МЕТАЛЛУРГИЯ

This article presents a procedure of temperature fields calculation as well as of thermal tensions and deformation while heating complete and hollow cylinders at Dneprovskiy Metallurgical Works.

*В. И. ГУБИНСКИЙ, НАЦИОНАЛЬНАЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ АКАДЕМИЯ УКРАИНЫ,
В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, БГПА,
О. В. ДУБИНА, ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ГОРНОМЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ КОМБИНАТ "КРИВОРОЖСТАЛЬ", С. М. КОЗЛОВ, БГПА,
В. Е РОТЕНБЕРГ, ВИТЕБСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ*

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ТЕРМОНАПРЯЖЕНИЙ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКЕ ПРИ ОСЕСИММЕТРИЧНОМ НАГРЕВЕ

УДК 669.041.001.24

Интенсификация процессов тепловой обработки и повышение качества металлопродукции в осепрокатном и трубопрокатном производстве требует детального исследования сопутствующих тепловых и термодеформационных явлений. В Белорусской государственной политехнической академии развиваются методы расчета температурных полей и термических напряжений, базирующиеся на использовании приближенных [1—3] и численных [4] методов решения исходной задачи теплопроводности и термомеханики.

В данной работе приведена методика расчета температурных полей, термических напряжений и деформаций при нагреве сплошных и полых цилиндров на примере осепрокатного производства Днепровского металлургического комбината им. Ф. Э. Дзержинского (ДМК). Учитывая результаты проведенных ранее промышленных экспериментов на кольцевых печах стана 250 ДМК [5, 6], представляется возможным с достаточной точностью для проведения расчетов принять модель осесимметричного нагрева сплошного кругового цилиндра:

$$c(T)\rho(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda(T)\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{\partial \lambda}{\partial r}\frac{\partial T}{\partial r}, \tag{1}$$

$$\lambda(T)\frac{\partial T(R,t)}{\partial r} = \alpha_\Sigma (T_{пч}(t) - T(R,t)), \tag{2}$$

$$T(r,0) = T_0(r), \tag{3}$$

где $T(r, t)$ — температура металла на расстоянии r от оси слитка в момент времени t; $c(T)$, $\rho(T)$, $\lambda(T)$ — соответственно теплоемкость, плотность и теплопроводность стали при температуре T; R — радиус цилиндра; $T_{пч}(t)$ — температура печи в момент времени t; $T_0(r)$ — распределение температурного поля по сечению заготовки в начальный момент времени;

$$\alpha_\Sigma = \alpha_{луч} + \alpha_{конв}; \qquad \alpha_{луч} = \sigma\frac{T_{пч}^4(t) - T^4(R,t)}{T_{пч}(t) - T(R,t)},$$

$\alpha_{конв}$ — коэффициент конвективного теплообмена; σ — коэффициент лучистого теплообмена.

Переменность теплофизических свойств учитывали с помощью формул, приведенных в работе [7].

Решение математической модели нагрева (1)—(3) осуществляли методом сеток с использованием абсолютно устойчивой явной схемы (метод Дюфора—Франкела).

В соответствии с основной идеей метода дифференциальное уравнение (1) запишем в виде

$$T_{i,k+1} = \frac{\nu - a_{i,k}/a_0}{\nu + a_{i,k}/a_0}T_{i,k-1} + \frac{a_{i,k}/a_0}{\nu + a_{i,k}/a_0}\left[\left(1 + \frac{\lambda_{i+1,k} - \lambda_{i-1,k}}{4\lambda_{i,k}} + \frac{\Delta r}{2r_i}\right)T_{i+1,k} + \left(1 - \frac{\lambda_{i+1,k} - \lambda_{i-1,k}}{4\lambda_{i,k}} - \frac{\Delta r}{2r_i}\right)T_{i-1,k}\right],$$

где $\nu = \dfrac{\Delta r^2}{2a_0\Delta t}$; $a_0 = a_{T-T_0} = \text{const}$, $i = 1,\ N$.

Для осевого слоя имеем

$$T_{0,k+1} = T_{0,k} + \frac{2a_{0,k}/a_0}{\nu}\left[T_{1,k} - T_{0,k}\right].$$

Данные расчетные уравнения позволяют получить значение температурного поля на каждом слое цилиндра в момент времени $(k+1)\Delta t$ по известным значениям температур в моменты времени $k\Delta t$ и $(k-1)\Delta t$. В начальный момент времени полагаем $T_{i,-1} = T_{i,0}$.

Граничные условия учитывались путем введения фиктивного полуслоя у нагреваемой поверхности тела. Поверхность тела размещалась посередине последнего слоя сечения

$$T_{\text{пов}}=(T_N+T_\text{ф})/2,$$

где $T_\text{ф}$ — температура фиктивного полуслоя.

