

© А.Г. ИВАШКО, А.А. ЗАХАРОВ, И.Ю. КАРЯКИН

ivashco@mail.ru, azaharov@utmn.ru, Ivan_NYC@mail.ru

УДК 669.017.03;51-72

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОКАЛИВАЕМОСТИ СТАЛИ НА ОСНОВЕ УРАВНЕНИЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ

АННОТАЦИЯ. В работе излагается метод прогнозирования прокаливаемости стали после термической обработки на основе решения дифференциального уравнения теплопроводности совместно с численным моделированием структурообразования при распаде аустенита.

SUMMARY. In work application forecasting hardenability of the steel on the basis of the thermal conductivity equation together with structurization numerical modeling at austenite decay.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА. Компьютерное моделирование, прогнозирование, прокаливаемость стали, уравнение теплопроводности, аустенит.

KEYWORDS. Computer modeling, forecasting, hardenability of the steel, thermal conductivity equation, austenite.

Показателем прокаливаемости стали после термической обработки является расстояние от торца образца до точки, где содержится 50% мартенсита. Существуют несколько способов определения прокаливаемости стали, одна из которых — методика расчета прокаливаемости и количества структурных составляющих по расстоянию от торца образца при термообработке, исходя из данных изотермической диаграммы. Изотермическую диаграмму перерабатывают в систему аналитических функций и при помощи составленных математических уравнений рассчитывают кинетику фазовых превращений при термообработке. При использовании для расчета термокинетических диаграмм, построенных по данным изотермических диаграмм распада переохлажденного аустенита, можно только качественно определить прокаливаемость. Это связано с тем, что экспериментальные термокинетические диаграммы значительно отличаются от построенных указанным методом.

Одним из наиболее точных методов определения прокаливаемости является определение прокаливаемости по данным термокинетических диаграмм. В этом случае сопоставляются кинетические кривые охлаждения различных участков образца при термообработке с данными термокинетической диаграммы. Предполагается, что при 1073-773 К тепловыделения не влияют на кинетику охлаждения. Для определения структуры данного слоя задаются критические интервалы продолжительности охлаждения, которые определяются из термокинетической диаграммы. Следует отметить, что условия построения термокинетической диаграммы могут быть отличны от условий охлаждения различных точек образца, и это может повлиять на величину прокаливаемости, полученную расчетным методом.

В работе предлагается метод прогнозирования прокаливаемости стали после термической обработки на основе решения дифференциального уравнения теплопроводности совместно с предложенным численным моделированием структурообразования при непрерывном охлаждении стали на основе кинетических параметров, полученных из изотермической диаграммы распада аустенита [1-3].

Прогнозирование прокаливаемости стали основывается на решении нелинейного уравнения теплопроводности [4] для торцевого образца [5], для которого схема теплового баланса приведена на рис. 1:

$$C(T)\gamma(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}[\lambda(T)\text{grad}(T)] + Q(T, t, \vec{r}) \quad (1)$$

при нелинейных граничных условиях

$$\begin{cases} \left(\alpha_1 \frac{\partial T}{\partial n} + \beta_1 T\right) \Big|_{n_1} = \varphi_1(T, t) \\ \left(\alpha_2 \frac{\partial T}{\partial n} + \beta_2 T\right) \Big|_{n_2} = \varphi_2(T, t) \end{cases} \quad (2)$$

и начальном условии

$$T(0, \vec{r}) = \varphi(\vec{r}), \quad (3)$$

где $\gamma(T)$ — плотность, кг/м³;

$C(T)$ — удельная изобарная теплоемкость, Дж/кг·К;

$\lambda(T)$ — теплопроводность, Вт/(м·К);

T — температура, К;

$Q(T, t, \vec{r})$ — удельная мощность внутренних источников тепла, Вт/м³;

$\alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2$ — теплофизические параметры;

$\varphi_1(T, t); \varphi_2(T, t)$ — удельная мощность поверхностного источника, Вт/м².

