

УДК 621.771.01

Ершов С. В.  
Степчук В. В.  
Воробей С. А.  
Паламарь Д. Г.

### ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ КАТАНКИ В ЧЕРНОВОМ КАЛИБРЕ

Прокатка сортовых профилей производится в сложных температурно-скоростных условиях, которые оказывают влияние на качество выпускаемой продукции и стабильность технологического процесса. Знание величин температур, скоростей, деформаций и напряжений позволяет учитывать влияние технологических параметров на качественные и экономические показатели процесса прокатки. Однако экспериментальное определение значений этих параметров в промышленных условиях или методами натурального моделирования без существенного упрощения процесса весьма сложно, а для высокоскоростных проволочных станов, где скорость прокатки может достигать 100–120 м/с, практически невозможно. В этом случае особо важное значение имеет расчет выше перечисленных величин с высокой точностью и учетом основных влияющих факторов.

Вопросом расчета систем вытяжных калибров занималось большое число ученых. Основное внимание, как правило, уделялось расчету интегральных показателей, таких как абсолютное уширение, вытяжка, сила прокатки, мощность, необходимая для деформирования. Исследовались и более тонкие вопросы, такие как площадь контактной поверхности, распределение контактных напряжений, распределение деформаций и напряжений в различных сечениях раската, изменение температуры в отдельных проходах.

Отличительной особенностью проводимых ранее исследований было стремление к упрощению схем деформаций или условий проведения экспериментальных исследований. И это вполне нормально для предшествующего этапа развития науки, так как в это время получение хоть каких-то зависимостей, упрощающих проектирование технологии, было остро необходимо и актуально. Именно эти исследования и многие другие позволяют на современном этапе разрабатывать новые, более совершенные методы расчета и углублять имеющиеся знания о процессах, происходящих при обработке металлов давлением.

В настоящее время возможности ученых значительно расширились за счет разработки современных методов расчета напряженно-деформированного состояния металла, например метода конечных элементов. Появилась возможность отказаться от упрощающих допущений, таких как гипотеза плоских сечений и равномерность температур по сечениям. Появилась возможность анализа не упрощенных схем деформации, а схем, реально используемых на металлургических предприятиях. Это позволяет выполнять достаточно подробные исследования, которые находят свое применение в промышленности. Пример таких исследований можно видеть в работе [1].

Вместе с этим возникает и множество вопросов, на которые не так просто ответить без проведения специальных исследований. Так остается открытым вопрос о форме учета температурных условий прокатки при расчете напряженно-деформированного состояния металла. С одной стороны имеющиеся данные говорят о том, что изменение температурных условий в диапазоне 900–1150 °С оказывает незначительное влияние на деформированное состояние проката [2]. С другой стороны, имеются данные [3], которые показывают, что неправильный учет температурных условий прокатки не позволяет оценить влияние технологии на качество выпускаемой продукции и экономическую эффективность производства. При этом неизвестно, как скажется учет реального распределения температуры по сечению раската на напряженное состояние в очаге деформации и за его пределами. Причем, это

влияние может количественно и качественно отличаться в разных клетях стана, так как условия прокатки в первых и последних клетях существенно отличаются. Например, в первых калибрах скорость прокатки одна ( $v_{пр} \approx 0,2$  м/с), а прокатка в последних калибрах происходит в совершенно других условиях деформации ( $v_{пр} \approx 80-120$  м/с).

В связи с этим представляет интерес проведение исследований во всех группах клетей проволочного стана для выяснения характера влияния условий прокатки и условий расчетов на видоизменение напряженно-деформированного состояния металла. При этом необходимо учесть реальные схемы деформации и реальные температурно-скоростные условия без привлечения теории подобия и при максимальном отказе от упрощающих допущений при теоретическом решении задачи в трехмерной постановке.

Целями работы являются:

1. Оценка точности расчета температурного поля раската.
2. Учет влияния распределения температурного поля по объему проката на напряженно-деформированное состояние при прокатке в первом черновом калибре проволочного стана.
3. Получение количественных данных о степени влияния температурного поля в очаге деформации на напряженное состояние металла.

Исследование основано на использовании метода конечных элементов и результатов экспериментов в производственных условиях.

