

УДК 621. 771. 01

Сатонин А. В.
Настоящая С. С.
Картавенко А. С.
Жуков П. Л.

РАЗВИТИЕ ЧИСЛЕННЫХ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОНКИХ ЛИСТОВ И ПОЛОС

Горячекатаный листовой металлопрокат является одной из основных статей экспорта металлургической промышленности Украины. В связи с развитием рыночной экономики требования к сортаменту и качеству данного вида металлопродукции постоянно повышаются. Отмеченное в полной мере касается относительно тонких горячекатаных листов и полос, что обуславливает необходимость развития соответствующих математических моделей и разработки на их основе практических рекомендаций направленных на совершенствование технологий оборудования толстолистовых и широкополосных станов горячей прокатки [1].

Целью работы является развитие численных математических моделей процессов горячей прокатки на основе уточнения граничных условий очага деформации.

Большинство используемых в настоящее время методов расчета напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке относительно тонких полос проводятся с допущением, что аналитические описания условий внешнего трения подчиняются условию Амонтона-Кулона, согласно которому величина текущих по длине очага деформации касательных контактных напряжений t_x в зависимости от аналогичных значений нормальных контактных напряжений p_x и коэффициента внешнего трения f_x определяется как $t_x = p_x f_x$ [2], а пластическая деформация металла является двухмерной и установившейся во времени (рис. 1). Вместе с тем, как показывали результаты работ [3, 4], реализация данного подхода применительно к горячей прокатке относительно тонких листов и полос является проблематичной, поскольку уже в начальных сечениях зоны пластической деформации наступает момент, когда значение касательных контактных напряжений t_x становится равными или превышает значение сопротивления сдвигу прокатываемого металла K_x , что является невозможным.

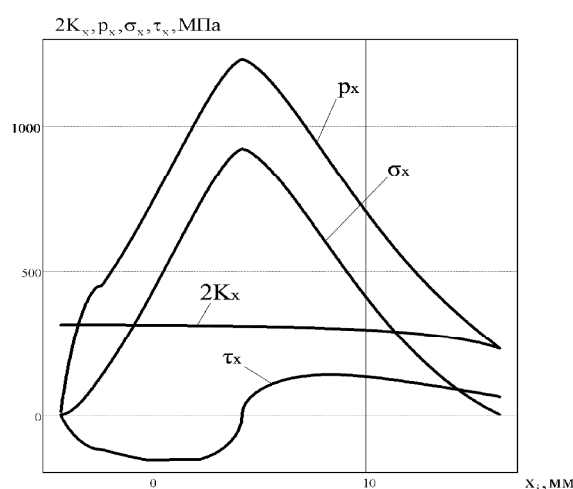


Рис. 1. Расчетные распределения согласно условию Амонтона-Кулона условия пластичности по длине очага деформации удвоенного значения сопротивления сдвигу $2K_x$, нормальных контактных p_x , нормальных осевых σ_x и касательных контактных t_x при горячей прокатке относительно тонких листов из стали 3кп ($h_0 = 3$ мм, $h_1 = 2,3$ мм, $R = 350$ мм, $f_0 = 0,27$)

Кроме того, значительная погрешность в этом случае имеет место в связи с использованием инженерного варианта условий пластичности, исключая влияние касательных компонент девиатора напряжений, что при горячей прокатке [2] приводит к завышенным значениям как локальных, так и интегральных характеристик напряженного состояния металла.

В соответствии с изложенным выше была разработана численная математическая модель, заключающаяся в разбиении зоны пластического формоизменения протяженностью L_{nl} на конечное n множество i -ых элементарных объёмов (рис. 2, а), длиной $\Delta x_i = L_{nl} / n$ и в последующем численном рекуррентном решении условия баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках каждого из них. При этом, в отличие от работ [3, 4], в качестве аналитического описания условия внешнего контактного трения было использовано условие Зибеля:

$$t_x = 2K_x m_x, \tag{1}$$

где m_x – коэффициент пластического трения, а в качестве условия пластичности его полная запись для плоскодеформированного состояния имеет следующий вид:

$$(p_x - s_x)^2 + 4t_{xy}^2 = 4K_x^2, \tag{2}$$

где s_x – нормальные осевые напряжения; t_{xy} – касательные компоненты тензора напряжений.