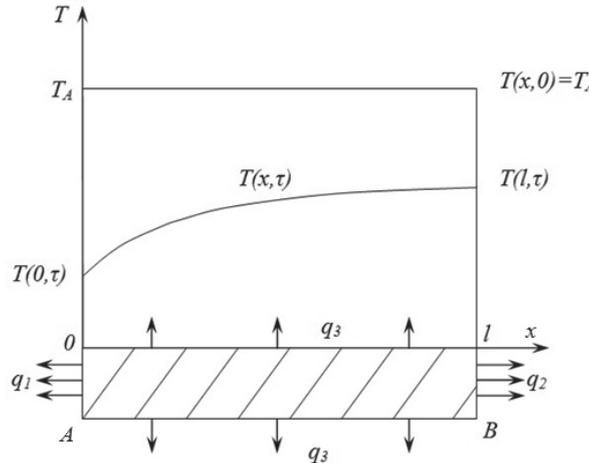


Рис. 1. Тепловая схема охлаждения водой торца ударного образца из порошкового материала, нагретого выше температуры A_{c_3}

Образец предварительно нагревается до температуры выше температуры A_{c_3} охлаждается через торцевую поверхность (плотность теплового потока q_1 и q_2) и боковую поверхность (плотность теплового потока q_3). В силу того, что охлаждение от боковой поверхности осуществляется в газовой среде и критерий Вi для этой поверхности теплоотдачи менее 0,1 (даже при величине пористости 30%), можно пренебречь перепадом температур по продольному сечению образца и рассматривать одномерную схему, где температура изменяется непрерывно по длине образца $T(x, \tau)$.

Теплоотвод через боковую поверхность при этом учитывается как дополнительный внутренний источник тепла. В этих условиях уравнение (1) принимает вид

$$C(T, \psi) \gamma(T, \psi) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(x) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q(T, t, x, \psi). \quad (4)$$

Граничные условия на торцах образца задаются в виде граничных условий третьего рода:

$$\begin{cases} \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{x=0} + \alpha_1 (T(0, \tau) - T_{C_1}) = 0 \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{x=l} + \alpha_2 (T(l, \tau) - T_{C_2}) = 0 \end{cases}, \quad (5)$$

где α_1, α_2 — коэффициенты теплообмена первой и второй среды охлаждения, Вт/м²·К; T_{C_1}, T_{C_2} — температура сред охлаждения, К.

Отвод тепла через боковую поверхность учитывается в уравнении (4) через удельную мощность этого потока [6]:

$$Q_n = \frac{P}{S} \cdot \alpha_2 \cdot (T(x, \tau) - T_{C_2}), \quad (6)$$

где P — периметр поперечного сечения образца, м; S — площадь поперечного сечения, м².

Тепловыделения при фазовых превращениях распада аустенита учитываются в качестве внутренних источников тепла с мощностью, определяемой соотношением

$$Q_\phi(T, t, x, \psi) = \gamma(T) L_\phi \frac{d\psi}{dt}(T, \tau). \quad (7)$$

где L_ϕ — удельная теплота фазовых превращений, Дж/кг;

$\frac{d\psi}{dt}$ — скорость распада переохлажденного аустенита.

Теплофизические параметры стали $\lambda(T, \psi)$, $\gamma(T, \psi)$ и $C(T, \psi)$ определяются линейной комбинацией количества превращенного аустенита соответствующих структурных составляющих:

$$\begin{cases} \lambda(T, \psi) = \psi_A \cdot \lambda_A(T) + \psi_{II} \cdot \lambda_{II}(T) + \psi_B \cdot \lambda_B(T), \\ C(T, \psi) = \psi_A \cdot C_A(T) + \psi_{II} \cdot C_{II}(T) + \psi_B \cdot C_B(T), \\ \gamma(T, \psi) = \psi_A \cdot \gamma_A(T) + \psi_{II} \cdot \gamma_{II}(T) + \psi_B \cdot \gamma_B(T), \end{cases} \quad (8)$$

где $\lambda_A(T)$, $C_A(T)$, $\gamma_A(T)$ — значения теплопроводности, теплоемкости и плотности для аустенита, полученные путем экстраполяции литературных данных в области температур ниже A_{c3} ; $\lambda_{II}(T)$, $C_{II}(T)$, $\gamma_{II}(T)$ — литературные данные значений теплопроводности, теплоемкости и плотности для феррито-перлитной смеси; $\lambda_B(T)$, $C_B(T)$, $\gamma_B(T)$ — значения теплопроводности, теплоемкости и плотности для перлитно-бейнитной смеси; $\psi = \psi(T, \tau)$ — количество превращенного аустенита соответствующей структурной области, определяемое на основе имитационной модели структурных превращений при непрерывном охлаждении.

