

УДК 536.24:621.771.07

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО И ФАЗОВО-СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЙ ПРИ НАПЛАВКЕ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПРОКАТНОГО ВАЛКА

А.М. Покровский, А.В. Рыжиков

В настоящей работе создана математическая модель, способная описать температурные поля и распределение фазового и структурного состава в биметаллическом валке в течение всего процесса наплавки. В основу решения нелинейной нестационарной задачи теплопроводности положен метод конечных элементов. Для описания теплообмена использованы граничные условия третьего рода. Моделирование превращения аустенита в перлит в изотермических условиях проведено на основе уравнения Авраами. Переход от изотермической кинетики распада аустенита к неизотермическим условиям осуществлен согласно теории изокинетических реакций с использованием правила аддитивности. Представлены результаты расчета температур и структур в биметаллическом рабочем валке холодной прокатки для различных моментов процесса наплавки. Разработанные программные средства могут быть полезны при численном определении напряженно-деформированного состояния валка в процессе наплавки.

Ключевые слова: биметаллические прокатные валки, наплавка, нелинейная нестационарная задача теплопроводности, метод конечных элементов, кинетика фазовых и структурных превращений

MATHEMATICAL SIMULATION OF THE TEMPERATURE AND PHASE-STRUCTURAL STATES AT SURFACING THE BIMETALLIC MILL ROLL

A.M. Pokrovsky, A.V. Ryzhikov

In this paper, a mathematical model able to describe the temperature field and distribution of the phase and structural composition in the bimetallic roll during the entire surfacing process has being designed. Nonlinear nonstationary heat conduction problem was resolved on the basis of the finite element method. Boundary conditions of the third kind were used for heat transfer description. Modeling the austenite-to-pearlite transformation under isothermal conditions carried out on the basis of Avrami equation. The transition from isothermal kinetics of austenite to nonisothermal conditions was realized with the theory of isokinetic reactions using the additive rule. The results of calculations for temperatures and structures in a bimetallic cold roll for various surfacing stages are given. The developed software can be useful for the numerical analysis of the roll stress-strain state during surfacing.

Keywords: bimetallic mill rolls, surfacing, non-linear non-stationary problem of heat conduction, finite element method, kinetics of phase and structural transformations

Введение

Важной проблемой металлургического машиностроения является изготовление высококачественных крупногабаритных прокатных валков, отвечающих мировому уровню. Как правило, прокатные валки изготавливаются

монолитными. Однако в последнее время появилась технология изготовления биметаллических прокатных валков [1], при которой на ось, выполненную из недорогой низколегированной стали, производится наплавка слоя высоколегированной стали. В результате получается прак-

тически монолитный валок, выгодно отличающийся от бандажированного биметаллического валка, в котором возможен эффект сползания бандаж с оси при эксплуатации. Наиболее перспективно при этом в качестве наплавки использовать высоколегированные стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением.

В литературе практически отсутствуют публикации с решением прикладной задачи, связанной с расчетом температурного и фазово-структурного состояний материала при наплавке. Однако имеется достаточно много публикаций, касающихся расчета температурных и структурных полей при родственном процессе – сварке [2–6]. Несмотря на значительные успехи в этом направлении, задача в силу своей сложности не может считаться до конца исследованной. Многие авторы при определении температурного поля при сварке используют аналитические решения задачи теплопроводности, применимые только для простейших схем и постоянных теплофизических коэффициентов, например [2, 3]. В широком температурном диапазоне сварки или наплавки (от 20 до 2000 °C) решать задачу теплопроводности с постоянными теплофизическими коэффициентами можно только в первом приближении. Кроме того, теплофизические коэффициенты зависят не только от температуры, но еще и от структурного состава. Поэтому задачу теплопроводности необходимо решать совместно с задачей прогнозирования структурного состава.

Большинство исследователей при математическом моделировании структурных переходов при сварке и наплавке сталей применяют подход, основанный на использовании экспериментальных данных, взятых из анизотермических (термокинетических) диаграмм превращений аустенита [4]. Наиболее часто в расчетах температурных полей при сварке используют метод конечных элементов (МКЭ) [5, 6]. Наибольших успехов, на взгляд авторов, в решении задачи математического моделирования температурно-структурного состояния при сварке добился А.С. Куркин [6]. Разработанный под его руководством конечно-элементный программный комплекс «СВАРКА» позволяет рассчитывать температурно-структурные поля при сварке различных деталей. Моделирование структурного состава производится с использованием изотермических диаграмм переохлажденного аустенита. Учитывается зависимость теплофизических коэффициентов от темпера-

туры и структуры, а также тепловыделения при фазовых переходах. Недостатком программного комплекса «СВАРКА» является то, что учет теплоты при переходе жидкой фазы в твердую производится одномоментно при температуре 1500 °C. На самом деле первые кристаллы появляются при температуре ликвидуса [7], а при температуре солидуса металл полностью переходит в твердую фазу.

Следует отметить, что стандартные конечно-элементные комплексы, например *ANSYS* и *NASTRAN*, не позволяют решить задачу теплопроводности с учетом фазовых и структурных превращений. В этих комплексах задачу теплопроводности можно решать автономно, а затем по найденным температурным полям моделировать фазово-структурный портрет в других программных средах. Проведенный анализ литературных источников показывает, что для адекватного определения температурного и фазово-структурного состояний в валках при наплавке необходимо решить связанные задачи нелинейной нестационарной теплопроводности и моделирования фазово-структурного состава с учетом теплофизических коэффициентов от температуры и структуры и тепловыделений при фазово-структурных превращениях.

В предыдущей работе авторов [8] было проведено решение задачи моделирования температурно-структурного состояния биметаллического валка при наплавке без учета фазовых превращений в процессе кристаллизации и без учета тепловыделений при переходе жидкой фазы в твердую. Это можно считать первым приближением для решения этой задачи в более строгой постановке.

