в отношении методики расчета удельных сил трения согласно (6) и среднего коэффициента трения в очаге деформации.

Заметим, что этот коэффициент должен быть получен из решения дифференциального уравнения Т. Кармана с учетом (6) и равен его опытному значению для заданных условий прокатки. Поэтому процедура решения состоит из нескольких этапов. Предварительно следует задаться условным коэффициентом f . В первом приближении он может быть принят равным опытному значению коэффициента трения скольжения, или рассчитан по одной из известных эмпирических формул, например, формуле А. П. Грудева [6]. В результате решения уравнения Т. Кармана с учетом модели трения (6) получаем эпюры распределения контактных напряжений и средний коэффициент трения

$f_{ср}$. Если этот коэффициент не удовлетворяет опытным данным, то варьируя величиной f , находим требуемое значение $f_{ср}$. В этом случае рассчитанное среднее давление металла на валки будет соответствовать опытному значению коэффициента трения и равновесию полосы в очаге деформации.

Для расчета $\frac{p_x}{2k}$, $\frac{t_x}{2k}$ и $f_{ср}$ с применением ЭВМ была разработана программа численного определения этих величин с использованием метода Рунге-Кутты.

По нашему мнению, эту методику расчета контактных напряжений и среднего коэффициента трения можно распространить на случаи тонколистовой горячей и холодной прокатки, а также при определении продольной устойчивости полосы в очаге деформации.

Ниже приведены примеры расчета контактных напряжений при параметрах деформации, соответствующих опытной холодной прокатке стального тонкого листа [7, с. 186, табл. 7]. Расчеты выполнены для случаев прокатки образцов под номерами фигур 92 и 97. Параметры силовые, а также значение заднего удельного натяжения в безразмерной форме $\frac{\sigma_0}{2k}$ и опытного опережения S приведены в таблице. Расчетная величина среднего давления $\frac{p_{ср}}{2k}$ и опережение показаны в знаменателе этой таблицы. При определении опережения угол нейтрального сечения находили непосредственно из эпюр распределения удельных сил трения.

Анализ приведенных данных показывает, что при холодной прокатке стальных образцов под номерами 92 и 97 расчетные и опытные значения среднего давления и опережения достаточно близки. Распределение удельных сил трения качественно соответствует известным опытным эпюрам. С увеличением заднего натяжения угол нейтрального сечения и среднее давление в очаге деформации уменьшаются (рис. 2).

Теоретическую оценку продольной устойчивости процесса прокатки с натяжением металла проводили согласно методики, изложенной в работе [8]. Результирующую продольных сил

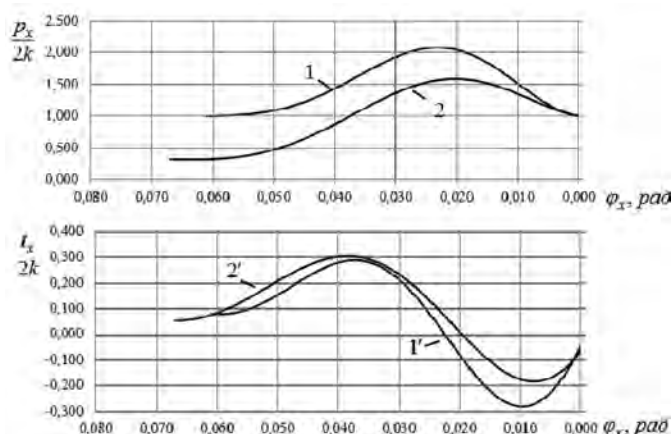


Рис. 2. Распределение контактных напряжений в соответствии с результатами опытов [7]:

1 и 1' – контактные напряжения при прокатке образца 97; 2 и 2' – контактные напряжения при прокатке образца 92

$Q_{ср}^{*H}$ рассчитывали в соответствии с параметрами опытной прокатки стальной ленты с натяжением [7].

Величину натяжения оценивали средним показателем [9]

$$\xi_{ср} = \xi_0 \left(1,05 + 0,1 \frac{\xi_1}{\xi_0} - 0,15 \frac{\xi_0}{\xi_1} \right),$$

где

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2k}; \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2k}.$$

Сравнительные результаты опытов и расчетов результирующей продольных сил приведены на рис. 3. Как видно, с увеличением среднего натяжения результирующая $Q_{ср}^{*H}$ по абсолютной величине уменьшается, следовательно, уменьшается и продольная устойчивость процесса прокатки. Этот вывод подтверждается опытным значением опережения S . Некоторый разброс опытных точек связан с разным сплющиванием валков при изменении натяжения полосы.