Для расчета деформированного состояния использовано вариационное уравнение:

$$\delta \left[ \frac{1}{2} \int_V \mu H^2 dV - \int_S \sigma_\tau v_\tau dS + t_1 \int_V \varepsilon_0^2 dV + t_2 \int_S (v_n - \omega_n)^2 dS \right] = 0, \quad (1)$$

где  $\mu$  – условная вязкость металла ( $\mu = \frac{\tau_s}{H_{it-1}}$ );

$H$  – интенсивность скоростей деформации сдвига;

$\sigma_\tau$  и  $v_\tau$  – полное напряжение трения и скорость скольжения металла по поверхности инструмента  $S$ ;

$t_1$  – штрафная константа на невыполнение условия несжимаемости;

$\varepsilon_0 = \frac{1}{3}(\xi_x + \xi_y + \xi_z)$  – скорость относительного изменения объема;

$t_2$  – штрафная константа на невыполнение условия непроницаемости;

$v_n$  – проекция скорости течения металла в данной точке контактной поверхности на нормаль к поверхности в этой точке;

$\omega_n$  – проекция скорости движения инструмента на нормаль к поверхности контакта в данной точке.

В основе метода расчета температурного поля раската лежит решение уравнения теплопроводности, которое сводится к минимизации функционала:

$$I_n = \int_V \frac{1}{2} \left[ k(t) \left( \frac{\partial t_n}{\partial x} \right)^2 + k(t) \left( \frac{\partial t_n}{\partial y} \right)^2 + k(t) \left( \frac{\partial t_n}{\partial z} \right)^2 + 2t_n \left( c(t) \rho \frac{\partial t}{\partial \tau} - T_n H_n \right) \right] dV + \int_S \frac{1}{2} \alpha_{\text{обм}} [t_n^2 - 2t_n t_\infty + t_\infty^2] dS, \quad (2)$$

где  $k(t)$  – коэффициенты теплопроводности в зависимости от температуры;

$c(t)$  – удельная теплоемкость металла в зависимости от температуры;

$t_n = N_{i_n} t_{i_n}$  – распределение температуры по объему конечного элемента;

$N_i$  – функции формы конечного элемента;

$t_i$  – узловые значения температур элемента  $n$ ;

$\rho$  – плотность металла;

$\alpha_{\text{to}bm}$  – коэффициент теплообмена;

$t_\infty$  – температура окружающей среды (известная);

$T_n$  – интенсивность касательных напряжений;

$H_n$  – интенсивность скоростей деформации сдвига.

Значения физических констант и коэффициентов выбирались в соответствии с рекомендациями, изложенными в работе [3].

При анализе использовали схему деформации, которая применяется при прокатке катанки  $\varnothing 5,5$  мм из квадратной заготовки со стороной 125 мм в первом черновом калибре (рис. 1).

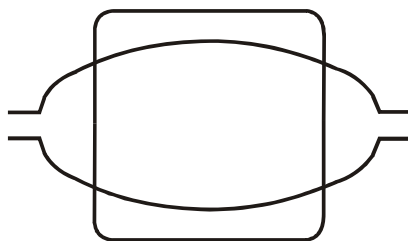


Рис. 1. Схема деформации при прокатке в черновом овальном калибре

Моделировали прокатку с равномерной температурой по сечению раската ( $1065\text{ }^\circ\text{C}$ ) и с расчетным температурным полем, сформировавшимся к первому черновому калибру после выхода из печи заготовки, нагретой до  $1250\text{ }^\circ\text{C}$  заготовки.

Количество оборотов валков принималось равным 8 об/мин, диаметр валков по буртам – 550 мм, зазор по буртам – 15 мм. Обжатие по вершине калибра – 36 мм.

Напряженное состояние рассчитывалось в соответствии с методикой, опубликованной в работе [4] адаптированной для метода конечных элементов в работе [5]. Высокая точность методики расчета напряженного состояния металла подтверждена в работе [6].

В результате расчета были получены: трехмерное поле скоростей, температур и напряжений.

В результате расчета были получены: трехмерное поле скоростей, температур (рис. 2) и напряжений.