Целью настоящей работы является разработка методики и программных средств для численного моделирования температурного и фазово-структурного состояний при наплавке биметаллического прокатного валка с учетом тепловыделений при переходе жидкой фазы в твердую в процессе кристаллизации наплавленного слоя.

Постановка задачи

Геометрия биметаллического прокатного валка в цилиндрических координатах (r , z) и упрощенная схема его наплавки показаны на рис. 1. Основными геометрическими параметрами биметаллического валка являются (см. рис. 1, *a*): L и R – длина и радиус рабочей части валка соответственно; L_1 , R_1 и R_2 – длина

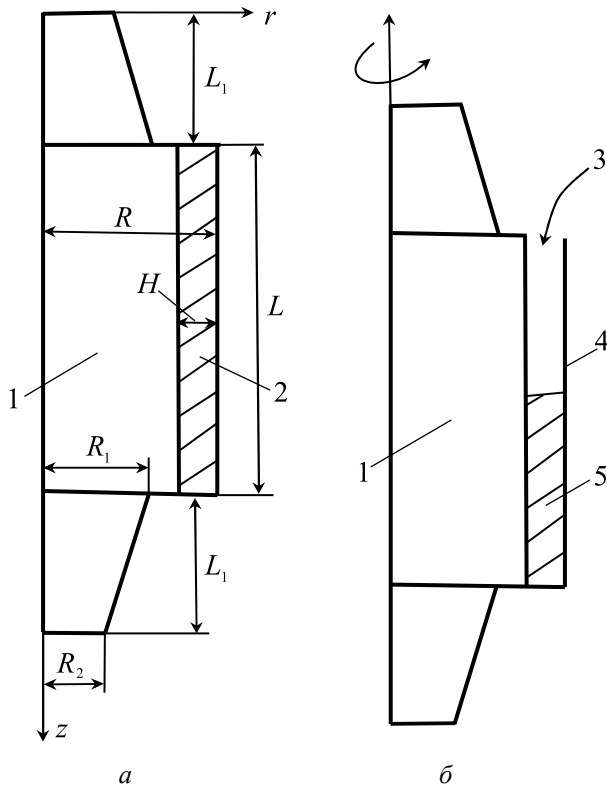


Рис. 1. Биметаллический прокатный валок (а) и упрощенная схема наплавки (б):

1 – ось валка; 2 – наплавка; 3 – расплавленный металл; 4 – кожух; 5 – залитый металл

и радиусы конических шеек валка соответственно; H – толщина наплавки.

Наплавка биметаллических валков заключается в следующем: ось валка закрепляется в установке для наплавки в вертикальном положении (см. рис. 1, б); на нижней шейке оси закрепляется цилиндрический кожух; в зазор между кожухом и осью, равным толщине наплавки, подается расплавленный металл. При этом кожух вращается вместе с осью. Процесс наплавки заканчивается после заливки всего кожуха. Время наплавки при этом зависит от скорости залива расплавленного металла.

В процессе охлаждения металла после наплавки валка происходит кристаллизация наплавленного слоя, связанная с переходом жидкой фазы в твердую. Этот фазовый переход сопровождается выделением тепла, которое необходимо учитывать в расчете. По мере дальнейшего остывания валка в нем протекают структурные превращения, в процессе которых выделяется скрытая теплота структурных переходов, а также происходит изменение объема, связанное с формированием другой кристаллической решетки, и в связи с этим изменяются

теплофизические и физико-механические свойства стали.

Ось валка представляет собой осесимметричную деталь. Поскольку в процессе наплавки она вращается вместе с кожухом, заливку металла можно считать осесимметричным процессом. В связи с этим задачу моделирования температурного и фазово-структурного состояний целесообразно решать в осесимметричной постановке. Для лучшего соединения наплавки с осью валка, ее обычно предварительно нагревают в печи до температуры 500–600 °С, поэтому данная температура принимается за начальную температуру оси валка. Температура расплавленного металла составляет около 2000 °С, поэтому данная температура принимается за начальную температуру слоя наплавки, залитого на данном шаге процесса. Скорость наплавки определялась как отношение длины рабочей части валка L (см. рис. 1, а) ко времени наплавки τ_n . Для определения высоты слоя, наплавленного за данный шаг по времени, скорость умножается на шаг по времени.

Решение задачи теплопроводности

Решение задачи нелинейной нестационарной теплопроводности проведено в двумерной осесимметричной постановке. Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов эта задача описывается следующим дифференциальным уравнением [9]

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v, \quad (1)$$

где $T(r, z, \tau)$ – температура; τ – время; c – коэффициент теплоемкости; λ – коэффициент теплопроводности; ρ – плотность; q_v – мощность удельных источников энергоснабжения.

Для описания условий теплообмена использованы граничные условия третьего рода [9]

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_n = h(T_c(\tau) - T_n(\tau)), \quad (2)$$

где h – суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; n – нормаль к поверхности; T_c – температура окружающей среды; T_n – температура поверхности.

Интегрирование уравнения (1) проведено при начальном условии

$$T(r, z, 0) = T_0, \quad (3)$$

где T_0 – начальная температура.

В случае использования МКЭ решение осесимметричной задачи нестационарной теплопроводности для изотропного тела с учетом переменных теплофизических коэффициентов сводится к минимизации функционала, описывающего краевую задачу (1)–(3), что для конечно-элементной модели приводит к следующему матричному уравнению [10]:

$$[C] \frac{\partial \{T\}}{\partial \tau} + [K] \cdot \{T\} = \{F\}, \quad (4)$$

где $[C]$, $[K]$ – глобальные матрицы теплоемкости и теплопроводности соответственно; $\{T\}$ – вектор-столбец температур в узлах конечно-элементной сетки; $\{F\}$ – вектор-столбец тепловой нагрузки в узлах.