Формула для нахождения величины $T_\text{ф}$ методом последовательных приближений имеет вид:

$$T_\text{ф}^{(m+1)} = T_\text{ф}^{(m)} - \frac{\dfrac{\lambda}{\Delta r}(T_\text{ф} - T_N) - \sigma[T_\text{пч}^4 - \dfrac{1}{16}(T_\text{ф} + T_N)^4] - \alpha_\text{конв}[T_\text{пч} - \dfrac{1}{2}(T_\text{ф} + T_N)]}{\dfrac{\lambda}{\Delta r} + \dfrac{1}{2}\alpha_\text{конв} + \dfrac{\sigma}{4}(T_\text{ф} + T_N)^3}.$$

Исходное приближение $T_\text{ф}^{(0)}$ можно определить по формуле:

$$T_\text{ф}^{(0)} = \frac{\left(1 - \dfrac{\alpha_\text{конв}\Delta x}{2\lambda}\right)T_N + \dfrac{\alpha_\text{конв}\Delta x}{\lambda}T_\text{пч}}{1 + \alpha_\text{конв}\Delta r/2\lambda}$$

при температуре металла в начале временного интервала.

Термические напряжения в сечении сплошного цилиндра в любой точке (кроме осевого слоя) по известной температуре рассчитывались с помощью выражений [8]:

радиальные

$$\sigma_r(r) = E\left[-\frac{1}{r^2(1-\nu)}\int_0^r \alpha T(x)x\mathrm{d}x + A\right], \tag{4}$$

тангенциальные

$$\sigma_\varphi(r) = E\left[-\frac{1}{r^2(1-\nu)}\int_0^r \alpha T(x)x\mathrm{d}x - \frac{\alpha T(r)}{1-\nu} + A\right], \tag{5}$$

осевые

$$\sigma_z(r) = E\left[-\frac{\alpha T(r)}{1-\nu} + 2A\right]. \tag{6}$$

Для осевого слоя выражения (4)—(6) примут вид

$$\sigma_r(0) = E\left[-\frac{1}{(1-\nu)}\cdot\frac{\alpha T(0)}{2} + A\right],\ \sigma_\varphi(0) = \sigma_r(0),\ \sigma_z(0) = 2\sigma_r(0),$$

где $A = \dfrac{1}{R^2(1-\nu)}\int_0^R \alpha T(x)xdx$; $\alpha = \alpha(T)$ — коэффициент линейного расширения; ν — коэффициент Пуассона (принимаем $n = 0{,}3$); E — модуль Юнга.

Интенсивность напряжений можно рассчитать по выражению

$$\sigma_\text{и}(r) = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_r(r) - \sigma_\varphi(r))^2 + (\sigma_\varphi(r) - \sigma_z(r))^2 + (\sigma_r(r) - \sigma_z(r))^2}.$$

В случае нагрева полого цилиндра исходная задача теплопроводности описывается дифференциальным уравнением (1) со следующими краевыми условиями:

$$\lambda(T)\frac{\partial T(R_1,t)}{\partial r} = 0, \tag{7}$$

$$\lambda(T)\frac{\partial T(R_2,t)}{\partial r} = \alpha_\Sigma(T_\text{пч}(t) - T(R_2,t)), \tag{8}$$

$$T(r,0) = T_0(r), \tag{9}$$

где R_1, R_2 — соответственно внутренний и внешний радиусы полого цилиндра. Остальные обозначения те же.

Упругие деформации по сечению полого цилиндра определяются так [8]:

радиальные

$$\varepsilon_r(r) = -\frac{1}{r^2(1-\nu)}\int_{R_1}^{r} \alpha T(x) x dx + A - \frac{B}{r^2}, \tag{10}$$

тангенциальные

$$\varepsilon_\varphi(r) = -\frac{1}{r^2(1-\nu)}\int_{R_1}^{r} \alpha T(x) x dx - \frac{\alpha T(r)}{1-\nu} + A + \frac{B}{r^2}, \tag{11}$$

осевые

$$\varepsilon_z(r) = -\frac{\alpha T(r)}{1-\nu} + 2A, \tag{12}$$

где $A = \frac{1}{\left(R_2^2 - R_1^2\right)(1-\nu)}\int_{R_1}^{R_2} \alpha T(x) x dx; \quad B = R_1^2 A.$

Выражения для определения термических напряжений имеют вид

$$\sigma_r(r) = E\varepsilon_r(r), \tag{13}$$

$$\sigma_\varphi(r) = E\varepsilon_\varphi(r), \tag{14}$$

$$\sigma_z(r) = E\varepsilon_z(r). \tag{15}$$

Интенсивность деформаций и напряжений можно рассчитать с помощью выражений:

$$\varepsilon_и(r) = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\left(\varepsilon_r(r) - \varepsilon_\varphi(r)\right)^2 + \left(\varepsilon_\varphi(r) - \varepsilon_z(r)\right)^2 + \left(\varepsilon_r(r) - \varepsilon_z(r)\right)^2}, \tag{16}$$

$$\sigma_и(r) = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\left(\sigma_r(r) - \sigma_\varphi(r)\right)^2 + \left(\sigma_\varphi(r) - \sigma_z(r)\right)^2 + \left(\sigma_r(r) - \sigma_z(r)\right)^2}. \tag{17}$$