В заключение отметим, что одним из ограничений на величину натяжения полосы при прокатке может быть продольная устойчивость металла в валках. Это обстоятельство необходимо особо учитывать при непрерывной прокатке листовой стали.

Таблица

Режимы деформации и силовые параметры при холодной прокатке листовой стали [7]

№ фигуры	Толщина полосы, мм		$\frac{\sigma_0}{2k}$	$S, \%$	$\frac{p_{ср}}{2k}$	$\alpha_{спл}$	$l_{спл}, мм$	$v_{в'}, \frac{мм}{с}$	$f_{ср}$	f	n_2	$Q_{ср}^{*H}$
	h_0	h_1										
92	1,95	1,3	0,688	3,5	1,09	0,067	9,68	43	0,17	0,21	0,91	0,00011
				3,6	1,01							
97	1,95	1,32	0	5,7	1,55	0,061	9,82	42	0,12	0,21	0,41	0,00492
				5,9	1,52							

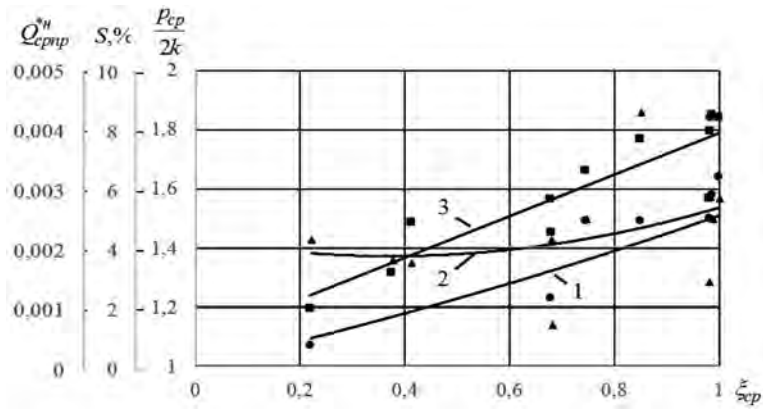


Рис. 3. Влияние натяжения полосы на кинетические и силовые параметры прокатки:

- – среднее давление $\frac{P_x}{2k}$, кривая 1;
- ▲ – опережение S , кривая 2;
- – средняя результирующая горизонтальных продольных сил Q_{cp}^{*n} , кривая 3

Выводы

В работе предложена двухзвенная модель распределения удельных сил трения в очаге деформации, которая учитывает известные положения теории прокатки. Разработана методика расчета этих напряжений. Имеет место определенное соответствие между расчетными и опытными эпюрами удельных сил трения, а также значениями среднего давления, опережения и коэффициента трения. Показано, что с увеличением натяжения результирующая продольных сил по абсолютной величине уменьшается и, следовательно, снижается устойчивость процесса прокатки.

Библиографический список

1. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А. Н. Леванов, В. Л. Колмогоров, С. П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.
2. Семенюта А. Я. Определение удельных давлений при прокатке широких полос средней толщины // ДМетИ. Обработка металлов давлением. Научные труды. – М.: Металлургия, 1967. – Т. 52. – С. 118-123.
3. Модель напряжений трения при тонколистовой прокатке / Я. Д. Василев, А. В. Демент-

ненко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – № 1. – С. 29-33.

4. Шевченко К. Н. Закон трения при прокатке и другие замечания // Теория прокатки / Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. – М.: Металлургиздат, 1962. – С. 459-461.

5. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.

6. Грудев А. П. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с.

7. Королев А. А. Новые исследования деформации металла при прокатке. – М.: Машгиз, 1953. – 267 с.

8. Анализ продольной устойчивости процесса прокатки с учетом внутренних сил и режима натяжения полосы / О. П. Максименко, М. К. Измайлова, Д. И. Лобойко // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2015. – № 1. – С. 59-62.

9. Уточнение методики расчета энергосиловых параметров при холодной полосовой прокатке с большим градиентом удельных натяжений / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементенко, Д. Н. Самокиш, М. И. Завгородний // Обработка материалов давлением. – 2010. – № 2 (23). – С. 190-194.

Поступила 20.06.2015