Задача решается численно конечно-разностным методом с использованием неявной схемы. В координатно-временном пространстве вводится сетка:

$$x_i = h \cdot i, \quad i = 2, \dots, (N - 1); \quad \tau_j = \Delta\tau \cdot j, \quad j = 2, \dots, L. \quad (9)$$

Разностный аналог решаемой задачи имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_{i,j} \gamma_{i,j} \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\tau} = \frac{1}{h} \left[\lambda_{i+\frac{1}{2},j} \frac{(T_{i+1,j} - T_{i,j})}{h} - \lambda_{i-\frac{1}{2},j} \frac{(T_{i,j} - T_{i-1,j})}{h} \right] + f_{i,j} \\ \lambda_{N-\frac{1}{2},j} \cdot \frac{T_{N,j} - T_{N-1,j}}{h} + 0.5h \left(C_{N,j} \cdot \gamma_{N,j} \frac{T_{N,j} - T_{N,j-1}}{\tau} - f_{i,j} \right) + \alpha_{2 N,j} \cdot (T_{N,j} - T_{C_2}) = 0, \\ \text{где } \alpha_{2 N,j} = \alpha_2(T_{N,j}, T_{C_2}), \\ \lambda_{\frac{3}{2},j} \cdot \frac{T_{1,j} - T_{2,j}}{h} + 0.5h \left(C_{1,j} \cdot \gamma_{1,j} \frac{T_{1,j} - T_{1,j-1}}{\tau} - f_{i,j} \right) + \alpha_{11}^j \cdot (T_1^j - T_{C_2}) = 0, \\ \text{где } \alpha_{11}^j = \alpha_1(T_{1,j}, T_{C_2}), \end{array} \right. \quad (10)$$

где $f_{i,j} = \frac{P}{S} \alpha_{2i,j} (T_{i,j} - T_{C_2}) + f_{i,j} L_\Phi \left(\frac{d\psi}{dt} \right)_{i,j}$, $\left(\frac{d\psi}{d\tau} \right)_{i,j} = \frac{\psi(T_{i,j}, \tau_j) - \psi(T_{i,j-1}, \tau_{j-1})}{\tau_j - \tau_{j-1}}$.

При решении разностной задачи (10) методом прогонки используется итерационный алгоритм [7]. В качестве нулевого приближения $\psi_{i,j}^{(0)}$, $\left(\frac{d\psi}{d\tau} \right)_{i,j}^0$ бер-

ются значения на предыдущем временном слое ($j-1$), а для расчета $C_{i,j}^{(0)}$, $\gamma_{i,j}^{(0)}$, $\lambda_{i,j}^{(0)}$ используется температура на предыдущем временном слое. Последующие приближения находятся из системы уравнений методом прогонки, в которой коэффициенты теплоотдачи, плотность, теплопроводность и теплоемкость вычислены для значения температуры предыдущего итерационного цикла. Значе-

ния $T_{i,1}$, $\psi(T_{i,1}, \tau_1)$, $T_{i,2}$, $\psi(T_{i,j-1}, \tau_{j-1}) \dots$, $T_{i,j-1}$, $T_{i,j}^{(k)}$, $\psi(T_{i,j-1}, \tau_{j-1})$. В модуле расчета структурных составляющих для каждого слоя по координате — x_j хранятся все параметры модели структурного превращения на момент времени $\tau_{i,j}$. В него передается температура $T_{i,j}^{(k)}$ по каждому i и выполняется моделирование структурных превращений до этой температуры, в результате чего рассчитывается $\psi^{k+1}(T_i, \tau_j)$ по каждой структурной составляющей для узла (i, j) . Значение скорости превращения в этом узле определяется по формуле:

$$\left(\frac{d\psi}{dt} \right)_{i,j}^{(k+1)} = \frac{\psi_{i,j}^{(k+1)} - \psi_{i,j-1}}{\Delta\tau}. \quad (11)$$