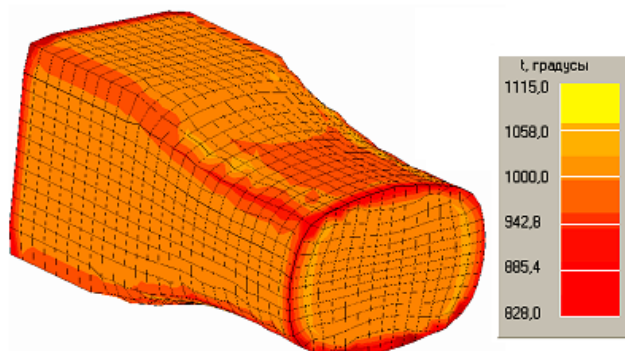


Рис. 2. Температурное поле негодката

Точность расчета температуры оценивали по результатам ее замеров в производственных условиях проволочного стана. Результаты экспериментов показали, что первоначально нагретая до температуры  $1250\text{ }^\circ\text{C}$  заготовка, проходя технологическую линию до первой черновой клетки, охлаждается до температуры  $1065\text{ }^\circ\text{C}$ . После прокатки в клетки поверхность полосы охлаждается до температур, находящихся в диапазоне  $950\text{--}980\text{ }^\circ\text{C}$ .

Расчет показал (рис. 3), что после прокатки диапазон температур поверхности находится в пределах 938–985 °С. Температура средней части раската, контактирующей с валком, за счет теплопередачи понижается до 969 °С. В результате большей пластической деформации углов заготовки и большего деформационного разогрева видно меньшее падение температуры – до 985 °С. Боковые стороны, контактирующие только с окружающей средой, охлаждаются до температуры 994 °С.

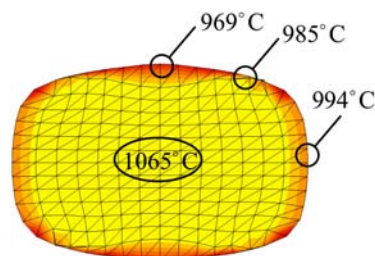


Рис. 3. Поперечное сечение в плоскости выхода из валков

Таким образом, видно, что расчетное температурное поле достаточно хорошо отражает физику процесса деформации и не противоречит сложившимся представлениям о видоизменении температур при пластической деформации металлов.

Результаты расчета деформированного состояния в условиях равномерного температурного поля и поля, полученного в результате решения тепловой задачи, показали, что принципиальных различий в течение металла во всех зонах очага деформации нет. Вид полей скоростей полностью идентичен. Незначительно отличаются лишь числовые значения скоростей (в пределах 1–3 %). Это хорошо согласуется с практическими данными, приведенными в работе [2, стр. 59], где показано, что изменение температуры прокатки стальных образцов малых сечений от 900 до 1150 °С приводит к изменению уширения всего на 2 %.

По-другому обстоит дело с напряженным состоянием. Хотя, как и для поля скоростей, принципиальных отличий в распределении напряжений нет, но существенно изменился уровень самих напряжений за счет повышения сопротивления деформации  $\sigma_s$ . Причем, в начале очага деформации разница не столь значительна, как на выходе из очага (рис. 4). Это связано с тем, что в начале очага деформации температура полосы при равномерном температурном поле и при учете охлаждения отличаются незначительно, а вот в конце очага деформации разница температур уже составляет 96 °С.

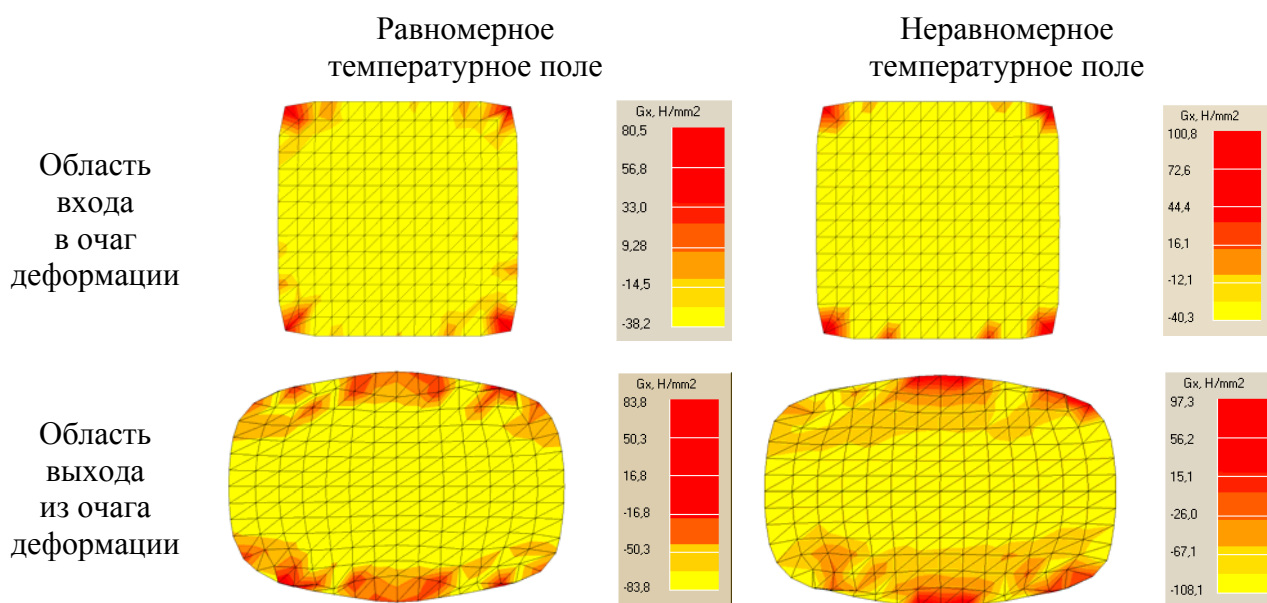


Рис. 4. Продольные напряжения  $\sigma_x$  при различных температурных условиях расчета

В начале очага деформации при учете распределения температур по сечению раската величина продольных растягивающих напряжений в отдельных его зонах увеличивается с 80 до 100 Н/мм<sup>2</sup>, т. е. на 20 %. В области выхода из очага деформации величина растягивающих напряжений в отдельных зонах раската увеличивается с 20 до 90 Н/мм<sup>2</sup>, т. е. на 78 %.

Таким образом, определение напряженного состояния без решения температурной задачи может привести к значительным погрешностям и ошибкам при проектировании калибровки прокатных валков, которое учитывает влияние формы калибра и условий прокатки на качественные характеристики продукции – структуру металла после деформации и вероятность образования трещин.

### ВЫВОДЫ

Проверка точности расчета температурных полей проката с использованием приведенной методики показала ее хорошую работоспособность и возможность использования при сортовой прокатке.

Учет охлаждения раската при прокатке в черновых вытяжных калибрах приводит к уточнению параметров поля скоростей и деформированного состояния металла всего на 1–3 %, но существенно изменяет величину напряжений (до 78 %). В связи с этим, отсутствие учета температурных полей прокатываемого металла может привести к значительным погрешностям при оценке дефектообразования в прокате или ресурса пластичности.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы / В. Н. Данченко, А. А. Миленин, В. И. Кузьменко, В. А. Гринкевич. – Днепропетровск : Системные технологии, 2005. – 445 с.
2. Минкин А. В. Расчет систем вытяжных калибров / А. В. Минкин. – М. : Металлургия, 1989. – 208 с.
3. Жучков С. М. Управление температурным режимом непрерывной сортовой прокатки (Теоретические и технологические основы) / С. М. Жучков, Л. В. Кулаков, А. П. Лохматов. – М. : Теплотехника, 2008. – 144 с.
4. Полухин П. И. Деформации и напряжения при обработке металлов давлением. Применение метода муар и координатных сеток / П. И. Полухин, В. К. Воронцов, А. Б. Кудрин, Н. А. Чиченев. – М. : Металлургия, 1974. – 336 с.
5. Ершов С. В. Развитие теории напряженно-деформированного состояния при прокатке крупных круглых профилей с пониженным трещинообразованием в системах сортовых калибров : диссертация на соискание ученой степени д-ра техн. наук : 05.03.05 / С. В. Ершов. – Днепропетровск, 2008. – 339 с.
6. Ершов С. В. Оценка достоверности использования метода конечных элементов при анализе процесса прокатки низких и высоких полос / С. В. Ершов, К. Ю. Ключников, А. П. Лохматов // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2008. – С. 65–70.

Ершов С. В. – д-р техн. наук, проф. ДГТУ;

Степчук В. В. – аспирант ДГТУ;

Воробей С. А. – д-р техн. наук, ст. научн. сотрудник ИЧМ;

Паламарь Д. Г. – мл. научн. сотрудник ИЧМ.

ДГТУ – Днепропетровский государственный технический университет,  
г. Днепропетровск.

ИЧМ – Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины,  
г. Днепропетровск.

E-mail: omd@dstu.dp.ua