

ОСТАПЕНКО А.Л., СИДОРОВ Д.И. (НПО «ДОНИКС», Г.ДОНЕЦК),
КОНОВАЛОВ Ю.В., КУЗЬМИН А.В. (ДОННТУ)

О РАСЧЕТЕ СИЛЫ ПРОКАТКИ В УСЛОВИЯХ СЛЯБИНГА

Решение задачи управления комплексом слябинг-широкополосный стан с целью минимизации материальных и энергетических затрат в условиях транзитной прокатки предусматривает прогнозирование силовых параметров прокатки как в клети слябинга, так и в клетях широкополосного стана. В настоящей работе предпринята попытка обоснованного выбора метода расчета силовых параметров прокатки в клети слябинга. Оценка известных методов расчета выполнена относительно экспериментальных данных, полученных на слябинге 1150 ОАО «Запорожсталь».

Сущность методики оценки заключалась в сравнении моментов на валу электродвигателя главного привода слябинга, рассчитанных, с одной стороны, как функция параметров деформации, свойств деформированного металла и его теплового состояния, а с другой — как функция измеренных значений тока якоря электродвигателя и его конструктивных особенностей. Такой подход позволил представить погрешность расчета момента на валу электродвигателя как

$$\Delta = 100[2P(\psi L_d + 0,02D) + 0,05(M_{н.н.} + M_{н.в.}) - K_i(I_{я.н.} + I_{я.в.})] / K_i(I_{я.н.} + I_{я.в.}), \quad (1)$$

где P — расчетное значение силы прокатки, МН; ψ — коэффициент приложения плеча равнодействующей силы прокатки; L_d — длина дуги очага деформации, м; D — диаметр рабочих валков, м; K_i — конструктивный коэффициент электродвигателя (паспортная или экспериментально определяемая характеристика, для электродвигателя слябинга ОАО «Запорожсталь» ($K_i = 136$); $M_{н.н.}$ — номинальный момент нижнего электродвигателя, МНм; $M_{н.в.}$ — номинальный момент верхнего электродвигателя, МНм; $I_{я.н.}$ — ток якоря нижнего электродвигателя, А; $I_{я.в.}$ — ток якоря верхнего электродвигателя, А.

Экспериментальные данные получены при прокатке 27 партий полос с компьютерной регистрацией: частоты вращения верхнего электродвигателя горизонтальных валков, тока якоря и напряжения верхнего и нижнего электродвигателей горизонтальных валков в установившемся режиме прокатки; растворов горизонтальных и вертикальных валков; температуры поверхности раскатов после последнего пропуска ($t_{кп}$), а также температуру поверхности ($t_{п.н}$) и центральных по толщине слоёв металла в районе ножниц ($t_{ц}$). Среднемассовую температуру конца прокатки определяли как

$$t_{ср.к.п.} = t_{к.п.} + 0,67(t_{ц} - t_{п.н.}). \quad (2)$$

Время с момента окончания прокатки и до измерения температуры на первых ножницах составляет для слябинга «Запорожстали» в среднем 50 ± 5 секунд.

Для расчета температуры по проходам (общее число проходов 13) приняли, что падение температуры в двух последних проходах составляет 4°C , в трех предшествующих им проходах 3°C , а в остальных по 1°C .

В результате предварительного анализа известных методов расчета силовых условий прокатки на слябингах для дальнейшего анализа были отобраны методики В.Ф.Потапкина [1,2], Ш.Гелеи [3], М.Я.Бровмана [4,5,6], В.М.Луговского [7], Н.А.Карнаушенко [8], Л.В.Андреюка [4,9]. Все анализируемые методики имеют одну и ту же теоретическую базу но отличаются эмпирическими коэффициентами, опреде-

* $K = p \cdot N / 2 \text{ па}$, где p — число пар полюсов, N — число активных проводников обмотки якоря; a — число параллельных ветвей обмотки якоря.