Формирование матриц $[C]$, $[K]$ и вектора $\{F\}$ осуществлено, согласно МКЭ, посредством суммирования соответствующих компонентов матриц теплоемкости и теплопроводности $[C]_e$, $[K]_e$ и вектора узловой нагрузки $\{F\}_e$ элементов.

Для аппроксимации производной по времени в уравнении (4) применена безусловная устойчивая конечно-разностная схема Кранка – Никольсона. При использовании данной центральной разностной схемы все величины, входящие в уравнение (4), записываются для середины временного интервала и обозначаются с индексом «*» (индекс «о» относится к началу интервала):

$$\frac{\partial \{T\}}{\partial \tau} = \frac{\{T\} - \{T_o\}}{\Delta \tau}, \quad \{T\}_* = \frac{\{T\} - \{T_o\}}{2},$$

$$\{F\}_* = \frac{\{F\} - \{F_o\}}{2}. \quad (5)$$

Подстановка (5) в (4) приводит к выражению

$$[A] \cdot \{T\} = \{R\}; \quad (6)$$

$$[A] = \frac{2}{\Delta \tau} \cdot [C]_* + [K]_*;$$

$$\{R\} = \left(\frac{2}{\Delta \tau} \cdot [C]_* - [K]_* \right) \cdot \{T_o\} + 2 \cdot \{F\}_*.$$

В расчетах использовался треугольный осесимметричный симплекс-элемент. Для вычисления матриц теплоемкости, теплопроводности и вектора узловой нагрузки использовались формулы, приведенные в работе [11].

Моделирование фазовых превращений при кристаллизации

Моделирование перехода жидкой фазы в твердую при кристаллизации осуществлялось с использованием диаграммы состояния сплавов железо-углерод. Согласно этой диаграмме, при температуре выше температуры ликвидуса T_L сплав находится в жидком состоянии, при охлаждении до этой температуры появляются первые кристаллы, а при температуре солидуса T_S металл полностью переходит в твердую фазу – аустенит. Удельную долю твердой фазы V можно определить исходя из условия, что $V(T_L) = 0$, а $V(T_S) = 1$ по формуле правила отрезков [8]

$$V = \frac{T_L - T}{T_L - T_S}, \quad (7)$$

где T – текущая температура.

Тепловыделения при кристаллизации сплава учитывались посредством включения в уравнение теплопроводности мощности удельных источников энергоснабжения. При решении задачи шаговым методом эта мощность на n -ом шаге определялась по формуле

$$q_V^n = \rho \cdot L_{кр} \cdot \frac{\Delta V_n}{\Delta \tau_n}, \quad (8)$$

$$\Delta V_n = V_n - V_{n-1},$$

где $L_{кр}$ – удельная теплота кристаллизации сплава; ρ – плотность сплава; ΔV_n – изменение удельной доли твердой фазы на n -ом шаге по времени $\Delta \tau_n$.

Значения удельной доли твердой фазы на n -ом и $(n-1)$ -ом шагах можно определить по формуле (7), подставляя в нее температуру n -го и $(n-1)$ -го шага соответственно.

Моделирование структурных превращений

Расчет структурного состояния металла проводился на каждом шаге по времени, а именно, вычислялся вектор удельных долей аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно $\{V\} = \{V_A, V_P, V_B, V_M\}$ для каждого конечного элемента. При этом плавная кривая изменения температуры в каждом конечном элементе заменялась ступенчатой, то есть принималось, что на каждом n -ом шаге по времени температура мгновенно меняется с T_{n-1} на T_n и остается постоянной на данном шаге.

Моделирование структурных превращений проводилось по теории изокинетических реакций. Для описания изотермического распада аустенита в перлит и бейнит использовалось уравнение Авраами [12]

$$V_{\Pi(B)}(\tau) = 1 - \exp(-K_{\Pi(B)} \tau^{n_{\Pi(B)}}), \quad (9)$$

где $V_{\Pi(B)}$ – объемная доля перлита (бейнита); $K_{\Pi(B)}$, $n_{\Pi(B)}$ – зависящие от температуры эмпирические коэффициенты, определяемые по изотермической диаграмме (ИТД) превращений переохлажденного аустенита, соответственно для перлитной и бейнитной областей.

Зная для каждой температуры время начала $\tau_H^{\Pi(B)}$ и конца $\tau_K^{\Pi(B)}$ перлитного (бейнитного) превращения, значения коэффициентов $K_{\Pi(B)}$, $n_{\Pi(B)}$ можно определить по формулам [13]

$$\begin{aligned} n_{\Pi(B)}(T) &= 2,66 / \lg \frac{\tau_K^{\Pi(B)}}{\tau_H^{\Pi(B)}}, \\ K_{\Pi(B)}(T) &= 0,01005 / (\tau_H^{\Pi(B)})^{n_{\Pi(B)}(T)}. \end{aligned} \quad (10)$$

Согласно правилу аддитивности, справедливому для изокинетических реакций [13], объемная доля перлита (бейнита) на n -ом шаге по времени определяется по уравнению (9) для времени $\tau_n^{\Pi(B)} + \Delta\tau$, где $\tau_n^{\Pi(B)}$ – время, необходимое для достижения накопленной к моменту τ_{n-1} степени превращения $V_{\Pi(B)}^{n-1}$ при температуре T_n . Тогда объемная доля перлита (бейнита) на n -ом шаге составит [12]:

$$\begin{aligned} \tau_n^{\Pi(B)} &= [-\ln(1 - V_{\Pi(B)}^{n-1}) / K_{\Pi(B)}(T_n)]^{1/n_{\Pi(B)}(T_n)} \\ V_{\Pi(B)}(\tau_n) &= 1 - \exp[-K_{\Pi(B)}(T_n) \cdot (\tau_n^{\Pi(B)} + \Delta\tau_n)^{n_{\Pi(B)}(T_n)}]. \end{aligned} \quad (11)$$

