

УДК 621.771.01

Сатонин А. В.
Картавенко А. С.
Иванов А. В.
Сухоруков И. С.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ КРУПНЫХ ЗАГОТОВОК С ПОДСТУЖИВАНИЕМ ИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

При реализации различных технологических схема процессов горячей прокатки относительно толстых листов и блюмовых заготовок, характеризующихся наличием соотношения протяженности зоны пластического формоизменения $L_{нл}$ и средней толщины $h_{ср}$ в диапазоне $L_{нл} / h_{ср} = 0,5...2,0$, в осевой зоне имеет место наличие растягивающих напряжений, достигающих в ряде случаев достаточно высоких уровней [1–3]. Отмеченное, наряду с потенциальным наличием в данных зонах различного рода дефектов сплошности, обусловленных спецификой непрерывной разливки или разливки в изложницы, приводит к снижению качества готового металлопроката. Одним из достаточно широко используемых в этом случае технологических приемов является принудительное подстуживание приповерхностных слоев прокатываемой заготовки, что приводит к перераспределению температур и механических свойств прокатываемого металла и, как следствие, к существенному видоизменению схемы его напряженного состояния, требующей соответствующей количественной и качественной оценки.

Целью исследования является разработка на основе метода нижней оценки инженерной методики по расчету напряженного состояния металла при горячей прокатке крупных заготовок с принудительным подстуживанием поверхностей.

С точки зрения учета неоднородности распределений температур и механических свойств по высоте очага деформации процесса прокатки в рассматриваемом диапазоне соотношение $L_{нл} / h_{ср}$ одним из возможных теоретических подходов является использование метода нижней оценки, основанного на построении и последующем анализе полей характеристик в физической плоскости, отвечающих условиям статического равновесия [3, 4]. Рассматриваемые в этом случае расчетные схемы полей характеристик в физической плоскости XU , полученные вследствие симметрии только применительно к верхней половине очага деформации и отвечающих основным положениям метода полей линий скольжения, представлены на рис. 1, при этом в качестве обозначений геометрических параметров использовали исходную h_0 и конечную h_1 толщину, исходные h_{10} , h_{20} и конечные h_{11} , h_{21} значения толщин внутренней неподстуженной, имеющей среднеинтегральное по длине очага деформации значение температуры металла t_{1c} и наружной подстуженной, имеющей среднеинтегральное значение температуры металла t_{2c} составляющих, а также общую протяженность зоны пластического формоизменения $L_{нл}$ и величину угла захвата α , определяемые как [5]:

$$L_{нл} = \sqrt{R_{гд}\Delta h - \Delta h^2 / 4}; \quad \alpha = \arctg \Delta h / (2L_{нл}), \quad (1)$$

где $R_{гд}$ – радиус рабочих валков с учетом их упругого сплющивания;

$\Delta h = h_0 - h_1$ – величина абсолютного обжатия прокатываемой заготовки.

По отношению к нормальным осевым напряжениям σ_{y2} , действующим в особой точке 2 рассматриваемого поля характеристик в физической плоскости (см. рис. 1), на основе соотношений Мора [6] можно записать:

$$\sigma_{y2} = \sigma_{z12} + K_{2c} \sin 2\varphi_{12} = \sigma_{z23} + K_{1c} \sin 2\varphi_{23}; \quad (2)$$

или в окончательном виде:

$$\sigma_{y2} = \sigma_{z12} + K_{2c} \sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_2) = \sigma_{z23} + K_{1c} \sin 2\pi/4 = \sigma_{z23} + K_{1c}, \quad (3)$$

где K_{1c} , K_{2c} – среднеинтегральные по длине очага деформации значения сопротивления сдвигу материалов внутренней неподстуженной и наружной подстуженной составляющих прокатываемых заготовок;

φ_{12} , φ_{23} – углы подхода соответствующих характеристик к горизонтальным плоскостям, при этом исходя из условия статического равновесия симметричного относительно оси X очага деформации $\varphi_{23} = \pi/4$;

$\Delta\varphi_2 = \varphi_{23} - \varphi_{12}$ – угол поворота характеристики 123 в особой точке 2, принадлежащей плоскости сопряжения составляющих прокатываемой заготовки, имеющих различную температуру пластического деформирования;

