Из формулы (3) видно, что показатель степени при числе Рейнольдса изменяется как в зависимости от значения параметра $\bar{S}$, так и от координаты $\bar{z}$.

В технически гладкой камере в ее головных сечения (при малых значениях $\bar{z}$) $n = 0{,}8$, в камере с максимальной из рассмотренных шероховатостей

$$\bar{S} = 1{,}333, \quad n = 1.$$

Показатель степени при числе Рейнольдса снижается в направлении к глухому торцу камеры, что связано с особенностями аэродинамики циклонных камер с односторонним вводом – выводом [1] и их большой относительной длиной.

Формулы (1) – (4) справедливы при Re = $= 2\cdot10^5 \ldots 5{,}5\cdot10^5$; $\bar{S} = 1..1.333$; $\bar{L}_к = 2{,}25 \ldots 12{,}75$.

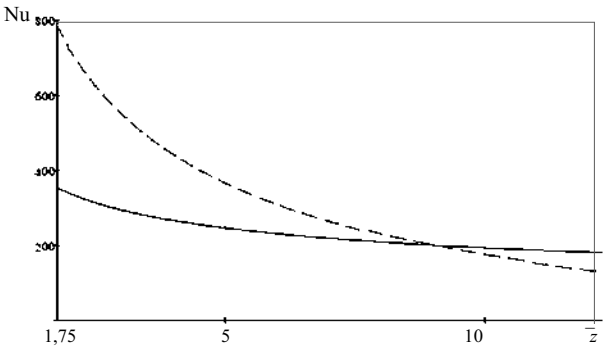


Рис. 2. Изменение интенсивности теплоотдачи вдоль боковой поверхности рабочего объема циклонных камер при одностороннем вводе – выводе газов

На рис. 2 сплошная кривая $\mathrm{Nu}(\bar{z})$ относится к камере с технически гладкой поверхностью рабочего объема, пунктирная – с наибольшей из рассмотренных шероховатостей. Представленные на рис. 2 данные, полученные при $\mathrm{Re} = 3\cdot10^5$ и $L_к = 12{,}75$, позволяют отметить, что в сечениях, близких к закручивателю, интенсивность теплоотдачи становится выше в шероховатой камере, чем в гладкой. При $\bar{z} > 8$, наоборот, интенсивность теплоотдачи выше в гладкой камере. Последнее, вероятно, связано со снижением скорости потока под влиянием шероховатости и особенностями обтекания ее выступов. Аналогичное явление наблюдается и при других исследованных значениях Re и $L_к$.

На основании вышеприведенных результатов исследования можно сделать следующие выводы:

1) полученные в работе обобщенные уравнения теплоотдачи дают вполне удовлетворительные результаты и могут быть рекомендованы для инженерных расчетов теплоотдачи на боковой поверхности относительно длинных циклонных камер в широком диапазоне изменения их относительной длины с технически гладкой и шероховатой боковой поверхностью рабочего объема;

2) шероховатость поверхности рабочего объема циклонной камеры большой относительной длины может служить средством интенсификации конвективного теплообмена особенно в ее головных сечениях.

Литература

1. *Сабуров, Э.Н.* Циклонные нагревательные устройства с интенсифицированным конвективным теплообменом / Э.Н. Сабуров. – Архангельск, 1995.

УДК 621.771.014-415

И.А. Кожевникова, Э.А. Гарбер, А.И. Трайно

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ЛИСТОВ ПО КОНТРОЛИРУЕМЫМ РЕЖИМАМ С ПОНИЖЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРОЙ В ПОСЛЕДНИХ ПРОПУСКАХ

В статье представлена математическая модель напряженного состояния в очагах деформации при прокатке толстых листов, в том числе – по контролируемым режимам с пониженной температурой в последних пропусках.

Показано, что зона прилипания при прокатке толстых листов занимает 88 – 99 % очага деформации, а доля упругих участков от общей длины очага деформации в последних пропусках при пониженных температурах может достигать 12 %. Учет зоны прилипания и упругих участков очага деформации обеспечил расчет усилий прокатки с погрешностью, не превышающей 5 – 6,5 %.