ляющими напряженное состояние деформируемого материала и коэффициент плеча силы прокатки (см. табл.1 и 2).

Табл. 1. Общие зависимости анализируемых методик

Параметр	Обозначение	Расчетные формулы	Пример расчета
Средняя высота раската	h_{cp} , мм	$h_{cp}=(H+h)/2$	$H=429\text{мм}; h=380\text{мм};$ $h_{cp}=(429+380)/2=404.5\text{мм}$
Средняя ширина раската	b_{cp} , мм	$b_{cp}=(B+b)/2$	$B=1290\text{мм}; b=1262\text{мм};$ $b_{cp}=(1290+1262)/2=1276\text{мм}$
Абсолютное обжатие по высоте	Δh , мм	$\Delta h=H-h$	$\Delta h=429-380=49\text{ мм}$
Абсолютное обжатие по ширине	Δb , мм	$\Delta b=B-b$	$\Delta b=1290-1262=28\text{ мм}$
Длина дуги захвата	l_d , мм	$l_d=\sqrt{R * \Delta h}$	$l_d=\sqrt{575 * 49} =167.85\text{ мм}$
Фактор формы	m	$m= l_d / h_{cp}$	$m=167.85/404.5=0.415$
Относительное обжатие	ε	$\varepsilon=\Delta h/H$	$\varepsilon=49/429=0,114$
Скорость прокатки	v , м/с	$v=\frac{\pi * D * n}{60 * 1000}$	$v=\frac{* 1150 * 31.1}{60 * 1000} = 1.87\text{ м/с}$ $n=31,1\text{об/мин.}; D=1150\text{мм}$
Скорость деформации	u , 1/с	$u=\frac{v * \Delta h * 1000}{l_d * H}$	$u=\frac{1,87 * 49 * 1000}{167,85 * 429} = 1,27\text{ 1/с}; v=1.87\text{м/с}$
Сопротивление деформации для сталей 08кп-Ст5, [10]	σ_n , МПа	$\sigma_n=972*[0,83+0,3*(C+Mn+Si)]*\varepsilon^{0,229}*u^{0,177}*e^{-0,0024*t}$	$\sigma_n=972*[0,83+0,3*(0.1+0.3+0.03)]0.114^{0,229}*$ $*1.27^{0,177}*e^{0.0024*1210}=32.41\text{МПа};$ $t=1210^{\circ}\text{C}; C=0.1\%; Mn=0.3\%; Si=0.03\%$

В табл.1 представлены расчетные зависимости, общие для всех анализируемых методик, а в табл.2 — расчетные зависимости, отражающие особенности каждой из анализируемых методик. В этих же таблицах приведен пример расчета для одного из проходов при прокатке раската из стали 08кп, который характеризуется следующими параметрами: $H=429\text{ мм}; h=380\text{ мм}; B=1290\text{ мм}; b=1262\text{ мм}; t=1210^{\circ}\text{C}; n=31,1\text{ об/мин}; D=1150\text{ мм}; C=0,1\%; Mn=0,3\%; Si=0,03\%$. Здесь и в таблицах 1 и 2 обозначено: H — высота раската до прохода; L — высота раската после прохода; B — ширина раската до прохода; b — ширина раската после; n — скорость вращения валков; C, Mn, Si — содержание углерода, марганца и кремния в стали соответственно; R — радиус рабочих валков.

Относительная погрешность расчета момента на валу электродвигателя по уравнению (1) при условии расчета силы прокатки по анализируемым методикам представлена в табл.3.

Результаты анализа позволяют утверждать, что для прогнозирования силы прокатки целесообразно использовать методики Карнаушенко Н.А. или Луговского В.М., которые обеспечивают минимальную и примерно одинаковую среднюю погрешность прогноза момента на валу электродвигателя. Диапазон изменения погрешности в основном определяется случайной погрешностью измерения экспериментальных значений параметров прокатки, в вышеупомянутых методиках определение коэффициентов напряженного принимающих участие в расчете.