σ_{z12} , σ_{z23} – гидростатические напряжения, действующие в рамках соответствующих характеристик, связанные между собой функционально соотношением Генки [6]:

$$\sigma_{z12} = \sigma_{z23} - 2K_{2c}\Delta\varphi_2. \quad (4)$$

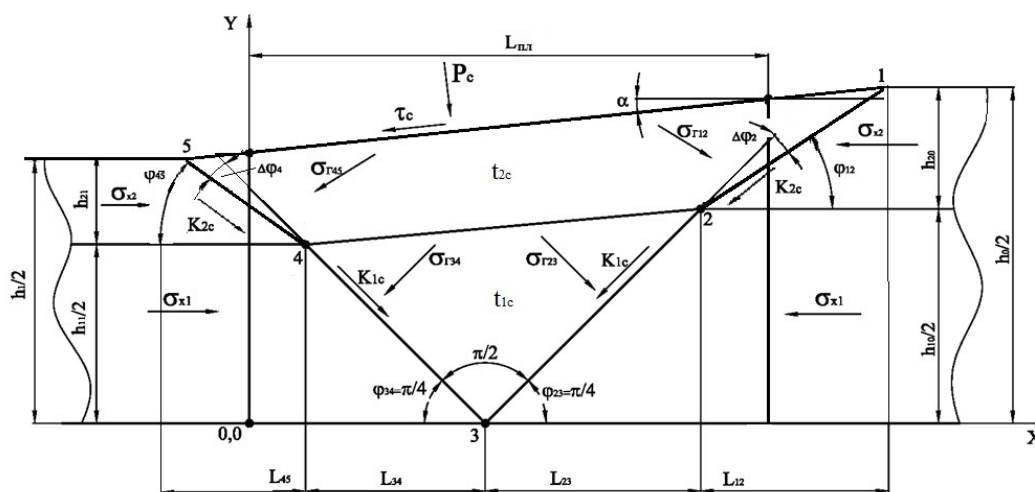


Рис. 1. Расчетная схема поля характеристик в физической плоскости применительно к математическому моделированию локальных и интегральных характеристик напряженного состояния металла при горячей прокатке крупных заготовок с подстуживанием их поверхностей

Среднеинтегральные по длине очага деформации значения сопротивления сдвигу, материалов внутренней неподстуженной K_{1c} и наружной подстуженной K_{2c} составляющих в зависимости от среднеинтегральных значений их температур t_{1c} и t_{2c} могут быть определены на основе известной и достаточно широко используемой методики Л. В. Андreyока [4, 5]:

$$K_{1c} = 0,577\sigma_{s0}(10\varepsilon_c)^b U_c^a (t_{1c}/1000)^c; \quad (5)$$

$$K_{2c} = 0,577\sigma_{s0}(10\varepsilon_c)^b U_c^a (t_{2c}/1000)^c, \quad (6)$$

где σ_{s0} – опорное значение сопротивления деформации данного металла или сплава, определяемое по результатам пластометрических испытаний при $\varepsilon = 0,1$; $U = 10 c^{-1}$; $t = 1000$ °C;

$\varepsilon_c = (2/3)\Delta h/h_0$, $U_c = V_1\Delta h/(h_0L_{nl})$ – среднеинтегральные по длине очага деформации значения степени и скорости деформации;

V_1 – скорость прокатки;

a, b, c – постоянные для каждого отдельного материала степенные показатели, характеризующие количественно влияние скорости, степени и температуры деформации.

Расчет аналогичный (5), (6) может быть осуществлен и на основе методики М. Я. Бровмана [4, 5]:

$$K_{1c} = 0,577 \sigma_{s0} \varepsilon_c^{n_1} U_c^{n_2} \exp(-n_3 t_{1c}); \quad (7)$$

$$K_{2c} = 0,577 \sigma_{s0} \varepsilon_c^{n_1} U_c^{n_2} \exp(-n_3 t_{2c}), \quad (8)$$

где n_1, n_2, n_3 – постоянные для каждого отдельного металла или сплава коэффициенты, характеризующие по аналогии со степенными показателями b, a, c уравнений (5), (6) интенсивность влияния среднеинтегральных оценок степени, скорости и температуры деформации.

Рассмотрев условие статического равновесия задней внешней зоны при проектировании всех сил на ось X (см. рис. 1), получим:

$$\Sigma F_{x123} = \sigma_{z12} h_{20} - K_{2c} L_{12} + \sigma_{z23} h_{10}/2 - K_{1c} L_{23} = 0, \quad (9)$$

где h_{10}, h_{20} – исходные геометрические параметры внутренней неподстуженной и наружной подстуженной составляющих прокатываемой заготовки, являющиеся одновременно проекциями характеристик 23 и 12 на вертикальную плоскость, то есть, на ось Y ;

$L_{23} = (h_{10}/2)/\operatorname{tg}\varphi_{23} = h_{10}/2$, $L_{12} = h_{20}/\operatorname{tg}(\pi/4 - \Delta\varphi_2)$ – проекции тех же характеристик на горизонтальную плоскость, то есть на ось X .