С помощью разработанной модели можно совершенствовать режимы прокатки толстых листов, в том числе – при термомеханической обработке и в интегрированном деформационно-термическом производстве.

Контролируемая прокатка, температурно-деформационный режим, очаг деформации, зона прилипания, контактные напряжения, усилие прокатки.

The paper presents a mathematical model of the stress state in the deformation by rolling thick sheets, including – at a controlled manner at a reduced temperature in the last passes.

It is shown that the area of attachment of the rolling of heavy plates is 88-99% of the deformation zone, and the proportion of the elastic portions of the total length of the deformation zone in the last passes at reduced temperatures can reach 12%. Accounting the

adhesion zone and the elastic deformation zone sites provided the rolling force calculation with an error of no more than 5-6.5%.

The developed model can improve the rolling schedule of thick sheets, including thermomechanical processing and thermal deformation-integrated manufacturing.

Controlled rolling, the temperature-deformation mode, deformation zone, adhesion zone, contact stresses, rolling force.

Активное развитие нефтегазодобывающей промышленности привело к повышению спроса на высокопрочную листовую сталь, полученную на толстолистовых станах с применением современных технологий производства, таких как: контролируемая прокатка, термомеханическая обработка (ТМО), интегрированное деформационно-термическое производство (ИДТ-производство) – со строго регламентируемыми температурами начала и окончания процесса, степенью деформации, скоростью охлаждения и др.

Режимы контролируемой прокатки, ТМО, ИДТ-производства предусматривают пластическую деформацию толстых листов при пониженных температурах: в отличие от обычных режимов прокатки толстолистовой стали, заканчивающихся при температурах выше 900 – 950 °С, в указанных технологиях последние чистовые пропуски осуществляют при температурах 700 – 720 °С.

Следствием таких температур являются повышенные затраты энергии, большие контактные напряжения и усилия прокатки, а также необходимость учета упругих участков очага деформации при анализе напряженного состояния металла.

Поскольку в большинстве случаев толстые листы имеют значительную ширину (отношение ширины к толщине листов $\frac{b}{h} \geq 100-500$), в модели напряженного состояния принята плоская схема деформации, которая достоверно описывает формоизменение металла на бóльшей части ширины очага деформации, за исключением прикромочных участков, протяженностью не более 5 % ширины.

Исходя из этого допущения, для моделирования очага деформации толстых листов использована методика, аналогичная принятой для расчета контактных напряжений при горячей прокатке широких полос [1], [2], [4], [5], которая основана на следующих положениях:

1. Очаг деформации в *i*-м пропуске состоит из четырех участков (рис. 1), в каждом из которых переменные контактные напряжения и их среднее значение рассчитывают отдельно: 1-й участок, длиной $x_{1упр}$, – упругого сжатия полосы до пластического состояния, 2-й и 3-й участки пластической деформации – зоны отставания длиной $x_{пл.отст}$ и опережения длиной $x_{пл.опер}$, 4-й участок упругого восстановления части толщины полосы, длиной x_2.