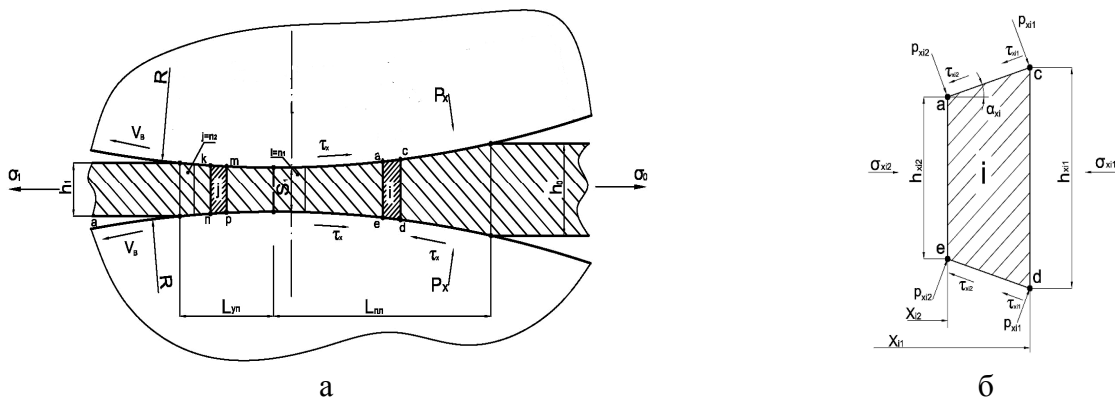


Рис. 2. Расчетные схемы интегрального очага деформации (а) и его выделенного элементарного объема (б) относительно тонких листов и полос

Учитывая, что при прокатке среднеинтегральное по высоте каждого сечения значения касательных компонент t_{xy} равно $t_{xy} = t_x / 2$ [4], выражение (2) с учетом условия (1) может быть преобразовано к виду:

$$s_x = p_x - K_x \cdot \sqrt{4 - m_x^2}. \tag{3}$$

Сведя с учетом характера принятых допущений и конечно-разностной формы представления основных компонент напряженно-деформированного состояния активные составляющие в левую, а реактивные, в том числе и итерационную, составляющие в правую часть, условие баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках каждого отдельного выделенного i -го элементарного объема (см. рис. 2) можно записать как:

$$N_{Si1} + N_{t1i} + N_{t2i} = N_{Si2} + N_{tc1i} + N_{tc2i} + N_{Fi} + N_{ui}, \tag{4}$$

где N_{Si1}, N_{Si2} – мощности нормальных осевых напряжений, действующих в начальном и конечном граничных сечениях выделенного i -го элементарного объема;

N_{t1i}, N_{t2i} – мощности, подводимые в зонах отставания и отводимые в зонах опережения силами внешнего трения на контактных поверхностях нижнего и верхнего рабочих валков;

$N_{\tau 1i}, N_{\tau 2i}$ – текущие значения мощностей относительного скольжения, то есть мощностей, расходуемых на преодоление сил внешнего трения на контактных поверхностях соответствующих рабочих валков;

N_{Fi}, N_{ui} – мощности, расходуемые непосредственно на пластическое формоизменение и на преодоление инерционных сил в рамках данного i -го выделенного элементарного объема.

Раскрыв, в соответствии с рекомендациями работы [3] составляющие уравнения (4) и определив дополнительно инерционную составляющую, получим:

$$\begin{aligned} & \sigma_{x1i} h_{x1i} V_{x1i} + 0,5(2K_{x1i} \mu_{x1i1} + 2K_{x1i} \mu_{x1i2}) \Delta x_i V_{b1} + 0,5(2K_{x1i} \mu_{x2i1} + 2K_{x1i} \mu_{x2i2}) \Delta x_i V_{b2} = \\ & = \sigma_{x2i} h_{x2i} V_{x2i} + 0,5[2K_{x1i} \mu_{x1i1} (V_{b1} - V_{x1i}) + 2K_{x1i} \mu_{x1i2} (V_{b1} - V_{x1i})] \Delta x_i + 0,5[2K_{x1i} \mu_{x2i1} \times \\ & \times (V_{b2} - V_{x1i}) + 2K_{x1i} \mu_{x2i2} (V_{b2} - V_{x1i})] \Delta x_i + 0,5K_{\Lambda} (2K_{x1i} + 2K_{x2i}) h_{x2i} V_{x2i} \ln(h_{x1i} / h_{x2i}) + \\ & + \rho_M (h_{x1i} + h_{x2i}) \Delta x_i (V_{x1i}^2 - V_{x2i}^2) V_{x2i} / (4\Delta x_i), \end{aligned} \quad (5)$$

где Δx_i – шаг разбиения зоны пластического формоизменения;

$\sigma_{x1i}, \sigma_{x2i}$ – нормальные осевые напряжения в начальном и конечном граничных сечениях соответственно;

μ_{x1i1}, μ_{x1i2} – коэффициенты трения в начальном и конечном граничных сечениях на верхнем валке;

μ_{x2i1}, μ_{x2i2} – коэффициенты трения в начальном и конечном граничных сечениях на нижнем валке;

V_{x1i}, V_{x2i} – скорость перемещения прокатываемого материала в начальном и конечном граничных сечениях, соответственно;

V_{b1}, V_{b2} – скорости верхнего и нижнего валков соответственно;

K_{Λ} – коэффициент немонотонности пластической деформации, физический смысл и методики определения которого рассмотрены достаточно подробно в работе [4];

$2K_{x1i} = 1,155\sigma_{sxi1}; 2K_{x2i} = 1,155\sigma_{sxi2}$ – значения удвоенного сопротивления сдвигу прокатываемого металла в начальном и конечном граничных сечениях;

