

УДК 539.37: 621.771.07

## Расчет НДС в цельнокованных и биметаллических прокатных валках при термической обработке\*

**А.М. Покровский**

*Разработаны расчетные методы и созданы программные средства для анализа температурно-структурного и напряженно-деформированного состояний в цельнокованных и биметаллических прокатных валках при термической обработке. Посредством компьютерного моделирования доказана целесообразность производства биметаллических прокатных валков с наплавкой из стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением взамен ныне изготавливаемых цельнокованных валков из традиционных марок стали.*

**Ключевые слова:** прокатные валки, сталь с карбидно-интерметаллидным упрочнением, термическая обработка, структурные превращения, напряженно-деформированное состояние, метод конечных элементов, задачи теплопроводности и термоупруговязкопластичности, термические временные и остаточные напряжения.

*Developed calculation methods and created software for the analysis of the temperature-structural and stress-strain state in monolithic and bimetallic rolling rolls with the heat treatment. By means of computer numerical simulation proved that the production of bimetallic rolling rolls with cladding of steel with carbide-intermetallic strengthening instead now made of monolithic rolls of the traditional steel grades.*

**Keywords:** rolls, steel with carbide-intermetallic strengthening, heat treatment, structural transformations, the stress-strain state, finite element method, the problem of heat conduction and thermo-elastic-visco-plasticity, thermal temporary and residual stresses.

Бесперебойная работа прокатного стана и получение высокосортной продукции в значительной степени зависят от качества прокатных валков. Основным параметром, определяющим качество валков, является их стойкость, т. е. количество металла прокатанного валком до списания. Известно, что стойкость стального валка существенно зависит от того, какая для него использовалась термическая обработка. Если режимы термообработки были недостаточно жесткими и на рабочей поверхности валка не сформировалась структура, отвечающая требованиям по твердости, валок быстро истирается и выкрашивается. Если режимы термообработки были излишне жесткими и в валке возникли остаточные напряжения недопустимо высокого уровня, то валок быстро разрушается за счет интенсивно протекающих усталостных повреждений.

\* Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант № 11-08-01314 а).



**ПОКРОВСКИЙ**  
Алексей Михайлович  
доктор технических наук,  
профессор,  
зам. зав. кафедрой  
«Прикладная механика»  
(МГТУ им. Н.Э. Баумана)

Таким образом, важной проблемой при изготовлении прокатных валков является выбор рациональных режимов их термической обработки. Экспериментальные методы исследования структуры и термонапряжений с целью рационализации режимов термической обработки валков малоэффективны, так как разрушающие методы предусматривают повреждение валка, представляющего собой уникальную дорогостоящую деталь, а неразрушающие методы обладают, как правило, высокой погрешностью. К тому же экспериментальные методы не позволяют определить временные напряжения, имеющие место непосредственно в процессе термообработки, а они в ряде случаев бывают выше остаточных [1] и могут привести к зарождению и росту трещин, и как следствие к разрушению валка, иногда даже до начала эксплуатации. Например, на Южно-Уральском машиностроительном заводе (МК «ОРМЕТО-ЮУМЗ») зарегистрирован случай, когда разрушение рабочего валка произошло при шлифовке после закалки. В связи с этим на первый план выходят методы математического моделирования формирования структуры и остаточных напряжений при термообработке. Настоящая работа посвящена разработке расчетных методов и созданию программных средств для анализа температурно-структурного и напряженного состояний, возникающих в цельнокованых и биметаллических прокатных валках при термической обработке, позволяющих путем компьютерного моделирования выбирать рациональные технологические режимы.

Напряжения при закалке стальных валков возникают вследствие неоднородности температурного поля и протекания структурных превращений, в процессе которых происходит изменение объема. В связи с этим метод расчета термонапряжений должен включать в себя решение трех задач: нелинейной нестационарной теплопроводности, моделирования формирования структуры и собственно вычисления напряжений. Причем указанные задачи оказываются взаимосвязанными, так как теплофизиче-

ские коэффициенты и физико-механические характеристики стали зависят не только от температуры, но и от структуры. Кроме этого в процессе структурных превращений происходит поглощение тепла при аустенизации и выделение тепла при распаде аустенита.