С целью проверки адекватности и надежности приведенных математических моделей осуществили параметрическую идентификацию по результатам промышленных экспериментов при нагреве сплошных и полых катаных осей, проведенных в условиях кольцевых печей нагрева и термообработки осепрокатного стана 250 ДМК.

Результаты сравнения экспериментальных и расчетных данных приведены на рис.1, из которого очевидна удовлетворительная сходимость. Максимальное расхождение расчетных и экспериментальных термограмм в случае нагрева цилиндрической заготовки диаметром 0,23 м составляет 3 % и наблюдается в области фазовых переходов (рис. 1, *а*). При нагреве полых катаных осей (полый цилиндр) расхождение составляет 5 % (рис. 1, *б*).

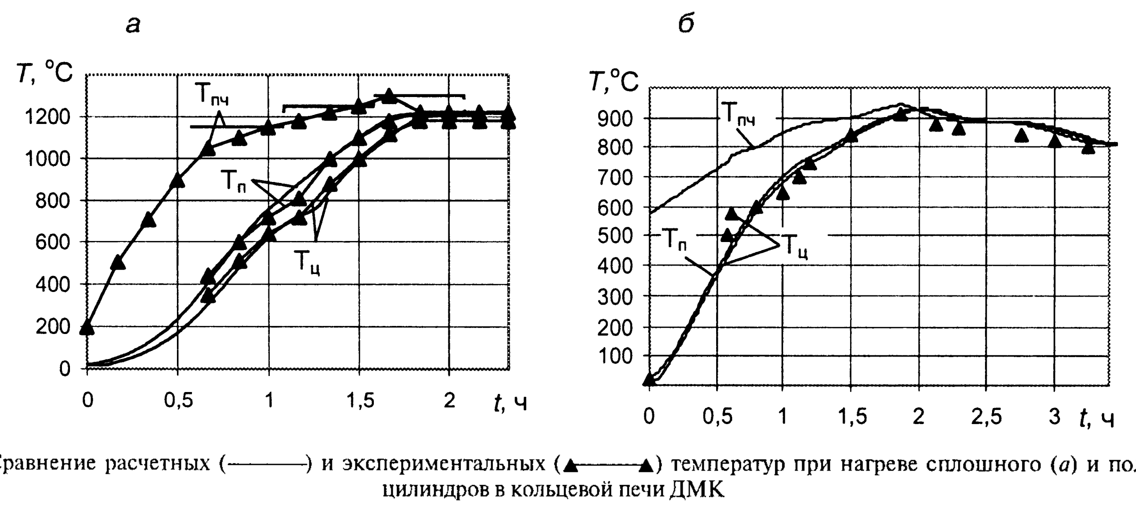

Рис. 1. Сравнение расчетных (———) и экспериментальных (▲——▲) температур при нагреве сплошного (*а*) и полого (*б*) цилиндров в кольцевой печи ДМК

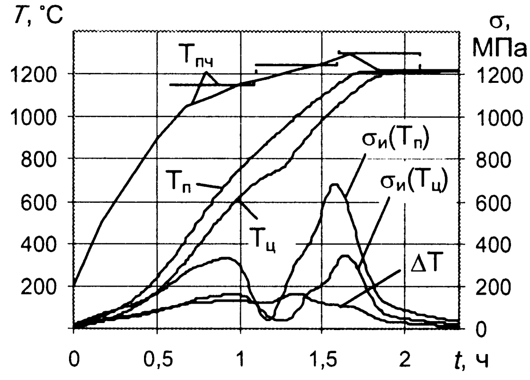

Рис. 2. Динамика температурных полей и интенсивности термических напряжений в процессе нагрева цилиндрической заготовки диаметром 0,23 м

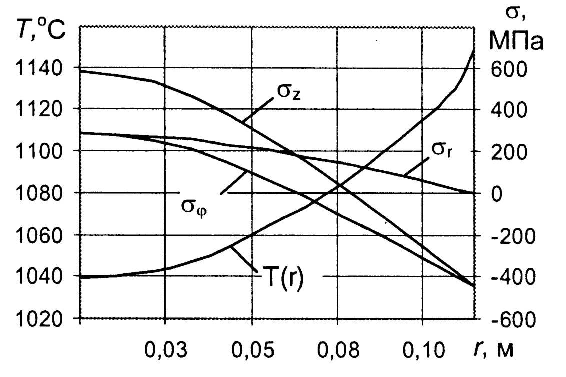

Рис. 3. Распределение температур и термических напряжений по сечению цилиндрической заготовки диаметром 0,23 м