Итерационный процесс проводится до выполнения условия

$$\max_i |T_{i,j}^{(k)} - T_{i,j}^{(k-1)}| < \varepsilon \max |T_{i,j}^{(k)}|.$$

На первом шаге итерации не учтены тепловыделения в результате фазовых превращений, следовательно, температура слоя будет меньше действительной. Количество превращенного аустенита в результате моделирования процесса структурных превращений количество превращенного аустенита и его скорость будут выше, что в свою очередь приведет к уменьшению температуры слоя на последующей итерации. Поэтому усреднение по температуре итераций проводят после выполнения четного количества итерационных шагов. Выполнение вычислительных экспериментов показало, что приемлемая точность получения температуры достигается за четыре итерации.

Решением задачи (4)-(6) является температурное поле образца в определенные моменты времени. С помощью данных термокинетических диаграмм и уравнения (7) может быть определено количество превращенного аустенита в каждой точке образца. Следовательно, зная температуру и количество превращенного аустенита для каждой точки образца определяется содержание мартенсита по длине образца, что является целью расчета прокаливаемости по данным диаграмм распада переохлажденного аустенита.

На основе описанного метода проведен расчет прокаливаемости стали ПК40Н2М. В результате вычислений получены расчетные расстояния от торца до зоны с 50% и 90% мартенсита с учетом тепловыделений фазовых превращений: для 90% — 5,3 мм, для 50% — 9 мм (рис. 2).

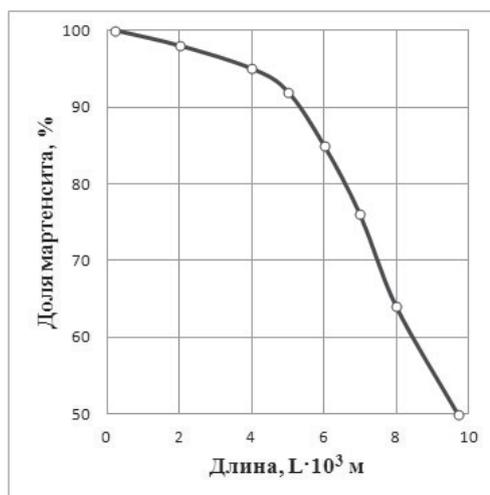


Рис. 2. Изменение расчетного содержания мартенсита в структуре по длине образца после торцевой закалки стали ПК40Н2М

Сравнение экспериментальных и расчетных значений прокаливаемости стали свидетельствует об адекватности предложенного метода прогнозирования прокаливаемости.

Выводы

Предложен метод прогнозирования структуры стали после термической обработки на основе решения дифференциального уравнения теплопроводности совместно с разработанным методом численного моделирования распада аустенита.

Реализация данного метода при решении задачи определения прокаливаемости стали показала возможность учета зависимости теплофизических параметров стали от ее структурного состава при изменении кинетики охлаждения детали.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ивашко А.Г., Цыганова М.С., Карякин И.Ю. Имитационное моделирование фазовых превращений // Математическое и информационное моделирование. Сб. науч. трудов. Вып. 10. Тюмень: Вектор Бук, 2008. С. 106-113.
2. Ивашко А.Г., Цыганова М.С., Карякин И.Ю. Модифицированный метод Хука-Дживса для нахождения параметров модели фазовых превращений // Вестник ТюмГУ. 2009. №6. С. 197-202.
3. Ивашко А.Г., Карякин И.Ю. Моделирование кинетики $\gamma \rightarrow \alpha$ превращений в сплаве 05X9 // Вестник ТюмГУ. 2011. №7. С. 155-158.
4. Колесников П.М., Гришанов А.В. Изучение распространения тепловых полей в нелинейных средах // Аналитические и численные методы в теории переноса. Минск: НТМО АН БССР, 1977. С. 49-79.
5. ГОСТ 5657-69 «Сталь. Метод испытания на прокаливаемость».
6. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.
7. Самарский А.А., Николаев Е.С. Методы решения сеточных уравнений. М.: Наука, 1978. 592 с.