Известно, что в процессе структурных превращений при охлаждении происходят тепловыделения, которые можно учесть, как и при кристаллизации, через мощности удельных источников, значения которых для перлита, бейнита и мартенсита, соответственно, определялись по формулам

$$\begin{aligned} q_V^{\Pi} &= \rho \cdot L_{\Pi} \cdot \frac{\Delta V_n^{\Pi}}{\Delta \tau_n}, \quad q_V^B = \rho \cdot L_B \cdot \frac{\Delta V_n^B}{\Delta \tau_n}, \\ q_V^M &= \rho \cdot L_M \cdot \frac{\Delta V_n^M}{\Delta \tau_n}, \end{aligned} \quad (12)$$

где ΔV_n^{Π} , ΔV_n^B , ΔV_n^M – изменения удельных долей перлита, бейнита и мартенсита, соответственно, на n -ом шаге по времени; L_{Π} , L_B , L_M –

удельная теплота перлитного, бейнитного и мартенситного превращений, соответственно.

По описанным выше методикам на языке программирования СИ ++ была создана, основанная на МКЭ, авторская программа расчета температурного и фазово-структурного состояний в прокатном валке в процессе наплавки. Был применен шаговый метод, при котором на каждом шаге по времени сначала решается задача теплопроводности со значениями теплофизических коэффициентов и мощности удельных источников энерговыделения, рассчитанным по значениям температур и структур на предыдущем шаге. Затем моделируются фазово-структурные превращения на шаге в каждом конечном элементе.

Для верификации разработанных программных средств был решен ряд модельных задач. В частности, для тестирования задачи теплопроводности определялись температуры в бесконечном цилиндре при граничных условиях третьего рода и постоянных теплофизических коэффициентах. Аналитическое решение такой задачи в рядах функций Бесселя приведено в работе [11]. Для проверки адекватности методики моделирования структурных превращений по изотермическим диаграммам превращений аустенита, на основании теории изокинетических реакций было проведено решение следующей модельной задачи. Для валковой стали 9ХФ было смоделировано структурообразование при постоянных скоростях охлаждения и проведено сопоставление полученной расчетной термokinетической диаграммы (ТКД) превращений аустенита с экспериментальной ТКД. Все решения модельных задач свидетельствовали об адекватности предлагаемых расчетных методик и разработанных программных средств.

Исходные данные для расчета

В качестве объекта исследования в настоящей работе выбран рабочий валок холоднолистового четырехвалкового прокатного стана КВАРТО 600/1500×1700 со следующими размерами (см. рис. 1, а): $R = 300$ мм; $R_1 = 85$ мм; $R_2 = 70$ мм; $L = 1,7$ м; $L_1 = 2,6$ м. Толщина наплавки $H = 40$ мм.

Принималось, что ось валка изготовлена из низколегированной стали 60ХН, а наплавка – из высоколегированной стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением 25Н12М6К10. Время наплавки принималось $\tau_n = 30$ мин. При расчете считалось, что начальная температура

оси валка – 500 °С; температура наплавляемого металла – 2000 °С; исходная структура материала оси – перлит; структура наплавки после кристаллизации – аустенит.

Все приведенные ниже эмпирические выражения для теплофизических коэффициентов были получены в работе [11] посредством систематизации справочных данных по современным материалам. Считалось, что коэффициент теплопроводности кроме температуры зависит от структуры. При этом его значение для гетерогенной структуры можно определить исходя из правила смеси

$$\lambda = \lambda_{\gamma} \cdot V_A + \lambda_{\alpha} \cdot (1 - V_A), \quad (13)$$

где λ_{γ} , λ_{α} – коэффициенты теплопроводности аустенита и продуктов его распада соответственно.

Использование для перлита, бейнита и мартенсита одной зависимости λ_{α} объясняется несущественным отличием их коэффициентов теплопроводности, обусловленного единой основой α -железа для этих структур. Числовые значения коэффициентов теплопроводности принимались такими (Вт/м·К):

$$\lambda_{\gamma} = 14,9 + 0,0153 \cdot T, \quad \lambda_{\alpha} = 42,1 - 0,0193 \cdot T. \quad (14)$$

Для коэффициента теплоемкости использовалась следующая зависимость (Дж/кг·К):

$$C = 450 + 0,167 \cdot T. \quad (15)$$

Значения удельной теплоты кристаллизации и превращений принимались следующими: $L_{кр} = 250$ кДж/кг, $L_{\pi} = 66,7$ кДж/кг; $L_{\beta} = 56,3$ кДж/кг и $L_M = 31,3$ кДж/кг. Плотность сплава $\rho = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³. Суммарный коэффициент теплоотдачи на воздухе, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением, считался равным

$$h_{воз} = 1,36 \cdot 10^4 \cdot T_{\pi}^2 + 8,51 \text{ (Вт/м}^2 \cdot \text{К)}. \quad (16)$$

Сталь наплавки с карбидно-интерметаллидным упрочнением 25Н12М6К10 содержит 0,25 % углерода. По диаграмме состояния [8] для сплава с содержанием углерода 0,25 % принималось $T_L = 1530$ °С и $T_S = 1490$ °С.