В работе использован шаговый метод расчета, при котором на каждом шаге по времени можно решать задачи определения температур, структур и напряжений независимо друг от друга. При этом на произвольном временном шаге сначала решается задача теплопроводности с теплофизическими характеристиками, соответствующими значениям температур и структур на предыдущем шаге. Затем моделируются структурные превращения, после чего вычисляется суммарный коэффициент линейного расширения, учитывающий чисто температурные деформации и деформации, связанные со структурными превращениями. Полученное температурно-структурное состояние на данном шаге является исходным для расчета напряжений.

Для определения температурного поля в прокатном валке решали двумерную осесимметричную задачу нелинейной нестационарной теплопроводности. Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов эта задача описывается следующим дифференциальным уравнением [2]:

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

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

Для описания условий теплообмена использовали граничные условия третьего рода [2], позволяющие наиболее полно отобразить условия теплообмена при термической обработке:

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

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.

Численное интегрирование дифференциального уравнения (1) с граничными условиями (2) проводилось методом конечных элементов. Использовались треугольные симплекс-элементы. Подробно методика расчета изложена в работе [1].

Для определения структуры по сечению вала в процессе термообработки осуществляли математическое моделирование превращений стали по теории изокINETических реакций [3]. Принимали, что исходной структурой вала является перлит. При нагреве выше температуры аустенизации (750 °С) перлит переходит в аустенит, который в зависимости от скорости охлаждения при закалке превращается в перлит, бейнит или мартенсит. При прогнозировании структурного поля по сечению вала на каждом шаге по времени для каждого конечного элемента вычисляли вектор структурного состояния  $V = V_a, V_p, V_b, V_m$ , компонентами которого являлись удельные доли аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно.

Согласно теории изокINETических реакций, переход от изотермической кинетики превращения аустенита к неизотермическим условиям осуществляли на основании правила аддитивности. Уравнения для определения удельной доли новой структуры (перлита или бейнита) на  $n$ -м шаге имеют вид [1]

$$\tau_n = \left[ - \frac{\ln(1 - V_n^{n-1} / V_a^6)}{K(t_n)} \right]^{1/n(t_n)} ;$$

$$V_n(\tau_n) = \left\{ 1 - \exp[-K(t_n)(\tau_n + \Delta\tau_n)^{n(t_n)}] \right\} V_a^6, \quad (3)$$

где  $\tau_n$  — приведенное время, которому соответствует удельная доля новой структуры, накопленная на предыдущем шаге, в предположении, что превращение протекает при темпера-

туре данного шага  $t_n$ ;  $K, n$  — зависящие от температуры коэффициенты, определяемые по изотермическим диаграммам превращений переохлажденного аустенита;  $V_a^6$  — удельная доля аустенита, сохранившегося к началу бейнитного превращения. Для перлитного превращения этот параметр равен единице.

Превращение аустенита в мартенсит моделировали с использованием чисто температурной эмпирической зависимости, так как кинетика мартенситного превращения не зависит от скорости охлаждения [3].

Напряжения определяли путем решения задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой [1]. В основу решения был положен шаговый метод дополнительных (начальных) деформаций [4]. В этом случае приращение тензора полной деформации можно представить в виде суммы

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^p + \Delta\varepsilon_{ij}^c + \delta_{ij} \Delta\varepsilon_T, \quad (4)$$

где  $\Delta\varepsilon_{ij}^e, \Delta\varepsilon_{ij}^p, \Delta\varepsilon_{ij}^c$  — приращение упругой, пластической и деформации ползучести соответственно;  $\Delta\varepsilon_T$  — приращение свободной деформации, учитывающей температурные и структурные изменения объема;  $\delta_{ij}$  — символ Кронекера.

Согласно методу дополнительных деформаций, решение задачи термоупруговязкопластичности сводится к последовательному решению задачи термоупругости. При этом три последних слагаемых в уравнении (4) объединяются в одно:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^0, \quad (5)$$

где  $\Delta\varepsilon_{ij}^0 = \Delta\varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} \Delta\varepsilon_T$  — дополнительная деформация.

Принцип расчета термонапряжений заключался в итерационном уточнении приращений деформаций пластичности и ползучести на шаге, включенных в состав дополнительной деформации, при которых интенсивность напряжений, вычисленная в результате решения задачи термоупругости, не превышала бы значения, полученного по кривой растяжения для

накопленной к данному шагу пластической деформации. Задачу термоупругости также, как и температурную задачу, решали методом конечных элементов с использованием треугольных осесимметричных симплекс-элементов. Конечно-элементные сетки обеих задач совпадали. Величину приращения свободной деформации, остающуюся постоянной на  $n$ -м шаге по времени в каждом  $i$ -м конечном элементе, определяли по формуле

$$\Delta \varepsilon_{T,i}^n = \alpha_n^i \Delta t_n^i, \quad (6)$$

где  $\alpha_n^i$  и  $\Delta t_n^i$  — суммарный коэффициент линейного расширения и изменение температуры на  $n$ -м шаге в  $i$ -м конечном элементе соответственно.