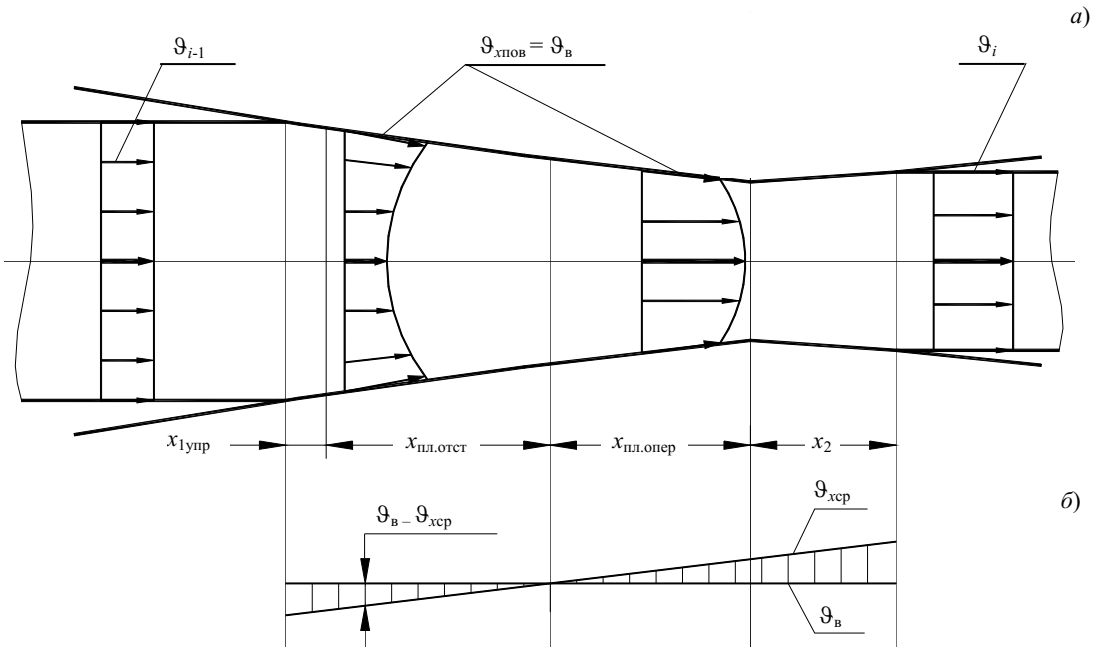


Рис. 1. Схема изменения скоростей полосы в очаге деформации рабочей клети толстолистового стана горячей прокатки, где ϑ_0 и ϑ_1 – скорость полосы на входе в очаг деформации и выходе из него; $\vartheta_{хпов}$ – скорость полосы на поверхности контакта с валком; $\vartheta_в$ – окружная скорость бочки валка; $\vartheta_н$ – скорость полосы в нейтральном сечении; $\vartheta_{хср}$ – средняя по толщине h_x скорость полосы в сечении с координатой x; h_0, h_1, $h_н$ – толщина полосы на входе в очаг деформации, на выходе из него и в нейтральном сечении

2. На 1-м и 4-м упругих участках имеет место трение скольжения, в связи с чем связь касательного (τ_x) и нормального (p_x) напряжений выражена законом:

$$\tau_x = \mu p_x, \quad (1)$$

где μ – коэффициент трения в очаге деформации.

3. Весь пластический участок представляет собой зону прилипания, характеризующуюся трением покоя – отсутствием относительного скольжения контактных поверхностей полосы и валков:

$$\vartheta_{x\text{пов}} = \vartheta_{\text{в}}, \quad (2)$$

где $\vartheta_{x\text{пов}}$ – скорость движения поверхностного слоя полосы, контактирующего с валком; $\vartheta_{\text{в}}$ – окружная скорость бочки валка.

Средняя в поперечных сечениях скорость полосы $\vartheta_{x\text{ср}}$, согласно закону постоянства секундных объемов, по длине очага деформации растет, следовательно, разность скоростей ($\vartheta_{\text{в}} - \vartheta_{x\text{ср}}$) изменяется согласно графику, показанному на рис. 1*б*.

4. На пластическом участке, представляющем собой зону прилипания, касательные напряжения изменяются линейно от максимального значения $\tau_{x\max} = \tau_s$ (где τ_s – сопротивление чистому сдвигу) до минимального значения $\tau_x \geq -\tau_s$, проходя через значение $\tau_x = 0$ в нейтральном сечении, в соответствии с выражением:

$$\tau_x = \tau_s \left(\frac{h_x - h_{\text{н}}}{h_{1\text{упр}} - h_{\text{н}}} \right), \quad (3)$$

где $h_{\text{н}}$ – толщина полосы в нейтральном сечении; $h_{1\text{упр}} = h_{i\text{-}1} - \Delta h_{1\text{упр}}$ – толщина полосы на границе первого упругого и пластического участков; $h_{i\text{ - }1}$ – толщина полосы на входе в i-й проход; $\Delta h_{1\text{упр}} = h_{i-1} \frac{\sigma_{\text{ф.пл}}}{E_{\text{П}}}$ – максимальная упругая деформация полосы в конце первого упругого участка; $\sigma_{\text{ф.пл.}}$ – среднее значение сопротивления деформации полосы на пластическом участке очага деформации.

График изменения касательных напряжений по длине очага деформации, соответствующий выражениям (1) и (3), показан на рис. 2.