Учитывалось, что при нагреве выше температуры аустенизации, равной 740 °С, перлитная структура оси превращается в аустенит, который при последующем охлаждении претерпевает структурные превращения. При этом для моделирования структурного состава по формуле (11) необходимо вначале найти зависящие

от температуры коэффициенты $K_{\pi(\beta)}$, $n_{\pi(\beta)}$. Для их вычисления по формуле (10) нужно знать время начала $\tau_{\pi(\beta)}^{\pi}$ и конца $\tau_{\pi(\beta)}^{\pi}$ перлитного (бейнитного) превращения. Это время для оси валка можно определить по ИТД стали 60ХН, аппроксимировав на основании метода наименьших квадратов [14] перлитную и бейнитную области следующими параболами [15]:

$$\begin{aligned} \lg \tau_{\pi}^{\pi} &= 2,81 \cdot 10^{-6} |T - 600|^{3,01} + 1,15, \\ \lg \tau_{\pi}^{\pi} &= 1,55 \cdot 10^{-5} |T - 600|^{2,71} + 2,15, \\ \lg \tau_{\pi}^{\beta} &= 4,44 \cdot 10^{-5} |T - 400|^{1,97} + 0,31, \\ \lg \tau_{\pi}^{\beta} &= 8,01 \cdot 10^{-4} |T - 400|^{1,65} + 2,65. \end{aligned} \quad (17)$$

Проведенные расчеты показали, что температурные режимы при наплавке таковы, что ось претерпевает аустенитное превращение при нагреве и перлитное – при охлаждении. Бейнитное или мартенситное превращения стали 60ХН возможны только при интенсивном охлаждении в воде. Таким образом, после наплавки ось остается в перлитном состоянии.

Сталь наплавки 25Н12М6К10 относится к мартенситному классу и поэтому претерпевает только мартенситное превращение, что значительно упрощает моделирование структурообразования. Это связано с тем, что мартенситное превращение относится к атермическим превращениям [16], у которых кинетика превращения зависит только от температуры. Согласно результатам проведенного dilatометрического исследования, для расчета удельной доли мартенсита была использована следующая эмпирическая зависимость [17]:

$$V_M = 1,135 - 6,76 \cdot 10^{-3} T. \quad (18)$$

Естественно, что наплавленный слой, выполненный из стали мартенситного класса, после охлаждения валка имеет мартенситную структуру.

Результаты математического моделирования и их анализ

По результатам расчетов были получены изолинии температур в валке в моменты времени, когда наплавка стали на валок сделана наполовину и полностью, а также спустя 1 ч, 2 ч и 3 ч после начала наплавки (рис. 2), а также в сечениях А, Б, В, Г, расположенных на расстояниях 370, 90, 1200 и 1500 мм от правого торца рабочей части валка соответственно.

На рисунке 2 показано, что в момент окончания наплавки в срединном сечении вала температура изменяется от 1000 °С на поверхности до 550 °С у оси вращения. Через три часа температура вала не превышает 600 °С.

Для оценки влияния учета тепловыделений при кристаллизации на значения температур при наплавке был проведен сравнительный анализ результатов расчета по предлагаемой методике и по упрощенной методике [2]. Результаты распределения температуры (рис. 3) по радиусу в сечениях А, В, Г (см. рис. 2, а, б) для различных моментов времени с учетом и без учета тепловыделений при кристаллизации показывают, что отличие в значениях температур достигает 30 %. Данный факт объясняется,

во-первых, существенной теплотой фазового перехода жидкой фазы в твердую, превышающей приблизительно в четыре раза теплоту перлитного превращения, а во-вторых, значительным объемом наплавляемого металла.

На рисунке 4 представлены области с аустенитной и перлитной структурами в середине процесса наплавки (а) и при его завершении (б), через 66 мин, когда аустенит начинает превращаться в перлит (в), а также через 2 ч (г) и 3 ч (д) после начала наплавки. Из рисунков видно, что приблизительно через 1 час после начала наплавки вся рабочая часть вала находится в аустенитном состоянии. Не нагреваются выше температуры аустенизации и остаются в перлитном состоянии только шейки вала.

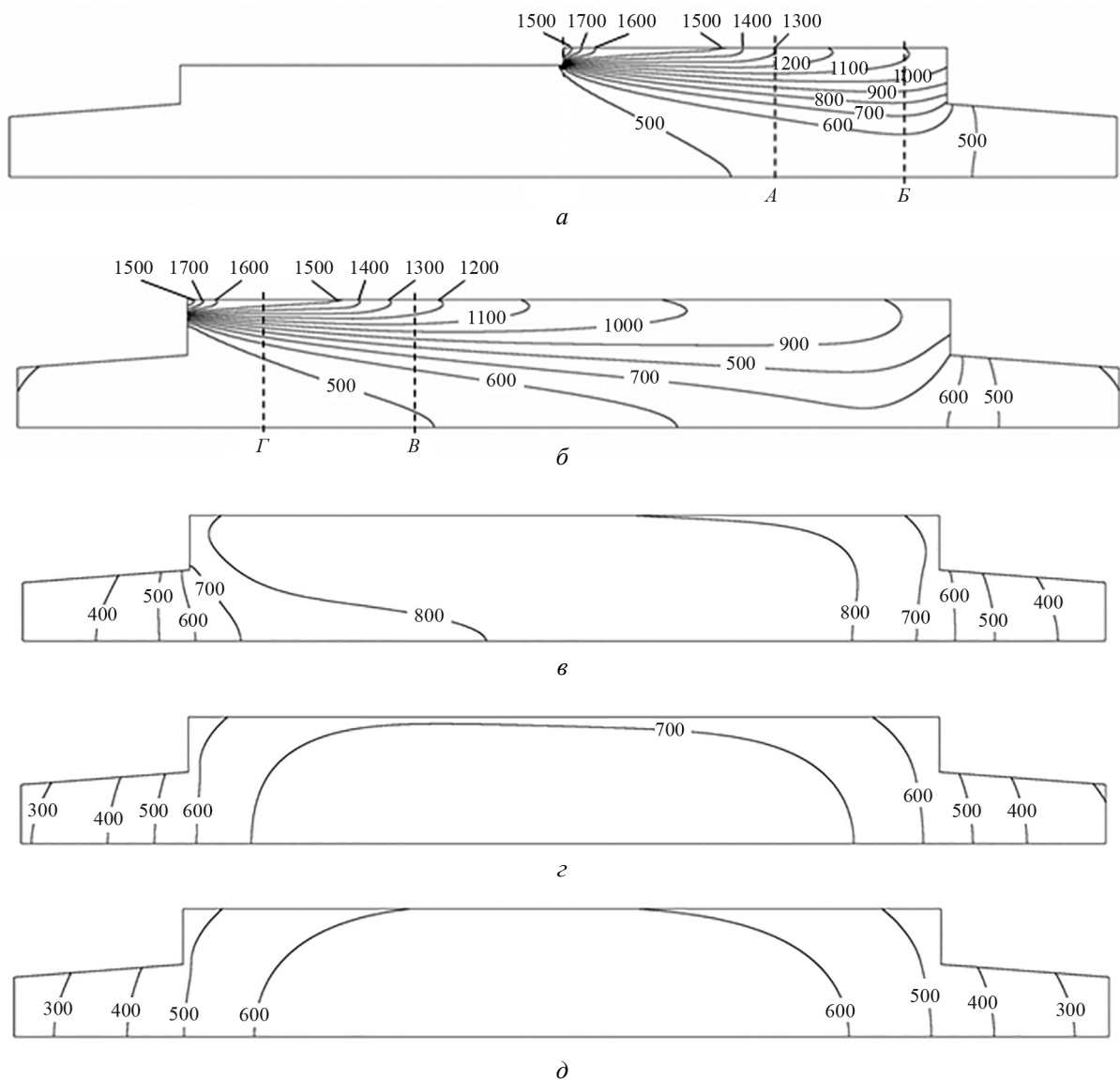


Рис. 2. Распределение температуры в валке в середине (а) и в конце (б) наплавки, спустя 1 ч (в), 2 ч (г) и 3 ч (д) после начала наплавки

Формирование перлитной структуры начинается от торцевых сечений вблизи шеек и движется к центру вала. Через 3 ч после начала наплавки приблизительно половина объема оси вала переходит в перлитное состояние.

На рисунке 5 приведены зависимости удельной доли перлита от радиуса вала для сечения Б (см. рис. 2, а) через 2 ч и для сечения А через 3 ч после начала наплавки. Видно, что вблизи торца распределение перлита через 2 ч не сильно отличается от распределения в сечении, удаленном от торца, через 3 ч.

Следует отметить, что на основании информации о температурном и фазово-структурном состоянии металла в каждый момент времени, получаемой по предлагаемой методике, и проведенных ранее экспериментальных исследованиях пластичности и ползучести низколегированных [11] и высоколегированных [18, 19] сталей в различных структурных состояниях, а также разработанного ранее алгоритма решения задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой [20–22] можно описать упруговязкопластическое деформирование оси вала и наплавленного слоя в процессе наплавки.

Заключение

Анализ результатов, полученных в процессе математического моделирования, позволил заключить, что разработанные методики и программные средства дают возможность адекватно моделировать температурное поле и кинетику фазовых и структурных превращений в процессе всей технологической процедуры наплавки, как в оси вала, так и в наплавленном слое. Полученные температурные и фазово-структурные поля являются исходными для расчета остаточных термических напряжений в валах при наплавке посредством решения задачи термоупруговязкопластичности для среды с нестационарным фазово-структурным составом.

Таким образом, разработанные программные средства могут служить основой для численного определения временных и остаточных термических напряжений при наплавке биметаллического прокатного вала.

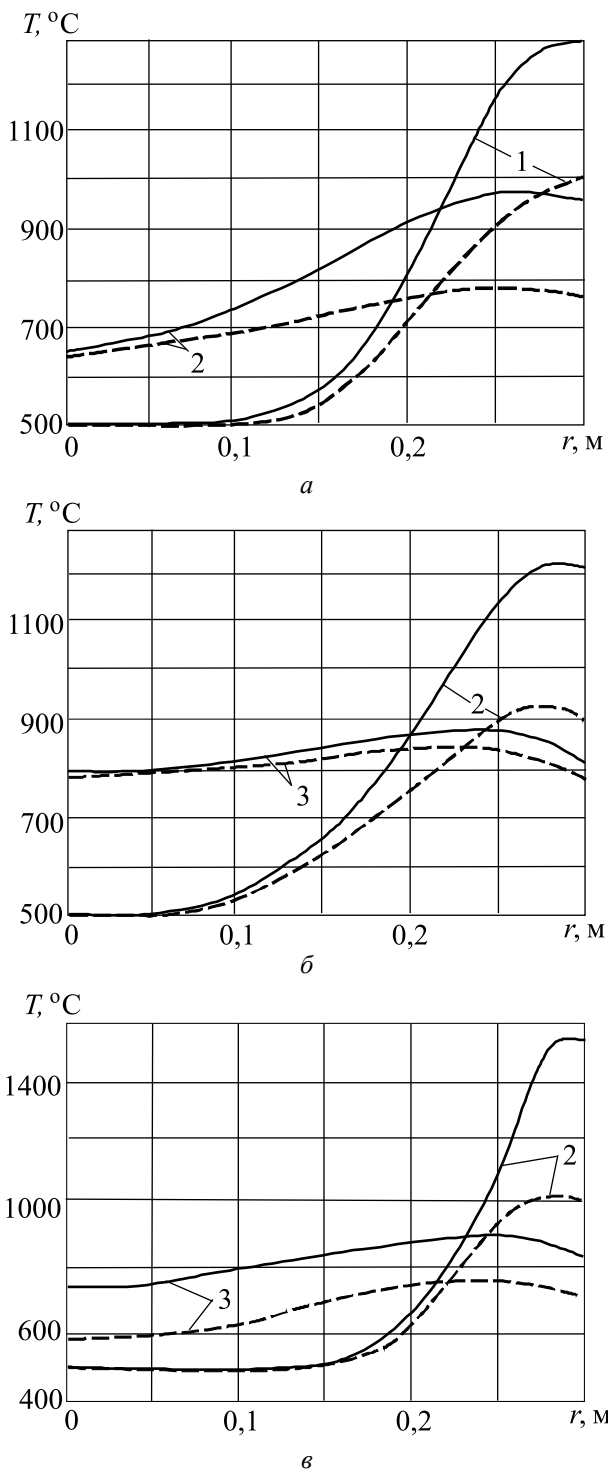


Рис. 3. Распределение температур по радиусу в сечениях А (а), В (б), Г (в) (см. рис. 2, а, б), соответственно для времени процесса наплавки: 1 – 15 мин; 2 – 30 мин; 3 – 1 ч; — с учетом тепловыделений при кристаллизации; ---- без учета тепловыделений

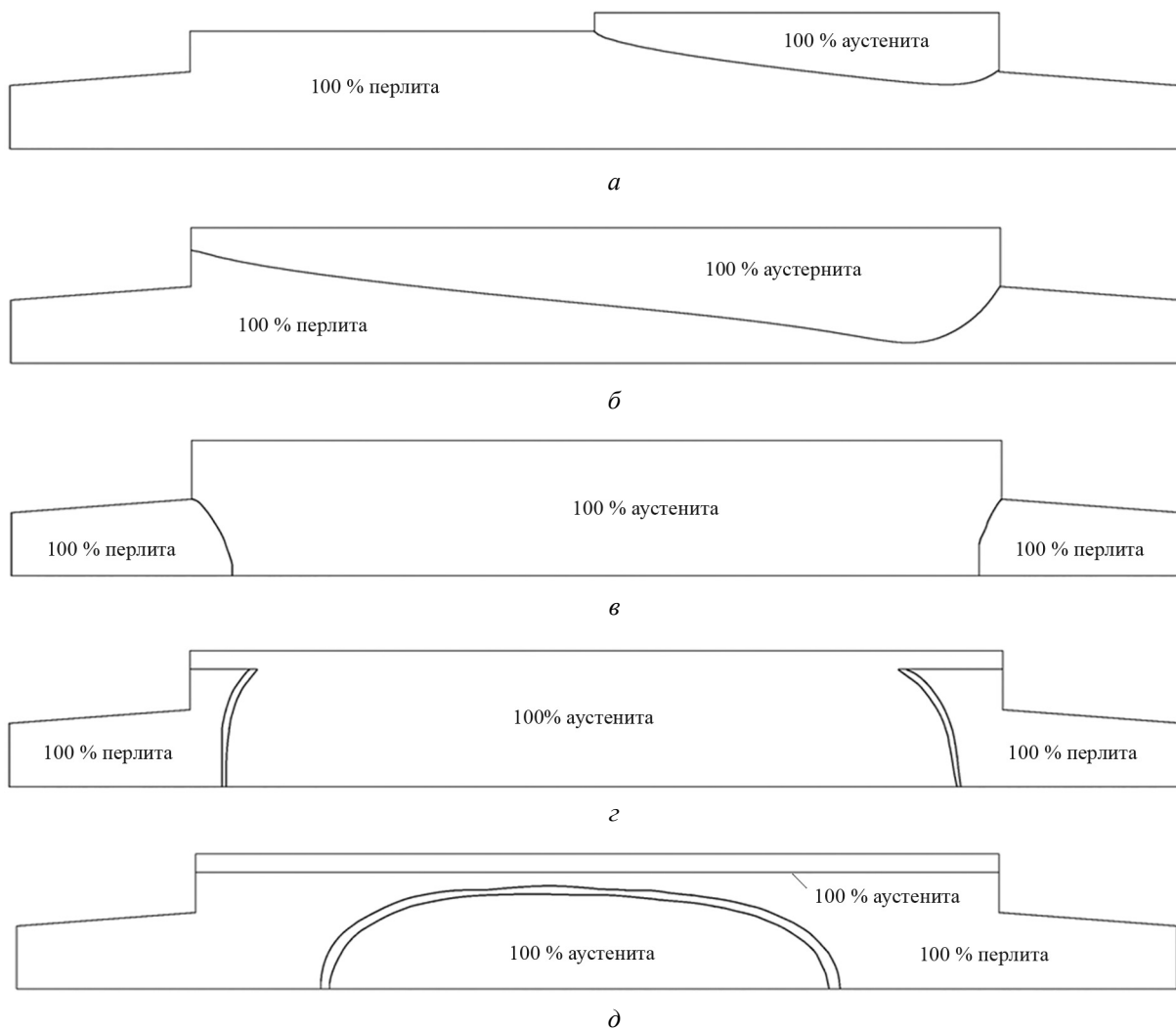


Рис. 4. Распределение структурного состава валка в середине процесса (а), при завершении наплавки (б), через 66 мин (в), 2 ч (г) и 3 ч (д) после начала наплавки