Табл. 2. Расчетные зависимости, отражающие особенности анализируемых методик

Параметр	Обозначение	Расчетные формулы	Пример
1	2	3	4
Методика Потапкина В.Ф. [1,2]			
Среднее контактное нормальное напряжение	$P_{ср.},$ МПа	$P_{ср.}=1,15*\sigma_n*[1+1,5*(1-\frac{l_d}{h_{ср}})^3]$ при $0,06 \leq m \leq 1;$	$P_{ср.}=1,15*32,41*[1+1,5*(1-\frac{167,85}{404,5})^3]=48,46$ Мпа
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi=0,68-0,25*(0,6-\frac{l_d}{h_{ср}})^2;$	$\psi=0,68-0,25*(0,6-\frac{167,85}{404,5})^2=0,67$
Сила прокатки	$P,$ МН	$P=P_{ср.}*b_{ср.}*l_d.$	$P=48,46*1,276*0,16785=10,38$
Методика Гелеи Ш. [3]			
Среднее контактное нормальное напряжение	$P_{ср.},$ МПа	$P_{ср.}=\kappa_r*[1+c*\mu*(l_d/h_{ср.})*\sqrt[3]{v}]$	$P_{ср.}=27,93*[1+8,88*0,23*0,415*\sqrt[3]{1,87}]=55,61$ Мпа
Сопротивление линейной деформации	$\kappa_r,$ МПа	$\kappa_r=0,147*(1400-t^0)$	$\kappa_r=0,147*(1400-1210)=27,93$ МПа, $t=1210^\circ\text{C}$
Опытный коэффициент	c	$c=17*(\frac{l_d}{h_{ср.}})^2-29,85*$ $*(\frac{l_d}{h_d})+18,34$ при $0,15 \leq m \leq 1;$	$c=17*(\frac{167,85}{404,5})^2-29,85*$ $*(\frac{167,85}{404,5})+18,34=8,88$
Коэффициент трения	μ	$\mu=\kappa_b-0,0005*t-0,056*v;$ κ_b -коэффициент влияния поверхности валков	$\mu=0,94-0,0005*1210-0,056*1,87=0,23$
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi=0,57$ при $m < 0,5;$ $\psi=0,5$ при $0,5 < m < 1;$	
Сила прокатки	$P,$ МН	$P=P_{ср.}*b_{ср.}*l_d.$	$P=55,61*1,276*0,16785=11,91$
Методика Бровмана М.Я. [4,5,6]			
Среднее контактное нормальное напряжение	$P_{ср.},$ МПа	$P_{ср.}=1,15*\sigma_n*n_\sigma$	$P_{ср.}=1,15*32,41*1,42=52,99$ Мпа
Коэффициент напряженного состояния	n_σ	$n_\sigma=0,5*(m+(1/m)),$ при $0,5 < m < 2;$ $n_\sigma=m^{-0,4},$ при $m < 0,5$	$n_\sigma=0,415^{-0,4}=1,42$
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi=0,57$ при $m < 0,5;$ $\psi=0,5$ при $0,5 < m < 1$	
Сила прокатки	$P,$ МН	$P=P_{ср.}*b_{ср.}*l_d.$	$P=52,99*1,276*0,16785=11,35$
Методика Луговского В.М. [7]			
Среднее контактное нормальное напряжение	$P_{ср.},$ МПа	$P_{ср.}=1,15*\sigma_n*n_\sigma$	$P_{ср.}=1,15*32,41*1,44=53,67$ Мпа
Коэффициент напряженного состояния	n_σ	$n_\sigma=0,72+0,28*\eta$	$n_\sigma=0,72+0,28*2,56=1,44$