Сопротивления деформации $\sigma_{\text{ф}}$ на упругих участках приняты изменяющимися линейно (согласно закону Гука) от нуля до среднего значения $\sigma_{\text{ф.пл}}$, принятого на пластических участках постоянным. Для расчета $\sigma_{\text{ф.пл}}$ использована формула Л.В. Андреюка [7], как наиболее достоверная. В ней сопротивление деформации вычисляется для каждой марки стали в функции температуры, скорости деформации и суммарного относительного обжатия.

Температура раската является одним из важнейших параметров при моделировании напряженного состояния толстых листов. Она задается технологическим режимом контролируемой прокатки, ТМО или ИДТ-производства и вводится в качестве исходной величины в формулу Л.В. Андреюка. При обычной технологии горячей прокатки температура раската вычисляется по известным методикам [7], с учетом излучения, конвекции, охлаждения полосы и ее нагрева за счет работы пластической деформации и трения.

Для расчета контактных напряжений на каждом участке очага деформации, по аналогии с методикой [1], [2], [4], [5], составили и решили систему трех уравнений:

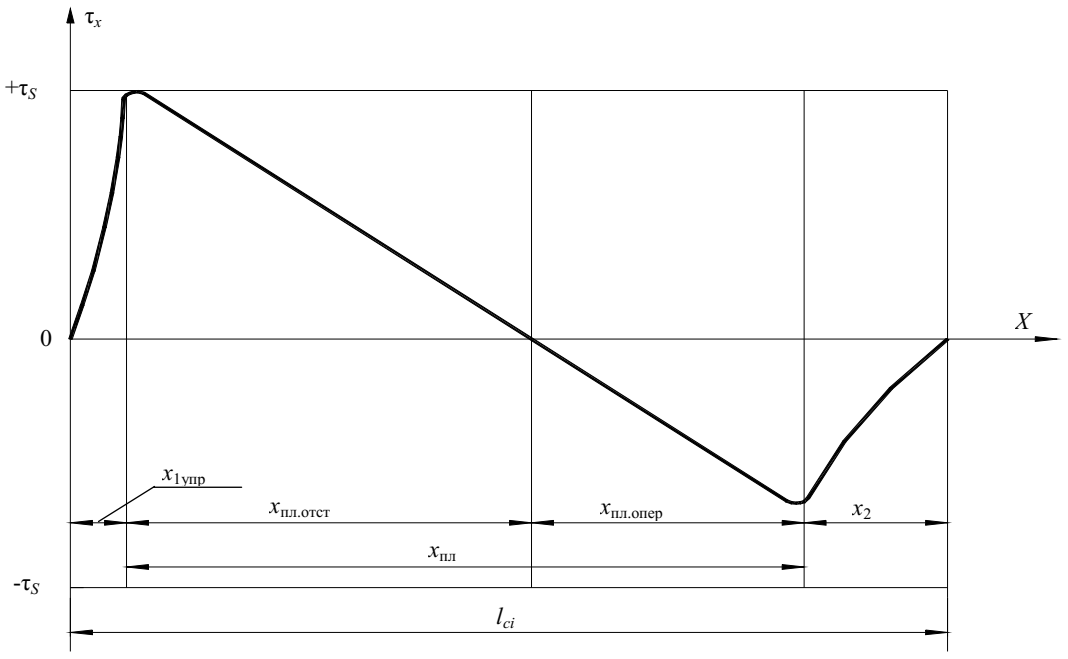


Рис. 2. График изменения касательных контактных напряжений в очаге деформации

– дифференциальное уравнение равновесия полосы;

– уравнение упругости (на упругих участках) или пластичности (в зоне прилипания);

– уравнение, выражающее закон изменения напряжений трения: на упругих участках – выражение (1); на пластическом – выражение (3), единое для зон отставания и опережения.

Контур очага деформации с учетом упругого сплющивания аппроксимирован двумя прямыми отрезками: первым – от входного сечения до вертикальной осевой плоскости валков (он соответствует углу захвата α и, следовательно, наклонен к оси прокатки на угол α/2), вторым – на участке упругого восстановления части толщины полосы (он наклонен к оси прокатки в противоположном направлении на угол β).