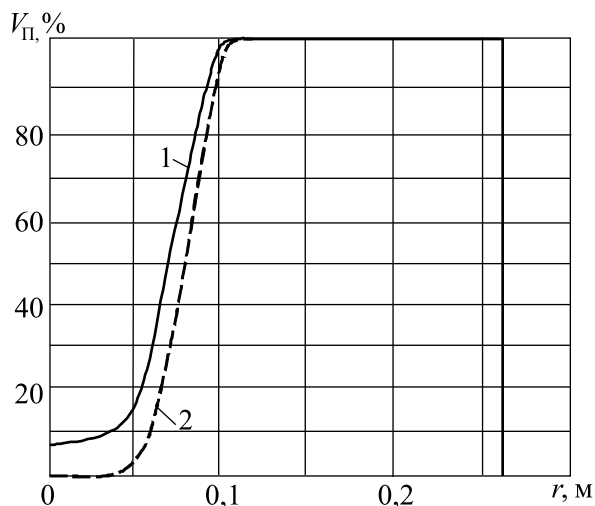


Рис. 5. Распределение удельной доли перлита по радиусу:

1 – в сечении Б (см. рис. 2, а) через 2 ч;
2 – в сечении А (см. рис. 2, а) через 3 ч
после начала наплавки

Список литературы

1. Исследование возможности создания композитных валков с наплавкой из стали 30Н12М6К10Б с карбидно-интерметаллидным упрочнением / В.Г. Лешковцев, А.М. Покровский, А.И. Плохих, О.М. Ховова // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2009. № 3. С. 38–42.
2. Покровский А.М., Рыжиков А.В. Численное моделирование температурно-структурного состояния биметаллического прокатного валка в процессе его наплавки // *Известия вузов. Машиностроение*. 2015. № 2. С. 22–28.
3. Медведев А.Ю. Расчет температурных полей при сварке и наплавке. Уфа: Изд-во УГАТУ, 2009. – 147 с.
4. Бровман М.Я. Особенности расчета температурных полей при сварке и термической резке // *Сварочное производство*. 2001. № 7. С. 10–15.
5. Махненко В.И. Перспективы развития математического моделирования и информаци-

- онных технологий в сварке и родственных процессах // Труды международной конференции: Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах / под ред. В.И. Махненко. Киев, Изд-во ИЭС им. Е.О. Патона, 2002. С. 3–14.
6. Расчет температурно-структурных полей при многопроходной сварке и ремонте сварного шва № 111 НДС коллектора ПГВ 1000 / А.С. Киселев, И.А. Киселев, Е.В. Крутько, О.Д. Лоскутов, А.А. Тутнов // Сборник трудов 7-й Российской конференции «Методы и программное обеспечение расчетов на прочность». Геленджик, 2012. С. 12–17.
7. Куркин А.С., Куркин А.Б., Макаров Э.Л. Методика решения нелинейных задач нестационарной теплопроводности с учетом фазовых превращений // Сварка и диагностика. 2013. № 5. С. 18–26.
8. Диаграммы состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа / О.А. Банных, П.Б. Будберг, С.П. Алисова и др. М.: Металлургия, 1986. – 440 с.
9. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. Тепломассобмен: учеб. пособие для вузов. М.: Издат. дом МЭИ, 2006. – 550 с.
10. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Fox D.D. The finite element method for solid and structural mechanics: 7-th ed. N.Y.: Elsevier, 2014. – 657 p.
11. Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Прочность термообработываемых прокатных валков. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – 264 с.
12. Christian J.W. The Theory of Transformations in Metals and Alloys. P. I, II: 3-rd ed. Pergamon, 2002. – 1200 p.
13. Покровский А.М., Третьяков Д.Н. Численное моделирование температурно-структурного состояния железнодорожного рельса при его закалке // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2015. № 7. <http://technomag.bmstu.ru/doc/786138.html>. DOI: 10.7463/0715.0786138.
14. Деммель Д. Вычислительная линейная алгебра: теория и приложения. М.: Мир, 2001. – 429 с.
15. Математическое моделирование температурно-структурного состояния при закалке композитных прокатных валков / А.М. Покровский, В.Г. Лешковцев, А.М. Вейнов и др. // Сталь. 2006. № 2. С. 63–65.
16. Гуляев А.П., Гуляев А.А. Металловедение: учеб. для вузов; 7-е изд., перераб. и доп. М.: ИД Альянс, 2011. – 644 с.
17. Покровский А.М. Расчет остаточных напряжений в биметаллических опорных прокатных валках после термической обработки // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия «Машиностроение». Современные проблемы прикладной механики, динамики и прочности машин. 2012. № 6. С. 186–196.
18. Покровский А.М. Исследование пластичности стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением // Известия вузов. Машиностроение. 2011. № 10. С. 14–17.
19. Покровский А.М. Исследование ползучести стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением // Известия вузов. Машиностроение. 2011. № 11. С. 51–55.
20. Покровский А.М. Оценка ресурса прокатных валков с учетом остаточных напряжений от термической обработки // Производство проката. 2005. № 9. С. 26–31.
21. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет закалочных напряжений в стальных деталях с учетом упруговязкопластических свойств и изменения фазового состава // Известия АН. Механика твердого тела. 1999. № 2. С. 101–107.
22. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Алгоритм решения задач термо-упруго-вязко-пластичности на основе МКЭ с учетом структурных превращений // Известия вузов. Машиностроение. 1988. № 5. С. 12–16.

Материал поступил в редакцию 11.11.2015

**ПОКРОВСКИЙ
Алексей Михайлович**

E-mail: pokrovsky@bmstu.ru
Тел.: (499) 263-69-88,
(916) 331-59-35

Доктор технических наук, профессор кафедры «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сфера научных интересов – теплопроводность, кинетика фазовых и структурных превращений, термопрочность деталей с нестационарной структурой, теории пластичности и ползучести, механика разрушения. Автор одной монографии, 80 научных статей и двух изобретений.

**РЫЖИКОВ
Алексей Викторович**

E-mail: t7454@yandex.ru
Тел.: (903) 776-44-89

Аспирант кафедры «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сфера научных интересов – теплопроводность, кинетика фазовых и структурных превращений, термопрочность деталей с нестационарной структурой. Автор одной статьи.