

УДК 536.24:621.771.07

Численное моделирование температурно-структурного состояния биметаллического прокатного валка в процессе его наплавки


А.М. Покровский, А.В. Рыжиков

МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.

Numerical modeling of temperature and structural states of bimetallic rolls during surfacing

A.M. Pokrovskiy, A.V. Ryzhikov

Bauman Moscow State Technical University, building 1, 2-nd Baumanskaya str., 5, 105005, Moscow, Russian Federation.

 e-mail: pokrovsky@bmstu.ru

i Изготовление высокопрочных рабочих валков холодной прокатки — чрезвычайно важная проблема, поэтому разработка методов численного анализа температурно-структурного состояния биметаллических прокатных валков в процессе наплавки является актуальной, так как позволяет рационализировать технологические режимы изготовления таких валков. В настоящей работе создана математическая модель, описывающая температурные поля и распределение структуры в валке в течение всего процесса наплавки. В основу решения нелинейной нестационарной задачи теплопроводности положен метод конечных элементов. Для описания теплообмена использованы граничные условия 3-го 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 привлечением правила аддитивности. Представлены результаты расчета температур и структур в биметаллическом рабочем валке холодной прокатки для различных моментов наплавки. Показано, что ось валка, выполненная из стали 60ХН, после наплавки сохраняет перлитное состояние. Наплавленный слой из стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением 25Н12М6К10 после охлаждения валка имеет мартенситную структуру. Разработанные программные средства могут быть полезны для прогнозирования напряженно-деформированного состояния и прочности валка после проведения наплавки.

Ключевые слова: биметаллические прокатные валки, наплавка, нелинейная нестационарная задача теплопроводности, метод конечных элементов, кинетика структурных превращений, аустенит, перлит, мартенсит.

i The production of high-strength cold rolls is an extremely important problem. Therefore, the development of numerical methods for the analysis of temperature and structural states of bimetallic rolls during surfacing is relevant as it allows rationalizing the technological processes of their manufacturing. In this paper, a mathematical model describing the temperature field and the structure distribution in the roll during the entire process of surfacing is developed. The solution of a nonlinear non-stationary heat conduction problem is based on the finite element method. Boundary conditions of the third kind are used to describe the heat conduction. The Avrahami equation forms the basis for simulating the transfor-

mation of austenite into pearlite under isothermal conditions. Changing from the isothermal decomposition kinetics of austenite to nonisothermal conditions is described by the theory of isokinetic reactions involving the additivity rule. The results of calculation of temperatures and structures in a bimetallic cold roll are presented for various moments of surfacing. It is shown that the roll spindle made of 60HN steel saves its pearlitic state after surfacing. The build-up layer of 25N12M6K10 steel with carbide intermetallic hardening has a martensitic structure after cooling the roll. The developed software can be used for predicting the stress-strain state and strength of the roll after surfacing.

Keywords: bimetallic roll, surfacing, non-linear non-stationary heat conduction problem, finite element method, kinetics of structural transformations, austenite, pearlite, martensite.

Актуальной проблемой металлургического машиностроения является изготовление высококачественных крупногабаритных рабочих и опорных валков холодной прокатки. Производство таких валков, отвечающих мировому уровню, возможно только при использовании новых материалов, обладающих высокими прочностными характеристиками (пределом текучести и пределом прочности), а также значительной трещиностойкостью. Применение таких материалов возможно без жестких режимов закалки, так как требуемая твердость рабочей поверхности достигается уже при нормализации, что способствует значительному снижению уровня остаточных напряжений. Также снижение остаточных напряжений происходит за счет сужения зон пластического деформирования при увеличении пределов текучести и прочности.

Всеми этими свойствами обладают сплавы, легированные хромом, ванадием, вольфрамом, молибденом, никелем. К таким сплавам относятся высоколегированные стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением. Изготовление монолитных валков из этих материалов очень дорого, поэтому возникает необходимость создания биметаллических прокатных валков. В таких валках рабочая часть изготавливается из высоколегированной стали, а ось — из недорогой низколегированной стали.

В настоящее время используется технология изготовления биметаллических композитных рабочих и опорных прокатных валков, включающая наплавку на ось слоя высоколегированной стали. В результате получается практически монолитный валок, выгодно отличающийся от бандажированного биметаллического валка, в котором возможен эффект сползания бандажа с оси при эксплуатации.

Наплавка биметаллических валков осуществляется следующим образом. Ось валка закрепляется в установке для наплавки в вертикальном положении (рис. 1). Рядом с нижней шейкой валка на оси крепится цилиндрический

кожух. Зазор между кожухом и осью соответствует толщине наплавки. Процесс наплавки заключается в подаче расплавленного металла во вращающийся вместе с осью кожух. При этом скорость наплавки зависит от скорости залива расплавленного металла в кожух.

По мере остывания наплавленного валка в нем протекают структурные превращения. В процессе этих превращений выделяется скрытая теплота структурных переходов, происходит изменение объема, обусловленное формированием другой кристаллической решетки, и вследствие этого меняются теплофизические и физико-механические свойства стали.

Для определения температурно-структурного состояния в валках при наплавке необходимо решить задачи нелинейной нестационарной теплопроводности и моделирования структурного состава, которые являются взаимосвязанными, так как теплофизические коэффициенты кроме температуры зависят от структуры, а структурные превращения, в свою очередь, определяются законом изменения температуры. Для решения температурно-структурной задачи была составлена оригинальная программа, основанная на методе конечных элементов (МКЭ).

Задача нелинейной нестационарной теплопроводности решена в двумерной осесимметричной постановке. Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффи-

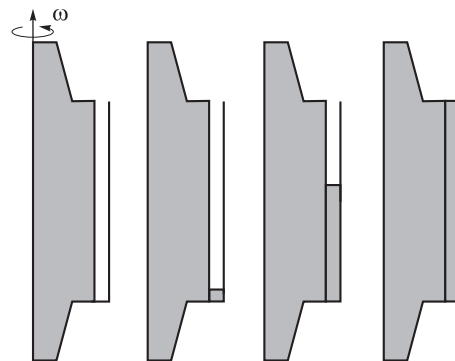


Рис. 1. Упрощенная схема наплавки биметаллического валка

циентов эта задача описывается следующим дифференциальным уравнением [1]:

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

где c — коэффициент теплоемкости; ρ — плотность; $t(r, z, \tau)$ — температура; r, z — координаты, направленные по радиусу и оси соответственно; τ — время; λ — коэффициент теплопроводности; q_v — мощность удельных источников энерговыделения.

Для описания условий теплообмена использованы граничные условия 3-го рода:

$$\lambda \left(\frac{\partial t}{\partial n} \right)_n = h [t_c(\tau) - t_n(\tau)]. \quad (2)$$

Здесь h — суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; t_c — температура окружающей среды; n — нормаль к поверхности; индекс «п» относится к значениям на поверхности.

Уравнение (1) проинтегрировано при начальном условии

$$t(r, z, 0) = t_0. \quad (3)$$

При использовании МКЭ решение осесимметричной задачи нестационарной теплопроводности для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов сводится к минимизации функционала, описывающего краевую задачу (1)–(3). Для ансамбля конечных элементов это приводит к следующему матричному уравнению:

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

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

Для аппроксимации производной по времени в уравнении (4) воспользуемся безусловно устойчивой конечно-разностной схемой Кранка — Никольсона [2]. При использовании данной центральной разностной схемы все величины, входящие в уравнение (4), записываются для середины временного интервала:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \{t\}}{\partial \tau} &= \frac{\{t\} - \{t_0\}}{\Delta \tau}; \\ \{t\}_* &= \frac{\{t\} - \{t_0\}}{2}; \\ \{F\}_* &= \frac{\{F\} - \{F_0\}}{2}, \end{aligned} \quad (5)$$

где индекс «0» означает начало интервала, «*» — середину.

Подставляя (5) в (4), получаем

$$[A] \{t\} = \{R\}. \quad (6)$$

Здесь

$$\begin{aligned} [A] &= \frac{2}{\Delta \tau} [C]_* + [K]_*; \\ \{R\} &= \left(\frac{2}{\Delta \tau} [C]_* - [K]_* \right) \{t_0\} + 2\{F\}_*. \end{aligned}$$

В расчетах использовался треугольный симплекс-элемент. Для вычисления матриц теплоемкости, теплопроводности и вектора узловой нагрузки применялись формулы, приведенные в работе [3].

Расчет температурно-структурного состояния осуществлялся шаговым методом. На каждом шаге по времени в каждом конечном элементе определялся структурный состав: вектор удельных долей аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно — $\{V\} = \{V_a, V_p, V_b, V_m\}$. При этом плавная кривая изменения температуры в каждой точке валка заменялась ломаной, т. е. принималось, что на каждом n -м шаге по времени температура t мгновенно меняется с t_{n-1} на t_n и остается постоянной на данном шаге.

Расчет структурных превращений проводился по теории изокINETических реакций. Для описания изотермического распада аустенита в перлит и бейнит использовалось уравнение Авраами [4]

$$V_{n(6)}(\tau) = 1 - \exp\left(-K_{n(6)} \tau^{n_{n(6)}}\right), \quad (7)$$

где $V_{n(6)}$ — объемная доля перлита (бейнита); $K_{n(6)}$, $n_{n(6)}$ — зависящие от температуры эмпирические коэффициенты, определяемые по изотермической диаграмме (ИТД) превращений переохлажденного аустенита соответственно для перлитной и бейнитной областей.

Зная для каждой температуры времена начала $\tau_n^{n(6)}$ и конца $\tau_k^{n(6)}$ перлитного (бейнитного) превращения, значения коэффициентов $K_{n(6)}$, $n_{n(6)}$ можно определить по следующим формулам [5]:

$$n_{п(6)}(t) = \frac{2,66}{\lg\left(\tau_k^{п(6)}/\tau_n^{п(6)}\right)}; \quad (8)$$

$$K_{п(6)}(t) = 0,01005 / (\tau_n^{п(6)})^{n_{п(6)}(t)}.$$

Согласно правилу аддитивности, справедливому для изокинетических реакций [4], объемная доля перлита (бейнита) на *n*-м шаге по времени определяется по уравнению (7) для времени $\tau_n^{п(6)} + \Delta\tau$, где $\tau_n^{п(6)}$ — время, необходимое для достижения накопленной к моменту τ_{n-1} степени превращения $V_{п(6)}^{n-1}$ при температуре t_n . Тогда объемная доля перлита (бейнита) на *n*-м шаге

$$V_{п(6)}(\tau_n) = 1 - \exp\left\{-K_{п(6)}(t_n) \times \left[\left(-\frac{\lg(1 - V_{п(6)}^{n-1})}{V_{п(6)}(t_n)} \right)^{1/n_{п(6)}(t_n)} + \Delta\tau_n \right]^{n_{п(6)}(t_n)} \right\}. \quad (9)$$

По описанной методике была создана программа расчета температурно-структурного состояния в прокатном валке в процессе наплавки. Исходными данными для программы являются: геометрия, структурный состав и температура валка в начальный момент времени, граничные условия и свойства материалов.

В программе учтено, что теплофизические свойства стали зависят от структурного состава и температуры, а коэффициент теплоотдачи — только от температуры. В случае протекания структурных превращений учитывалось выделение скрытой теплоты структурных переходов

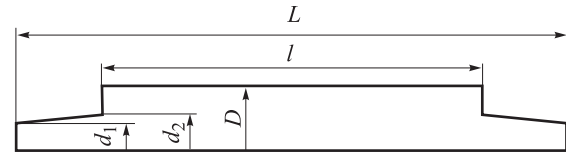


Рис. 2. Упрощенная схема рабочего валка

путем задания в зонах протекания структурных превращений мощности удельных источников энерговыделения q_v . Значение этих удельных источников энерговыделения зависит от типа превращения и температуры и задавалась согласно [2].

В качестве объекта исследования в данной работе выбран рабочий валок холоднолистового четырехвалкового прокатного стана КВАРТО 600/1500×1700 диаметром $D = 0,6$ и длиной $l = 1,7$ м, упрощенная схема которого представлена на рис. 2. Другие размеры валка следующие: $d_1 = 0,14$ м; $d_2 = 0,17$ м; $L = 2,6$ м.

Принималось, что ось валка изготовлена из низколегированной стали 60ХН, а наплавка — из высоколегированной стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением 25Н12М6К10. Толщина наплавки считалась равной 40 мм, а время наплавки — 30 мин. При расчете принималось, что начальная температура оси составляет 500 °С; температура наплавляемого металла — 2 000 °С; исходная структура оси — перлит, наплавки — аустенит. Принималось, что при нагреве выше температуры аустенизации, равной 740 °С, перлит превращается в аустенит, который при последующем охлаждении претерпевает структурные превращения. При этом для моделирования структурного состава по

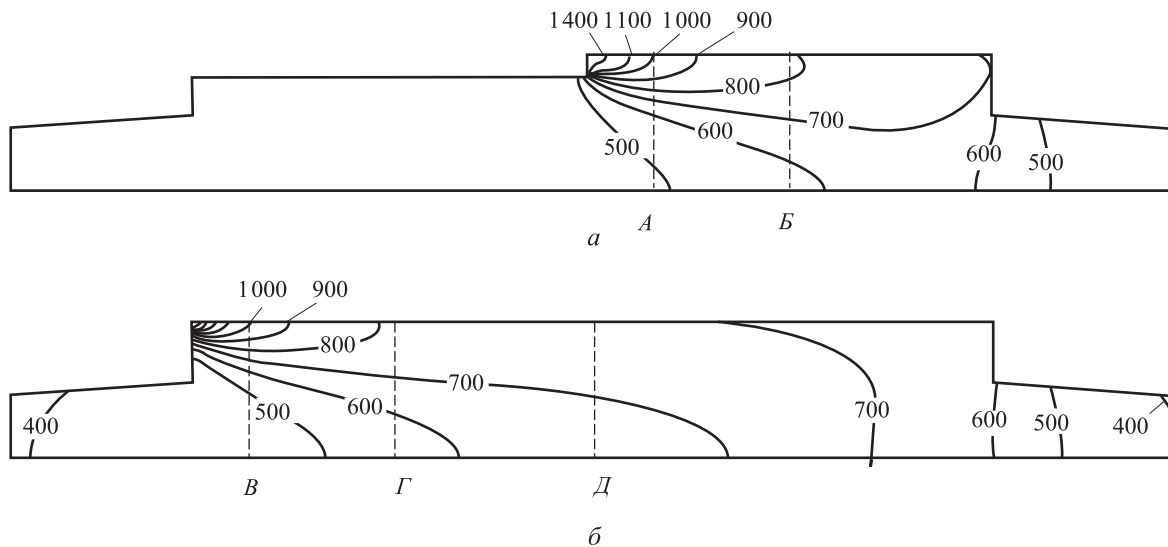


Рис. 3. Распределение температуры в валке: а — в середине наплавки; б — в конце наплавки

формуле (9) необходимо вначале найти зависящие от температуры коэффициенты $K_{п(6)}$, $n_{п(6)}$. Для их вычисления по формуле (9) нужно знать время начала $\tau_{н(6)}$ и конца $\tau_{к(6)}$ перлитного (бейнитного) превращения, которые для оси валка можно определить по ИТД стали 60ХН, аппроксимировав на основании метода наименьших квадратов [6] перлитную и бейнитную области следующими параболой [5]:

$$\lg \tau_{н}^п = 2,81 \cdot 10^{-6} |t - 600|^{3,01} + 1,15;$$

$$\lg \tau_{к}^п = 1,55 \cdot 10^{-5} |t - 600|^{2,71} + 2,15;$$

$$\lg \tau_{н}^б = 4,44 \cdot 10^{-5} |t - 400|^{1,97} + 0,31;$$

$$\lg \tau_{к}^б = 8,01 \cdot 10^{-4} |t - 400|^{1,65} + 2,65.$$

Проведенные расчеты показали, что температурные режимы при наплавке таковы, что ось претерпевает только 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.

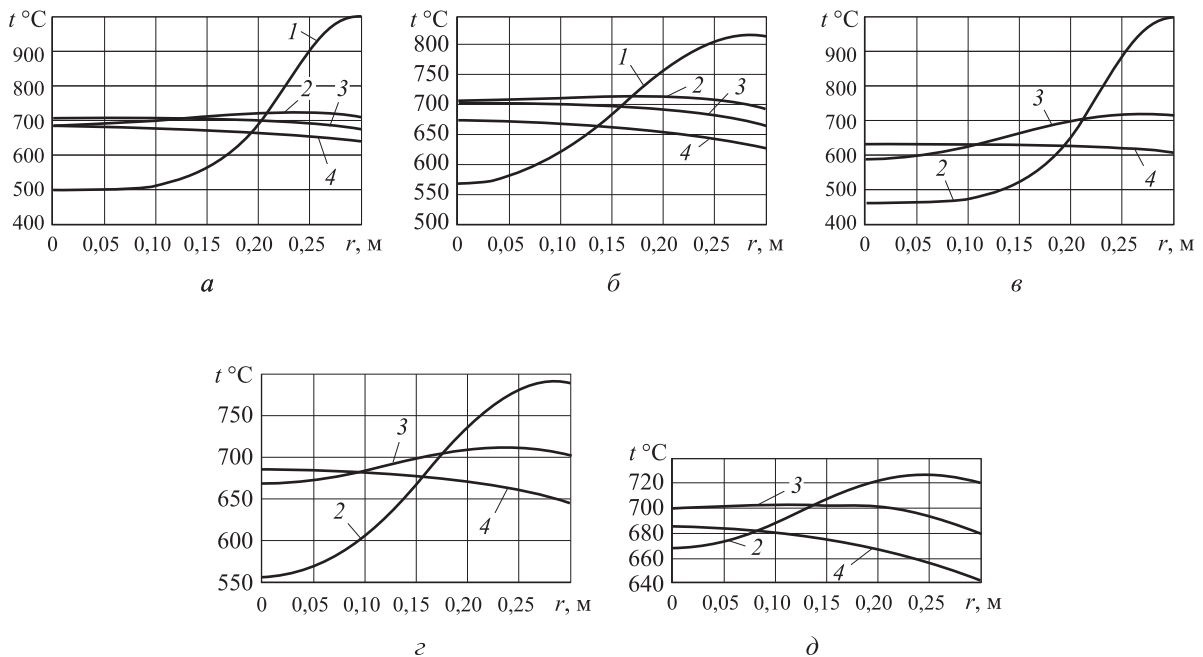


Рис. 4. Зависимость температуры от радиуса валка в сечениях А, Б (а, б, см. рис. 3, а) и В, Г, Д (в-д, см. рис. 3, б) соответственно для времени: 1 — 15 мин; 2 — 30 мин; 3 — 1 ч; 4 — 2 ч

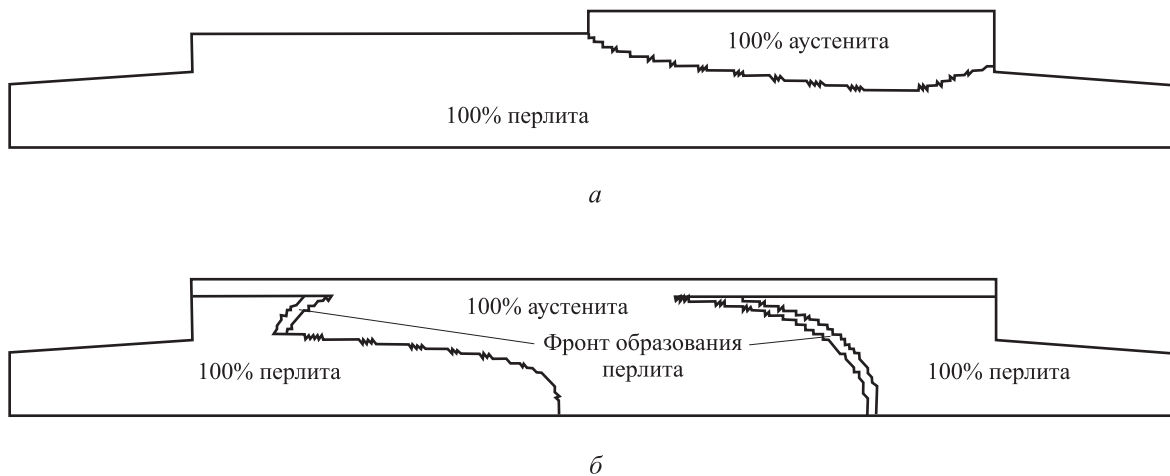


Рис. 5. Распределение структурного состава в валке: а — через 15 мин; б — через 2 ч

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 [7], у которых кинетика превращения зависит только от температуры. Согласно результатам проведенного в работе [8] дилатометрического исследования была использована следующая эмпирическая зависимость для удельной доли мартенсита:

$$V_m = 1,237 - 1,185 \cdot 10^{-2} t. \quad (10)$$

Естественно, наплавленный слой после охлаждения валка имеет мартенситную структуру.

Изолинии температур в валке в моменты времени, когда наплавка завершена наполовину

и полностью, представлены на рис. 3. На рис. 4 изображены зависимости температуры от радиуса в поперечных сечениях валка А, В (рис. 3, а) и В, Г, Д (рис. 3, б) для разных моментов времени. Области с аустенитной и перлитной структурами в середине наплавки и через 2 ч после ее начала представлены на рис. 5.

Выводы

1. В процессе наплавки центральная часть валка нагревается выше температуры аустенизации по всему сечению, поэтому в этой области происходят структурные превращения.

2. После окончания процесса наплавки структура оси валка из низколегированной стали 60ХН остается перлитной, как в исходном состоянии.

Литература

- [1] Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. *Тепломассообмен*. Москва, Издат. дом МЭИ, 2006. 550 с.
- [2] Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г. *Прочность термообрабатываемых прокатных валков*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. 264 с.
- [3] Покровский А.М., Полушин А.А. Расчет термонапряжений в стальных прокатных валках при индукционной закалке ТПЧ. *Производство проката*, 2009, № 5, с. 32–40.
- [4] Christian J.W. *The Theory of Transformations in Metals and Alloys*. Parts I. Oxford, Pergamon, 2002. 1200 p.
- [5] Покровский А.М. Расчет термонапряжений при электронормализации композитных прокатных валков. *Производство проката*, 2007, № 9, с. 39–45.
- [6] Деммель Д. *Вычислительная линейная алгебра: теория и приложения*. Москва, Мир, 2001. 429 с.
- [7] Арзамасов Б.Н., Мухин Г.Г., ред. *Материаловедение*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. 648 с.
- [8] Покровский А.М. Расчет остаточных напряжений в биметаллических опорных прокатных валках после термической обработки. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. Спец. вып. № 6 «Современные проблемы прикладной механики, динамики и прочности машин»*, 2012, с. 186–196.

References

- [1] Tsvetkov F.F., Grigor'ev B.A. *Teplomassoobmen* [Heat and Mass Transfer]. Moscow, Moscow Power Engineering Institute publ., 2006. 550 p.
- [2] Vafin R.K., Pokrovskii A.M., Leshkovtsev V.G. *Prochnost' termoobrabatyvaemykh prokatnykh valkov* [Strength heat-treatable mill rolls]. Moscow, Bauman Press, 2004. 264 p.
- [3] Pokrovskii A.M., Polushin A.A. Raschet termonapriazhenii v stal'nykh prokatnykh valkakh pri induktsionnoi zakalke TPCh [Calculation of thermal stresses in the steel mill rolls during induction hardening TFC]. *Proizvodstvo prokata* [Rolled Products Manufacturing]. 2009, no. 5, pp. 32–40.
- [4] Christian J.W. *The Theory of Transformations in Metals and Alloys*. Parts I. Oxford, Pergamon, 2002. 1200 p.
- [5] Pokrovskii A.M. Raschet termonapriazhenii pri elektronormalizatsii kompozitnykh prokatnykh valkov [Calculation of thermal stresses at elektronormalizatsii composite mill rolls]. *Proizvodstvo prokata* [Rolled Products Manufacturing]. 2007, no. 9, pp. 39–45.

- [6] Demmel' D. *Vychislitel'naia lineinaia algebra: teoriia i prilozheniia* [Computational linear algebra: theory and applications]. Moscow, Mir publ., 2001. 429 p.
- [7] *Materialovedenie* [Materials Science]. Ed. Arzamasov B.N., Mukhin G.G. Moscow, Bauman Press, 2008. 648 p.
- [8] Pokrovskii A.M. Raschet ostatochnykh napriazhenii v bimetallicheskiikh opornykh prokatnykh valkakh posle termicheskoi obrabotki [Calculation of residual stresses in the bimetallic support rollers rolling after heat treatment]. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Mashinostroenie* [Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Mechanical Engineering]. Special issue no. 6 «Recent developments in applied mechanics, dynamics and strength of machines», 2012, pp. 186–196.

Статья поступила в редакцию 16.12.2014

Информация об авторах

ПОКРОВСКИЙ Алексей Михайлович (Москва) — доктор технических наук, профессор кафедры «Прикладная механика». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: pokrovsky@bmstu.ru).

РЫЖИКОВ Алексей Викторович (Москва) — аспирант кафедры «Прикладная механика». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1).

Information about the authors

POKROVSKIY Aleksey Mikhaylovich (Moscow) — Dr. Sc. (Eng.), Professor of «Applied Mechanics» Department. Bauman Moscow State Technical University (BMSTU, building 1, 2-nd Baumanskaya str., 5, 105005, Moscow, Russian Federation, e-mail: pokrovsky@bmstu.ru).

RYZHIKOV Aleksey Viktorovich (Moscow) — Post-Graduate of «Applied Mechanics» Department. Bauman Moscow State Technical University (BMSTU, building 1, 2-nd Baumanskaya str., 5, 105005, Moscow, Russian Federation).



В Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана
вышла в свет монография
С.В. Грубого

«Оптимизация процесса механической обработки и управление режимными параметрами»

Представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований процесса резания и изнашивания инструментов. Проведено математическое моделирование процесса и дана методика многофакторной аппроксимации полиномиальными уравнениями экспериментальных зависимостей резания металлов. Выполнен анализ методов и рассмотрены типовые задачи оптимизации режимных параметров. Разработаны математические основы оптимизации и управления режимными параметрами механической обработки с использованием уравнений скорости изнашивания инструментов.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; www.baumanpress.ru