1	2	3	4
Фактор формы	η	$\eta=H/l$ при $1 < H/l_d < 8.5$; $\eta=l/H$ при $0.27 < H/l_d < 1$	$\eta=429/167,85=2,56$
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi = \frac{1 - \frac{4}{3} * \varepsilon}{2 * (1 - \varepsilon)}$	$\psi = \frac{1 - \frac{4}{3} * 0,114}{2 * (1 - 0,114)} = 0,48$
Сила прокатки	P, МН	$P = p_{cp} * b_{cp} * l_d$	$P = 53,67 * 1,276 * 0,16785 = 11,49$
Методика Карнаушенко Н.А. [8]			
Среднее контактное нормальное напряжение	$p_{cp}, \text{МПа}$	$p_{cp} = 1.15 * \sigma_H * n_{\sigma}$	$p_{cp} = 1.15 * 1.34 * 32.41 = 50.16 \text{ МПа}$
Коэффициент напряженного состояния	n_{σ}	$n_{\sigma} = n_{\sigma}' * n_{\sigma}''$	$n_{\sigma} = 1 * 1.34 = 1.34$
Коэффициент влияния трения	n_{σ}'	$n_{\sigma}' = 1$ при $m < 0,6$; $n_{\sigma}' = 1 + m/6$ при $m > 0,6$	$n_{\sigma}' = 1$
Коэффициент влияния внешних зон	n_{σ}''	$n_{\sigma}'' = 1$ при $m > 0,6$; $n_{\sigma}'' = \sqrt{\frac{1}{m}}$ при $m < 0,6$	$n_{\sigma}'' = \sqrt{\frac{1}{0,415}} = 1.34$
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi = 0.38 + \frac{0.045}{m} + \frac{0.002}{m^2} - e^{-120 * m^2}$	$\psi = 0.38 + \frac{0.045}{0.415} + \frac{0.02}{0.415^2} - e^{-120 * 0.415^2} = 0.5$
Сила прокатки	P, МН	$P = p_{cp} * b_{cp} * l_d$	$P = 50,16 * 1,276 * 0,16785 = 10,74$
Методика Андреюка Л В. [4,9]			
Сила прокатки	P, МН	$P = m * k * \Delta h^{(q+\Delta q)} * H^{(S+\Delta S)} * R^{(w+\Delta w)} * n^2 * b_{cp} * (t/1000)^c$	$P = 1.6.94 * 49^{(0.731-0.2)} * 429^{(-0.299+0.4)} * 575^{(0.567-0.2)} * 31.1^{0.135} * 1290 * (1210/1000)^{-2.8} = 1252688.82 \text{ кгс} = 12.29 \text{ МН}$
Коэффициенты влияния сопротивления деформации и напряженного состояния	$k, q, S, w, a, c, \Delta q, \Delta S, \Delta w, m$	Значения выбираются в соответствии с фактором формы и маркой стали	
Коэффициент приложения плеча равнодействующей	ψ	$\psi = 0,57$ при $m < 0,5$; $\psi = 0,5$ при $0,5 < m < 1$	

Табл. 3. Относительные погрешности расчета ($\Delta, \%$) крутящих моментов электродвигателей привода горизонтальных валков слябинга

Автор методики	Δ по проходам											
	2			3			4			5		
	ср.	min	max	ср.	min	max	ср.	min	max	ср.	min	max
Потапкин	25,17	-5,11	54,52	15,29	-6,63	37,57	17,27	2,16	32,25	11,87	-13,52	37,61
Гелеи	5,07	-24,17	47,57	-5,17	-31,44	26,29	-1,05	-23,88	30,21	-9,35	-37,18	37,43
Бровман	18,27	-8,99	48,05	8,75	-10,51	31,81	10,48	-13,15	26,10	5,04	-17,03	31,01
Луговской	13,21	-13,47	40,48	3,35	-15,29	24,79	3,58	-9,95	16,43	-2,46	-22,66	21,92
Карнаушенко	13,65	-13,81	40,17	3,32	-16,19	23,26	3,59	-9,86	16,38	-2,47	-24,11	19,48
Андреюк	26,21	0,25	57,19	15,02	-10,08	34,02	16,40	-3,12	36,85	8,88	-17,64	36,28
Экспериментальный момент на валу электродвигателей по проходам												
$M_{дв.э.}, \text{МНм}$	2,36	1,80	2,95	2,47	1,62	3,05	2,37	1,69	2,88	2,56	1,99	3,31

Возможно состояния и приложения плеча равнодействующей наиболее отвечают условиям слябинга.