В дальнейшем математическая модель (1)—(17) использована при исследовании термодеформационных явлений при тепловой обработке сплошных и полых катаных осей железнодорожного транспорта. Результаты расчета интенсивности температурных напряжений во времени при нагреве цилиндрической заготовки диаметром 0,23 м приведены на рис. 2. Из рисунка видно, что максимальной интенсивности напряжения достигают в конце сварочной зоны (τ = 1,58 ч). Существенное понижение интенсивности температурных напряжений в области фазового перехода, а затем резкий рост наблюдается в случае, когда коэффициент линейного расширения рассчитывался в зависимости от температуры металла. При постоянном усредненном значении коэффициента линейного расширения подобных провалов не наблюдается, а характер изменения интенсивности термонапряжений соответствует динамике температурного перепада между поверхностью и центром заготовки. В таком случае максимальное значение интенсивности температурных напряжений оказывается заниженным. На рис.3 показаны данные расчета температур и термонапряжений по сечению заготовки в момент максимальной интенсивности напряжений. Легко видеть, что на поверхности заготовки возникают сжимающие напряжения, а в центре заготовки растягивающие осевые напряжения достигают существенной величины (≈600 МПа), что с учетом остаточных напряжений, возникающих в процессе предыдущего теплового нагружения, может привести к нарушению сплошности металла.

Анализ результатов показывает, что возникающие в процессе нагрева температурные напряжения превышают предел текучести металла. Следовательно, необходим переход от упругой постановки задачи к расчету упругопластических напряжений и деформаций.

При нагреве полой катаной оси термические напряжения достигают своей максимальной величины в конце инерционного этапа. Распределение температур, радиальных, тангенциальных и осевых термических напряжений и интенсивности напряжений по сечению полой заготовки в момент наступления регулярного этапа приведено на рис .4.

Разработанный авторами метод расчета температур и термонапряжений представляется целесообразным использовать для анализа влияния различных факторов на величины температурных напряжений и деформаций.

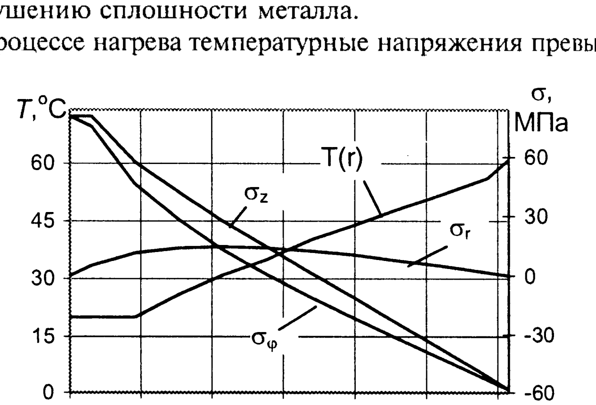

Рис. 4. Распределение температур и термических напряжений по сечению полой цилиндрической заготовки

Литература

1. Тимошпольский В. И., Трусова И. А., Гурвич Э. А. и др. Расчет упругопластических температурных напряжений при нагреве цилиндрических слитков и заготовок перед прокаткой // Металлургия. Сб. науч. тр. 1988. № 22. С. 117—120.
2. Тимошпольский В. И., Ковалевский В. Б., Трусова И. А. и др. Управление режимом нагрева массивного цилиндра с учетом ограничений на упругопластические температурные напряжения // Изв. вузов. Энергетика. 1987. № 9. С.81—86.
3. Степаненко А. В., Тимошпольский В. И., Трусова И. А. и др. Пластическая деформация в процессе тепловой обработки заготовок из осевой стали // Металлургия. Сб. науч. тр. 1987. № 21. С. 3—6.
4. Тимошпольский В. И., Трусова И. А., Малькевич Н. Г. и др. Тепловые и термодеформационные процессы в цилиндрическом осевом слитке при нагревании перед прошивкой // Изв. вузов. Энергетика. 1992. № 11—12. С. 104—107.
5. Гольдфарб Э. М., Тимошпольский В. И., Постольник Ю. С. и др. Усовершенствование режима нагрева осевых заготовок в кольцевой печи // Сталь. 1978. № 9. С. 866—868.
6. Тимошпольский В. И., Трусова И. А., Пекарский М. Я. Кольцевые печи: теория и расчет. Мн.: Выш.шк., 1993.
7. Маковский В. А. Эмпирические формулы для выражения температурной зависимости теплофизических свойств стали // Сталь. 1972. № 1. С. 87—89.
8. Тимошенко С. П., Гудьер Дж. Теория упругости: Пер. с англ. М.: Наука, 1975.