С учетом выражения (8), уравнение (3) после соответствующих математических преобразований сводится к виду:

$$K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_2) - 2\Delta\varphi_2] - K_{1c} = 0, \quad (10)$$

где непосредственное определение искомого значения угла поворота $\Delta\varphi_2$ в зависимости от известных, согласно (5), (6) или (7), (8) количественных оценок K_{1c} и K_{2c} производили итерационно на основе численного метода целенаправленного перебора вариантов по следующей схеме:

$$\Delta\varphi_{2(t+1)} = \Delta\varphi_{2t} + A_{\Delta\varphi_2} \operatorname{sign}\{K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_{2t}) - 2\Delta\varphi_{2t}] - K_{1c}\}, \quad (11)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения, в рамках которой в качестве начального условия было принято $\Delta\varphi_{2t}|_{t=1} = 0,0$;

$A_{\Delta\varphi_2}$ – шаг изменения искомой величины угла поворота, количественная оценка которого принята равной 10^{-5} рад;

$\operatorname{sign}\{K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_{2t}) - 2\Delta\varphi_{2t}] - K_{1c}\}$ – функция знака соответствующая единице при выполнении условия $K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_{2t}) - 2\Delta\varphi_{2t}] - K_{1c} > 0$ и нулю при $K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_{2t}) - 2\Delta\varphi_{2t}] - K_{1c} \leq 0$.

С учетом же подстановки выражения (4) и известного значения $\Delta\varphi_2$ в условие (9) величина гидростатического напряжения σ_{z23} в окончательном виде может быть определена как:

$$\sigma_{z23} = [K_{1c} h_{10}/2 + K_{c2} h_{20}/\operatorname{tg}(\pi/4 - \Delta\varphi_2) + 2K_{2c} \Delta\varphi_2 h_{20}] / (h_{10}/2 + h_{20}). \quad (12)$$

Аналогичный подход может быть реализован и по отношению к характеристике 345 (см. рис. 1), при этом по аналогии с (10) и (11), получим:

$$K_{2c} [\sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_4) - 2\Delta\varphi_4] - K_{1c} = 0; \quad (13)$$

$$\sigma_{234} = [K_{1c} h_{11}/2 + K_{c2} h_{21}/\operatorname{tg}(\pi/4 - \Delta\varphi_4) + 2K_{2c}\Delta\varphi_4 h_{21}]/(h_1/2), \quad (14)$$

что с учетом равенств $h_{10}/h_{11} = h_{20}/h_{21} = h_0/h_1$, вытекающих из условия постоянства вытяжек, свидетельствует о строгом количественном соответствии $\Delta\varphi_4 = \Delta\varphi_2$ и $\sigma_{234} = \sigma_{223}$.

С учетом известных значений $\Delta\varphi_2$ и σ_{223} согласно (4) могут быть определены и гидростатические напряжения σ_{212} , а вместе с этим и энергосиловые параметры рассматриваемого процесса дрессировки оцинкованных листов и полос. В частности, нормальные p_c и касательные τ_c контактные напряжения, а вместе с ними и интегральные, приведенные к единице ширины, значения силы P/B и момента M/B прокатки в этом случае составят:

$$p_c = \sigma_{212} + \sin 2(\varphi_{12} - \alpha) = \sigma_{223} - 2K_{2c}\Delta\varphi_2 + \sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_2 - \alpha); \quad (15)$$

$$\tau_c = p_c \operatorname{tg} \alpha; \quad (16)$$

$$P/B = (p_c + \tau_c \operatorname{tg} \alpha) L_{нл}; \quad (17)$$

$$M/B = 2\tau_c L_{нл} R / \cos \alpha. \quad (18)$$

Здесь следует указать на то, что эти же значения угловой характеристики $\Delta\varphi_2$ и гидростатического напряжения σ_{223} могут быть использованы для определения и нормальных осевых напряжений σ_{y1} , σ_{x1} , σ_{y2} , σ_{x2} :

$$\sigma_{y1} = \sigma_{223} + K_{1c} \sin 2\varphi_{23} = \sigma_{223} + K_{1c}; \quad (19)$$

$$\sigma_{x1} = \sigma_{223} - K_{1c} \sin 2\varphi_{23} = \sigma_{223} - K_{1c}; \quad (20)$$

$$\sigma_{y2} = \sigma_{212} + K_{2c} \sin 2\varphi_{12} = \sigma_{223} - 2K_{c2}\Delta\varphi_2 + K_{2c} \sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_2); \quad (21)$$

$$\sigma_{x2} = \sigma_{212} - K_{2c} \sin 2\varphi_{12} = \sigma_{223} - 2K_{c2}\Delta\varphi_2 - K_{2c} \sin 2(\pi/4 - \Delta\varphi_2), \quad (22)$$

а полученные в этом случае количественные оценки данных напряжений могут быть рассмотрены в качестве критериальных при анализе вероятности наличия дефектов в осевой зоне прокатываемых заготовок.