ρ_M, a_{xi} – плотность металла прокатываемой заготовки и величина его ускорения, имеющего место в рамках данного i -го элементарного объема, определяемая как:

$$a_{xi} = (V_{x2i} - V_{x1i})(V_{x1i} + V_{x2i}) / (2\Delta x) = (V_{x2i}^2 - V_{x1i}^2) / (2\Delta x).$$

Принимая во внимание гипотезу плоских сечений $V_{x1i} = V_1 \cdot h_1 / h_{x1i}$, $V_{x2i} = V_1 \cdot h_1 / h_{x2i}$, где V_1 – скорость металла на выходе из очага деформации, h_1 – номинальная конечная толщина и следуя используемой рекуррентной схеме решения при которой, а так же после проведения соответствующих математических преобразований и сокращений получена следующая зависимость:

$$\begin{aligned} p_{x2i} = & \sigma_{x1i} + 2K_{x2i} \Delta x_i (\mu_{x1i2} + \mu_{x2i2}) / (2h_{x2i}) + 2K_{x1i} \Delta x_i (\mu_{x1i1} + \mu_{x1i2}) - \\ & - 0,5 \cdot K_{\Lambda} (2K_{x1i} + 2K_{x2i}) \cdot \ln(h_{x1i} / h_{x2i}) - K_{x2i} \sqrt{4 - (\mu_{x1i2} + \mu_{x2i2})^2} - \\ & - \rho_M V_1^2 h_1^2 (h_{x1i} + h_{x2i})(h_{x1i}^{-2} - h_{x2i}^{-2}) / (4h_{x2i}). \end{aligned} \quad (6)$$

Помимо представленных аналитических зависимостей (5) и (6) структура численной математической модели по аналогии с методиками работ [3, 4] включала в себя начальные условия для первого элементарного объема, условия связи, используемые при переходе от i -го к $(I + 1)$ элементарному объему, расчет зоны упругого восстановления, организацию итерационной процедуры по определению зоны опережения, исходя из условия равенства

расчетного и заданного значения переднего натяжения, организацию итерационной процедуры по учету упругого сплющивания рабочих валков с использованием методики Штаермана и численное интегрирование, имеющее своей целью определение силы и момента прокатки.

Результаты, полученные на основе данной численной математической модели, представлены на рис. 3, из которого видно, что использование условия внешнего контактного трения и условия пластичности влияет как на локальные, так и на интегральные характеристики напряженного состояния металла и при этом степень уточнения может достигать 30 % и более.

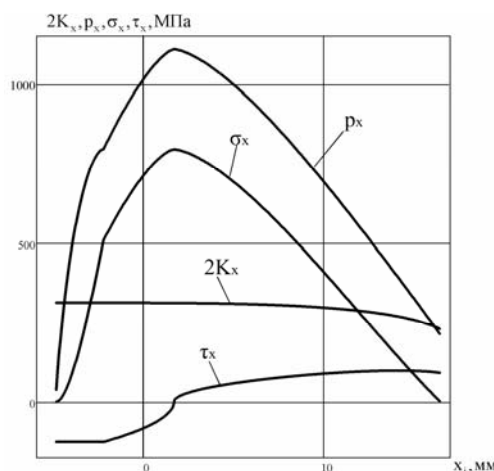


Рис. 3. Расчетные распределения по длине очага деформации удвоенного значения сопротивления сдвигу $2K_{xi}$, нормальных контактных p_{xi} , нормальных осевых σ_{xi} и касательных контактных τ_{xi} при горячей прокатке относительно тонких листов из стали 3кп на основе описания касательных контактных напряжений по закону Зибеля ($h_0 = 3$ мм, $h_1 = 2,3$ мм, $R = 350$ мм, $f_0 = 0,27$)

ВЫВОДЫ

На основе уточнения аналитических описаний условия внешнего контактного трения и условия пластичности получило развитие численное математическое моделирование локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния при горячей прокатке относительно тонких лент и полос. При этом степень уточнения составляет 20–30 % и более.

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Коновалов Ю. В. Справочник прокатчика. Справочное издание в 3-х книгах. Книга 1. Производство горячекатаных листов и полос. – М. : «Теплотехник», 2010. – 608 с.
- 2 Целиков А. И. Теория продольной прокатки / Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М. : Металлургия, 1980. – 320 с.
- 3 Алиев И. С. Математическое моделирование напряжений, деформаций и степени использования запаса пластичности при горячей прокатке относительно тонких листов и полос / И. В. Александров, А. В. Сатонин // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ : «Системні технології», 2005. – С. 53–57.
- 4 Сатонин А. В. Численное конечно-разностное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при реализации различных технологических схем обработки давлением / А. В. Сатонин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ : ДДМА. – 2001. – С. 188–193.
- 5 Потанкин В. Ф. Метод полей линий скольжения в теории процессов обработки металлов давлением. – Краматорск : ДГМА, 2005. – 158 с.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. ДГМА;
 Настоящая С. С. – аспирант ДГМА;
 Картавенко А. С. – студент ДГМА;
 Жуков П. Л. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua