

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ СОРТОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Ф.С. Дубинский, А.В. Выдрин, МЛ. Соседкова, П.А. Мальцев

Повышение качества металлоизделий является одним из основных направлений развития металлургической промышленности. Качество проката во многом определяет эффективность металлургических и металлопотребляющих предприятий.

В виду сложности процессов, происходящих при прокатке черных и цветных металлов, решены далеко не все вопросы, связанные с формированием качества металлопродукции, в частности, вопросы повышения качества за счет создания оптимальных технологий прокатки. Математические модели, описывающие процессы, протекающие в металле при его деформации и в технологическом потоке прокатного стана, могут служить базой для анализа и совершенствования существующих, и разработки новых технологий прокатки, которые обеспечивают получение качественного конечного продукта.

На кафедре ОМД ЮУрГУ были созданы ряд математических моделей процессов прокатки сортовых профилей, в частности:

- технологическая модель и, система анализа и проектирования режимов деформации;
- математическая модель напряженно-деформированного состояния;
- математическая модель температурного поля в очаге деформации при прокатке сортовых профилей.

Технологическая модель расчёта режимов деформации создана на основе авторских и известных методик расчёта параметров процесса прокатки [1]. В модели использованы разработки кафедры ОМД ЮУрГУ, а так же разработки других авторских коллективов - УПИ, ДПИ, НИИМ и др. Математическая модель напряженно-деформированного состояния при прокатке сортовых профилей достаточно подробно изложена в работе [2].

Для моделирования температурных условий ведения процесса прокатки создана математическая модель температурного поля в очаге деформации. Задача решена методом конечных элементов на основе дифференциального уравнения теплопроводности [3].

С этой целью очаг деформации (1/4 его часть) разбивается на 8 трехмерных комплекс-элементов с пятью узлами (рис. 1).

Для аппроксимации функции, описывающей распределение температуры внутри отдельного конечного элемента с номером (e) выбрана зависимость вида

$$T^{(e)} = a_0^{(e)} + a_1^{(e)}z + a_2^{(e)}x^2 + a_3^{(e)}y^2 + a_4^{(e)}z^2,$$

которая обеспечивает существование всех частных производных уравнения теплопроводности.

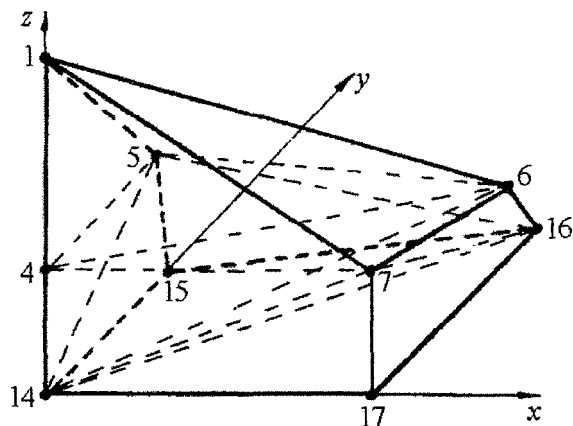


Рис. 1. Расчетная схема очага деформации

В результате локальной аппроксимации для описания искомой функции $T = T(x, y, z)$ в пределах конечного элемента с произвольным номером (e) получим выражение

$$T^{(e)} = N_i^{(e)}T_i^{(e)} + N_j^{(e)}T_j^{(e)} + N_k^{(e)}T_k^{(e)} + N_l^{(e)}T_l^{(e)} + N_m^{(e)}T_m^{(e)},$$

где $N_i^{(e)}(x, y, z), \dots, N_m^{(e)}(x, y, z)$ - функции формы конечного элемента (e); $T_i^{(e)}, \dots, T_m^{(e)}$ - узловые значения температуры.

Таким образом, в результате конечно-элементной аппроксимации температурное поле в очаге деформации при прокатке простых сортовых профилей описано с точностью до узловых значений температуры металла.

Для их определения использовалось дифференциальное уравнение теплопроводности [4], записанное в форме:

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \overline{\text{grad}} T) + \tau_s H,$$

где c - удельная теплоемкость металла; ρ - массовая плотность металла; λ - коэффициент теплопроводности; τ_s - сопротивление металла пластической деформации сдвига; H - интенсивность скоростей деформаций сдвига.

Ввиду невозможности аналитического решения задачи для ее приближенного решения также использовалась разновидность проекционного метода - метод Галеркина.

При горячей прокатке теплообмен с окружающей средой в очаге деформации осуществляется в основном за счет контактного теплообмена с валками прокатного стана, теплопередачи излучением в окружающую среду и конвективной теплопередачи. Поскольку согласно известным ис-

следованиям, конвективной теплопередачей можно пренебречь, для решения температурной задачи применим следующие граничные условия:

1. На входе в очаг деформации температура металла считается известной.

2. На свободной поверхности имеет место теплопередача излучением в окружающую среду, которая описывается формулой Стефана-Больцмана.

3. На контактной поверхности имеет место теплообмен между деформируемым металлом и поверхностью валков, описываемый выражением

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_s (T - T_b),$$

где α_s - коэффициент теплопередачи на контактной поверхности; T_b - температура валков.

4. На остальных поверхностях, ограничивающих % часть очага деформации, тепловой поток равен нулю.

Ряд преобразований позволяет свести задачу по определению узловых значений температуры к решению системы линейных уравнений.

$$k_{\alpha\beta} T_\beta = B_\alpha \quad (\alpha, \beta = 1, \dots, 17).$$

При этом коэффициенты системы линейных уравнений определяются по формулам

$$k_{\alpha\beta} = \sum_{e=1}^8 \int_{V^{(e)}} \left[c \rho N_\alpha^{(e)} \left(v_x \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial x} + v_y \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial y} + v_z \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial z} \right) + \lambda \left(\frac{\partial N_\alpha^{(e)}}{\partial x} \cdot \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial x} + \frac{\partial N_\alpha^{(e)}}{\partial y} \cdot \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial y} + \frac{\partial N_\alpha^{(e)}}{\partial z} \cdot \frac{\partial N_\beta^{(e)}}{\partial z} \right) \right] dV - \alpha_s \int_{S_7} N_\alpha^{(2)} N_\beta^{(2)} dS,$$

где $V^{(e)}$ - объем конечного элемента с номером (e) ; \vec{v} - вектор скорости материальных частей $S^{(s)}$; - площадь поверхности конечного элемента.

Компоненты вектора свободных членов вычисляются по формулам

$$B_\alpha = \sum_{e=1}^8 \int_{V^{(e)}} \tau_s H N_\alpha^{(e)} dV + \sum_{s=4}^6 \int_{S^{(s)}} c_0 \epsilon \left[\left(\frac{T_0}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right] N_\alpha^{(e)} dS - \alpha_s T_b \int_{S_7} N_\alpha^{(2)} dS,$$

где v_x, v_y, v_z - компоненты вектора скорости материальных частиц, определяемые в результате решения механической части краевой задачи.

Математическая модель позволяет выполнять численное моделирование температурного поля в очаге деформации и может служить частью комплекса для моделирования и проектирования технологии прокатки сортовых профилей.

Моделирование температурных полей проведено для разных схем прокатки. На рис. 2 показаны результаты моделирования температурных полей в очаге деформации при прокатке в системе калибров овал-круг. Рассчитывалось изменение температуры металла вдоль очага деформации при движении вдоль продольной осевой линии, вдоль контактной поверхности по вершине калибра и вдоль свободной боковой поверхности (линия 5-6).

Анализ поля скоростей в этой схеме показал, что наибольшая интенсивность деформации наблюдается на контактной поверхности вблизи входа в очаг деформации, а наименьшая интенсивность деформации наблюдается на продольной оси симметрии вблизи плоскости входа, что и объяс-

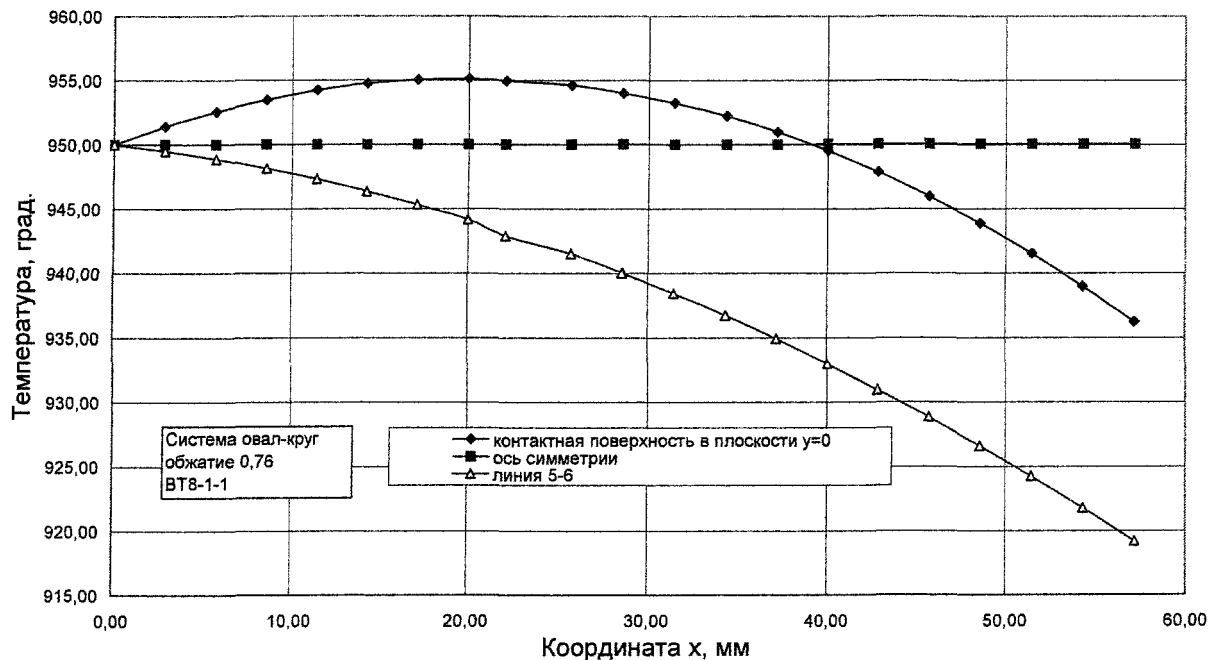


Рис. 2. Распределение температуры вдоль очага деформации для системы овал - круг

няет в совокупности с условиями поверхностного теплообмена характер изменения температуры металла, приведенный на рис. 2.

При этом наибольшая потеря температуры наблюдалась в случае прокатки по схеме овал-квадрат, когда с геометрической точки зрения происходит наиболее резкий переход в месте сопряжения поверхностей профиля, наименьшая потеря температуры имеет место при прокатке по схеме круг-овал с достаточно гладкими переходами на поверхности профиля.

Характер изменения температуры металла существенно зависит от степени деформации. Так, с уменьшением степени деформации уменьшается деформационный разогрев на контактной поверхности, что приводит к большему падению температуры на контактной поверхности по сравнению со свободной боковой поверхностью, т.к. отвод тепла на контакте с валками более интенсивен по сравнению с теплопередачей излучением.

Увеличение степени деформации может привести к тому, что на контактной поверхности будет происходить только разогрев металла.

При прокатке сортовых профилей из сплавов титана, соотношение между температурой на выходе и на входе в диапазоне температур нагрева 800...940 °С имеет практически линейный характер. Дальнейшее повышение температуры входа металла не дает существенного повышения температуры на выходе, так как в этом случае увеличивается разница между температурой металла и температурой окружающей среды, что значительно увеличивает интенсивность остывания металла.

Результаты численного моделирования температурного поля показывают, что в зависимости от степени деформации при прокатке минимальная температура на выходе из очага деформации может быть как на контактной, так и на боковой поверхности профиля. В соответствии с этим построены графики (рис. 3) зависимости конечной температуры $T_{1к}$ металла, контактирующего с валком по вершине калибра, и конечной температуры $T_{1б}$ металла на свободной боковой поверхности от степени деформации L при прокатке.

Как видно из рис. 3, до степени деформации $L \approx 0,64$ на выходе из очага деформации минимальной является температура $T_{1к}$, а при больших степенях деформации минимальной будет температура $T_{1б}$.

Создание моделей температурных полей и напряженно-деформированного состояния в очаге деформации позволила создать модель прогнозирования дефектообразования при прокатке сортовых профилей и в результате численного моделирования проводить анализ различных технологических схем прокатки и проектировать новые технологии. Наиболее актуальным это является для создания и усовершенствования прокатки профилей из труднодеформируемых и специальных сталей и сплавов, таких высокопрочных, например, как сплавы титана.

Разработанные математические модели использовались при проектировании новых технологий и оборудования на ряде промышленных предприятий. На их основе была разработана технология прокатки сортовых профилей из сплавов титана на стане 450 Верхне-Салдинского металлургического производственного объединения [5].

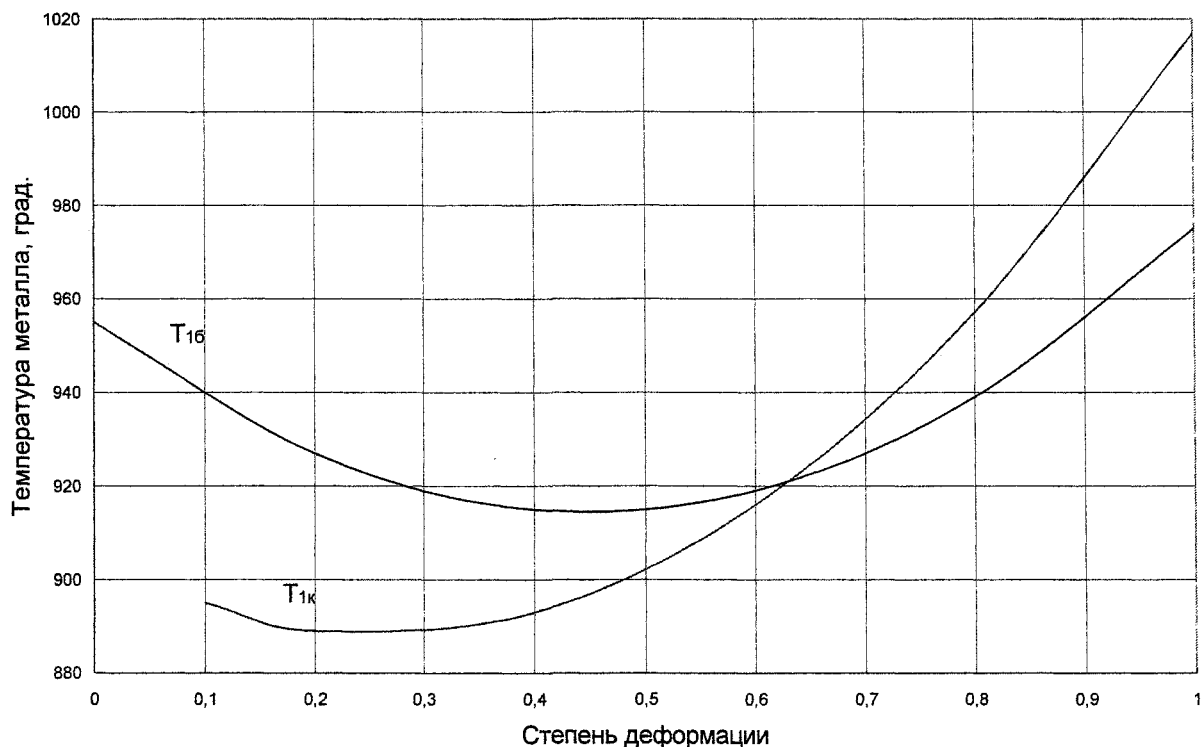


Рис. 3. Зависимость температуры от степени деформации

Выводы

1. Создана математическая модель температурного поля в очаге деформации при прокатке сортовых профилей.

2. Исследования, выполненные с использованием модели показали, что существенное влияние на характер изменения температурного поля вдоль очага деформации оказывает степень деформации.

3. При прокатке титановых сплавов повышенные температуры на входе выше 940 °С практически не влияют на температуру конца прокатки.

4. Наибольшая потеря тепла имеет место при прокатке по схеме овал-квадрат, наименьшая - по схеме круг-овал.

5. Созданные модели температурных полей и напряженно-деформированного состояния в очаге деформации позволяют создать модель прогнозирования дефектообразования при прокатке сортовых профилей

6. Созданные модели могут применяться при проектировании новых и совершенствовании существующих технологий прокатки.

Литература

1. Дубинский Ф.С., Дукмасов ВТ., Шаламов А.В. Проектирование на ЭВМ оптимальных технологий и оборудования прокатных станков // Труды 11 Международного конгресса прокатчиков. - М.: Черметинформация, 1998.

2. Моделирование напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при прокатке сортовых профилей / Ф.С. Дубинский, А.В. Выдрин, И.В. Левин и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». - 2004. - Вып. 4. - № 8. - С. 79-81.

3. Норри, де Фриз. Введение в метод конечных элементов. - М.: Мир, 1981. - 304 с, ил.

4. Большие упругопластические деформации: теория, алгоритмы, приложения. - М.: Наука, 1986. - 232с, ил.

5. Технология прокатки сортовых профилей повышенного качества из сплавов титана / Ф. С. Дубинский, В.С. Душин, А.В. Шаламов // Труды IV Международного конгресса прокатчиков. - М.: Черметинформация, 2002.