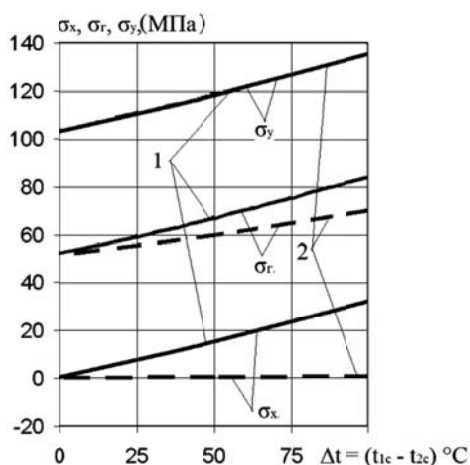


Рис. 2. Расчетные распределения гидростатических σ_2 и нормальных осевых σ_x, σ_y напряжений во внутренней (1) и наружной (2) составляющих прокатываемой заготовки в зависимости от разности их температур ($t_{1c} - t_{2c}$)

В качестве примера результатов численной реализации полученных решений на рис. 2 представлены расчетные распределения нормальных осевых σ_x, σ_y и гидростатических σ_2 напряжений в зависимости от разности температур внутренней неподстуженной t_{1c} и наружной подстуженной t_{2c} составляющих прокатываемой заготовки.

Данные расчеты были проведены применительно к прокатке заготовки из стали 65Г, имеющей исходную и конечную значения толщин $h_0 = 100$ мм и $h_1 = 80$ мм, соответственно. Радиус рабочих валков и скорость прокатки были приняты равными $R_g = 400$ мм и $V_1 = 1000$ мм/с, а температура внутренней неподстуженной составляющей во всех случаях соответствовала $t_{1c} = 1000$ °С.

ным, что создание принудительного охлаждения наружной составляющей приводит к существенному перераспределению гидростатических σ_z и нормальных осевых σ_x напряжений, при этом данные напряжения сжатия в неподстуженной осевой зоне превышает аналогичные напряжения в подстуженной наружной составляющей прокатываемой заготовки. С увеличением разности температур ($t_{1c} - t_{2c}$) и гидростатические σ_{z1} , и нормальные осевые σ_{x1} возрастают, что свидетельствует о снижении вероятности дефектообразования сплошности в осевой зоне, а это, в свою очередь, подтверждает эффективность использования технологического решения, основанного на принудительном подстуживании приповерхностных слоев прокатываемых заготовок. Здесь следует указать и на то, что подстуживание наружной составляющей приводит к некоторому увеличению силы прокатки, характеризуемой количественно нормальной осевой составляющей σ_y (см. рис. 2). Отмеченное обусловлено соответствующим увеличением среднеинтегрального по объему всего очага деформации значения сопротивления сдвигу и должно быть учтено при проектировании конкретных термомодеформационных режимов процесса горячей прокатки.

ВЫВОДЫ

На основе численного построения и последующего анализа полей характеристик в физической плоскости, отвечающих условию статического равновесия, разработана математическая модель по автоматизированному расчету основных компонент напряженного состояния металла при горячей прокатке крупных заготовок с подстуживанием их поверхностей. Показано, что использование данного технологического решения позволяет повысить гидростатические σ_{z1} и нормальные осевые σ_{x1} напряжения в осевой зоне, что, в свою очередь, способствует снижению вероятности образования и дальнейшего роста внутренних дефектов сплошности.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бровман М. Я. *Применение теории пластичности в прокатке* / М. Я. Бровман. – М. : Металлургия, 1991. – 265 с.
2. Потапкин В. Ф. *Метод полей линий скольжения в теории прокатки широких полос : монография* / В. Ф. Потапкин. – Краматорск : ДГМА, 2005. – 316 с.
3. *Прокатка толстых листов* / П. И. Полухин, В. М. Клименко, В. П. Полухин [и др.]. – М. : Металлургия, 1984. – 288 с.
4. Федоринов В. А. *Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полос : монография* / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Э. П. Грибков. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 243 с.
5. Коновалов Ю. В. *Расчет параметров листовой прокатки : справочник* / Ю. В. Коновалов, А. Д. Остапенко, В. Н. Пономарев. – М. : Металлургия, 1986. – 430 с.
6. *Развитие численных математических моделей процесса горячей прокатки относительно тонких листов и полос* / А. В. Сатонин, С. С. Настоящая, А. С. Картавенко, П. Л. Жуков // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов.* – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 1 (22). – С. 84–87.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. кафедры АММ ДГМА;

Картавенко А. С. – аспирант кафедры АММ ДГМА;

Иванов А. В. – нач. технол. бюро прокатного цеха ПАО «Днепрспецсталь»;

Сухоруков И. С. – аспирант кафедры АММ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

ПАО «Днепрспецсталь» – Публичного акционерное общество «Днепрспецсталь» им. А. Н. Кузьмина, г. Запорожье.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

Статья поступила в редакцию 23.01.2012 г.