Полученные выражения переменных напряжений p_x и их средних значений на каждом участке p_1, p_{23}, p_4 приведены в работе [3].

По известным средним значениям напряжений на каждом из трех участков среднее для всего очага деформации среднее нормальное контактное напряжение и усилие прокатки вычисляют по формулам:

$$p_{cpi} = \frac{1}{l_{ci}}\left(p_1 x_{1\text{упр}} + p_{23} x_{\text{пл}} + p4 x_2 \right),$$

$$P_i = p_{cpi}\, l_{ci} b_i ,$$

где l_{ci} – длина очага деформации; b_i – ширина раската после i-го прохода, рассчитанная по формуле Жеза с учетом уширения [7]:

$$b_i = b_{i-1} + 0,4\varepsilon_i \sqrt{R\Delta h_i} ,$$

где b_{i-1} – ширина раската на входе i-й проход.

Проверку достоверности изложенной математической модели выполнили путем сравнения расчетных и измеренных значений усилий прокатки в черновой рабочей клети действующего толстолистового стана «2800». В качестве примера в табл. 1 представлены технологические и силовые параметры прокатки листа марки 09ГСФ размерами 10х2218х11800 из сляба размерами 193х980х1660 мм.

Из таблицы видно, что максимальная разность между расчетными и измеренными усилиями составила 6,4 %. Столь высокая точность определения усилий прокатки свидетельствует о достоверности изложенной математической модели и положенных в ее основу допущений, в частности, плоской схемы деформации и закона распределения напряжений трения по длине зоны прилипания (формула (3) и график на рис. 2).

Это дает основания использовать изложенный метод расчета контактных напряжений и усилий для анализа и совершенствования технологических, геометрических и силовых параметров очага деформации, как при обычной горячей прокатке толстых листов, так и при прокатке с регламентированными режимами и пониженными температурами.

В результате анализа существующих параметров процесса горячей прокатки на ТЛС установлено следующее:

1. Доля упругих участков очага деформации от его общей длины в последних проходах достигает 12 %, что сопоставимо с горячей прокаткой тонких полос на НШПС, где эта доля составляет 1 – 17 %. Это подтверждает целесообразность их учета в энергосиловом расчете процессов контролируемой прокатки, ТМО и ИДТ-производства толстолистовой стали.

Таблица 1

Технологические и силовые параметры режима горячей прокатки листа марки 09ГСФ размерами 10×2218×11800 из сляба размерами 193×980×1660 мм

Проход №	h_i, мм	b_i, мм	L_i, мм	ε_i, %	$\varepsilon_{\Sigma i}$, %	T_i, °С	$\sigma_{\text{ф.пл}}$, МПа	l_{ci}, мм	p_{cpi}, МПа	P_i, МН		ΔP_i, %
										изм.	расч.	
1	154	993	2022	20,2	20,2	1160	72	139,9	91	12,15	12,57	3,5
2	123	1003	2506	20	36,3	1154	74	124,7	94	11,19	11,8	5,5
3	106	2511	1162	17	45,1	1144	70	92,4	89	20,64	20,64	0
4	92	2515	1336	13	52,3	1133	72	83,9	92	19,33	19,37	0,2
5	79	2520	1553	14	59,1	1121	76	80,9	98	19,53	20	2,43
6	69	2524	1775	12,7	64,2	1108	77	71	100	17,53	17,9	2,12
7	60	2528	2039	13	68,9	1093	81	67,4	107	17,67	18,15	2,7
8	51	2532	2395	15	73,6	1076	89	67,4	119	19,73	20,24	2,6
9	50	2395	2582	2	74	1059	56	22,5	68	3,62	3,68	1,74
10	49	2395	2635	2	74,6	1040	59	22,5	72	3,86	3,9	1,03
11	48	2395	2690	2	75,1	1023	62	22,6	76	4,112	4,11	0,2
12	47	2395	2747	2	75,6	1015	64	22,6	78	4,38	4,23	3,3
13	44	2395	2934	6,4	77,2	987	92	39	119	11,83	11,08	6,4
14	40	2395	3228	9	79,3	967	107	45,1	141	15,68	15,25	2,7

Что касается первых проходов, мало отличающихся от режимов обычной прокатки толстых листов в черновых клетях, доля упругих участков в их очагах деформации менее 1 %, однако, опыт расчетов показал, что расчет контактных напряжений в этих участках также целесообразен, так как позволяет достоверно определить величину напряжений в основной – пластической – зоне очага деформации и тем самым снизить погрешность определения усилий прокатки.

2. Максимальные значения нормальных контактных напряжений в последних проходах составляют 750 – 1240 МПа, что в 2,3 – 2,8 раза превышает сопротивление металла пластической деформации. Особенно значительны эти напряжения в 10-м и 11-м пропусках: их величина такая же, как и при горячей прокатке по обычным режимам на широкополосных станах наиболее тонких полос (толщиной 0,8 – 1,2 мм) [1], [2], [4], [5].

Изложенные результаты свидетельствуют о том, что базовая технология неполностью соответствует цели последних пропусков в ИДТ-производстве, указанной в технологическом регламенте: «проглаживанию» полосы для окончательного формирования качества ее поверхности и планшетности.

Учитывая это, для демонстрации возможностей разработанной модели в части оптимизации режимов прокатки мы перераспредели обжатия в 9-м и 11-м проходах: в 11-м проходе уменьшили обжатие с 20 % до 15 %, а в 9-м – увеличили с 30 % до 34,1 %.

Результаты расчета контактных напряжений и усилий после изменения режима обжатий показаны в табл. 2.

Таблица 2

Усовершенствованный режим прокатки в 9-м, 10-м и 11-м проходах, значения контактных напряжений и усилий прокатки

Проход №	h_{i-1}, мм	h_i, мм	ε_i, %	p_{max}, МПа	$p_{ср}$, МПа	P, МН	$\frac{p_{max}}{\sigma_{ф.пл}}$
9	10	6,59	34,1	819	663	40	2,4
10	6,59	4,706	28,6	1048	824	38	2,6
11	4,706	4,0	15	943	733	21,2	2,4

Как видно из табл. 2, максимальное напряжение в последнем проходе уменьшено на 30 %, при этом обеспечено более равномерное распределение максимальных и средних напряжений в трех последних проходах.

Таким образом, в работе изложена модель напряженного состояния металла в очаге деформации при прокатке толстых листов, показана возможность совершенствования режимов контролируемой прокатки путем выравнивания нагрузок между проходами за счет перераспределения обжатий.

Литература

1. *Гарбер, Э.А.* Влияние химического состава и упругих свойств полосы и валков на энергосиловые параметры широкополосных станов горячей прокатки / Э.А. Гарбер, И.Д. Поспелов, И.А. Кожевникова // Производство проката. – 2011. – № 8. – С. 2 – 7.

2. *Гарбер, Э.А.* Моделирование контактных напряжений и усилий горячей прокатки тонких широких полос с учетом зоны прилипания и упругих участков очага деформации / [Э.А. Гарбер и др.] // Металлы. – 2007. – № 2. – С. 1 – 10.

3. *Гарбер, Э.А.* Напряженное состояние в очаге деформации при прокатке высокопрочной толстолистовой стали / [Э.А. Гарбер и др.] // Металлы. – 2007. – № 3. – С. 33 – 39.

4. *Гарбер, Э.А.* Расчет усилий горячей прокатки тонких полос с учетом напряженно-деформированного состояния в зоне прилипания очага деформации / Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Производство проката. – 2007. – № 4. – С. 7 – 15.

5. *Гарбер, Э.А.* Энергосиловой расчет широкополосных станов горячей прокатки с учетом влияния температуры на упругие свойства горячекатаных тонких полос / Э.А. Гарбер, И.Д. Поспелов, И.А. Кожевникова // Вестник ЧГУ. – 2011. – № 3. – Т. 1. – С. 9 – 13.

6. *Диомидов, Б.Б.* Калибровка прокатных валков / Б.Б. Диомидов, Н.В. Литовченко. – М., 1970.

7. *Коновалов, Ю.В.* Расчет параметров листовой прокатки. Справочник / Ю.В. Коновалов, А.Л. Остапенко, В.И. Пономарев. – М., 1986.