Список литературы

1. Потапкин В.Ф. Методика проектирования технологического процесса горячей прокатки полос. — Краматорск КИИ, 1977.
2. Потапкин В.Ф., Журавлев А.С., Бобух И.В. Металлургия и коксохимия: Республиканский межведомственный научно-технический сборник. — Киев. Техніка, 1971. — вып. 27. — С. 113–117.
3. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. — М.: Metallurgizdat, 1962. — С. 494.
4. Зюзин В.И., Бровман М.Я., Мельников А.Ф. Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. — М.: Metallургия, 1964.
5. Бровман М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. — М.: Metallургия, 1965.
6. Бровман М.Я., Зеличенко Б.Ю., Герцев А.И. Усовершенствование технологии прокатки толстых листов. — М.: Metallургия, 1969. — 256 с.
7. Луговской В.М. Алгоритмы систем автоматизации листовых станов. — М.: Metallургия, 1974. — 320 с.
8. Карнаушенко Н.А., Капустина М.И. Методика расчета режимов прокатки на слябингах. — Мариуполь.: ПГТУ, 1999.
9. Андреюк А.В., Тюленев Г.Г. / Сталь, 1972. — №9. — С. 825–828.
10. Снижение энергозатрат при прокатке полос / А.Л.Остапенко, Ю.В.Коновалов, А.Е.Руднев, В.В.Кисиль. — К.: Техніка, 1983. — 223 с.

© Остапенко А.Л., Сидоров Д.И., Коновалов Ю.В., Кузьмин А.В., 2004

БАРАНОВ Д.А., ЛЕЙРИХ И.В. (ДОННТУ), КУХТА А.В. (ОАО «ДМЗ», Г. ДОНЕЦК)

КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ГРАФИТА ПРИ ПРОКАТКЕ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА

Получена математическая зависимость величины формоизменения графита при прокатке высокопрочного чугуна. Она основана на экспериментальных данных, которые получены для чугуна, содержавшего 2,88%С, 2,84%Si, 0,78%Mn, 0,015%S, 0,08%P, 0,08%Cr и 0,048%Mg и прокатанного при 20°C, 600°C и 1000°C с обжатием 0–75%. Эта зависимость может быть использована при выборе технологических параметров деформации высокопрочного чугуна.

При прокатке и ковке многофазных сплавов испытывают деформацию основа сплавов и включения избыточных фаз. Для характеристики изменения структуры и свойств сплавов следует знать характер формоизменения включений избыточных фаз. В работах [1, 2] рассмотрена математическая модель развития напряжений и деформаций вокруг включений избыточных фаз в однородной металлической матрице при обработке давлением многофазных сплавов. Показано, что обжатие сплава на половину высоты при определенном отношении реологических свойств включения и основы деформирует твердые частицы на 0,1, в то время как мягкие частицы деформируются почти на 2/3 высоты. По мере деформирования сплава реологические свойства фаз меняются, что проявляется на относительном формоизменении кристаллов. В работе [3] определено изменение формы неметаллических включений при горячей прокатке стали. В зависимости от пластичности основными формами включений являлись: 1) равноосная форма; 2) слегка вытянутый эллипсоид; 3) оладеобразная форма; 4) тонкие раскатанные включения. В результате математической обработки экспериментальных данных в работе [3] установлена аналитическая зависимость размеров неметаллических включений от степени деформации стали.

Физико-механические свойства серых чугунов зависят от формы графита [4]. Форма графита в высокопрочном чугуне во время деформирования меняется от шаровидной к эллипсоидальной и, наконец, к дискообразной [5, 6]. В связи с тем, что в технологию чугуна с шаровидным графитом в последние годы широко включают пласти-