В качестве объекта исследования был выбран рабочий валок клетки кварто 500/1400×2500 четырехклетевого непрерывного стана 2 500 холодной прокатки, изготавливаемый на Южно-Уральском машиностроительном заводе. Материал валка — сталь 75Х2СГФ. Размеры валка принимались следующими: диаметр и длина рабочей части, соответственно, 500 и 2 500 мм; общая длина шейки — 1 035 мм; максимальный диаметр ее конической части — 330; а цилиндрической — 260 мм. В качестве окончательной термической обработки применялась пятипроходная индукционная закалка токами промышленной частоты (ТПЧ). Использовалась вертикальная закалочная уста-

новка ТПЧ-700. За первые четыре прохода индуктора осуществлялся предварительный подогрев валка. На пятом закалочном проходе из связанного с индуктором спрейера на нагреваемую поверхность валка подавалась под давлением вода. После прохождения рабочей части валка производилась остановка индуктора в верхнем положении и подача воды из него на поверхность бочки в течение 60 мин. Затем осуществляется отпуск в масляной ванне при температуре 140 °С в течение 50 ч.

На рисунках 1 и 2 соответственно представлено распределение температур и осевых напряжений по сечению прокатного валка для закалочного прохода. Для удобства восприятия рисунков масштаб по радиусу выбран в 4 раза больше, чем по оси валка. На рисунках видно, что максимальные растягивающие напряжения, достигающие 500 МПа, возникают в зоне, расположенной за спрейером на глубине приблизительно 1/3 радиуса валка, температура в данной области составляет 400 °С. На оси валка в этот момент максимальные растягивающие напряжения располагаются под индуктором и составляют всего 30 МПа, температура этой зоны также около 400 °С. Максимальные сжимающие напряжения возникают на охлажденной приблизительно до температуры 100 °С поверхности валка, расположенной за спрейером и составляют 600 МПа. Следует отметить, что поля температур и напряжений

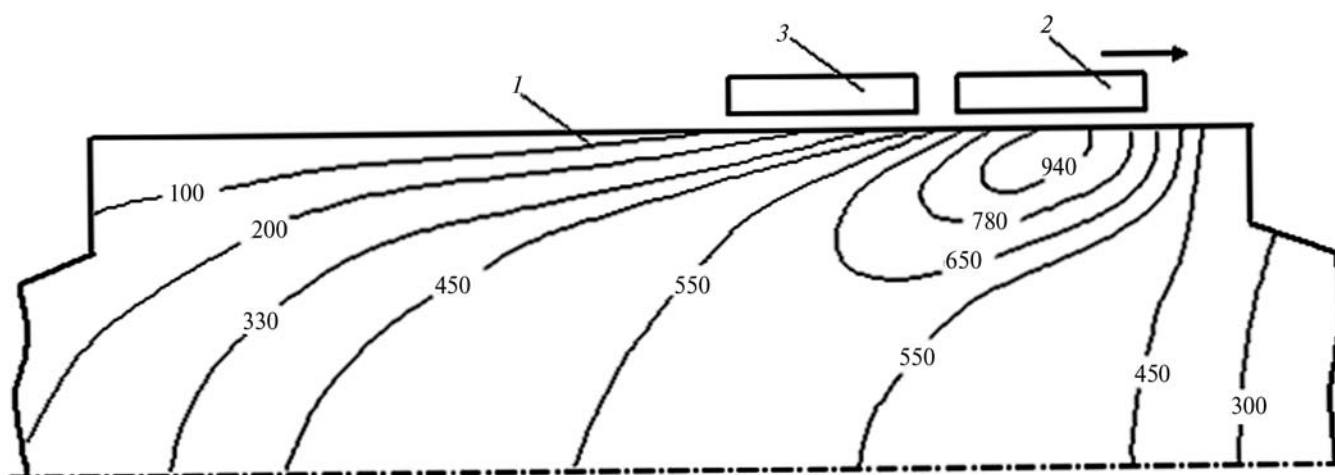


Рис. 1. Изолинии температур в продольном сечении прокатного валка (значения указаны в °С):

1 — валок; 2 — индуктор; 3 — спрейер



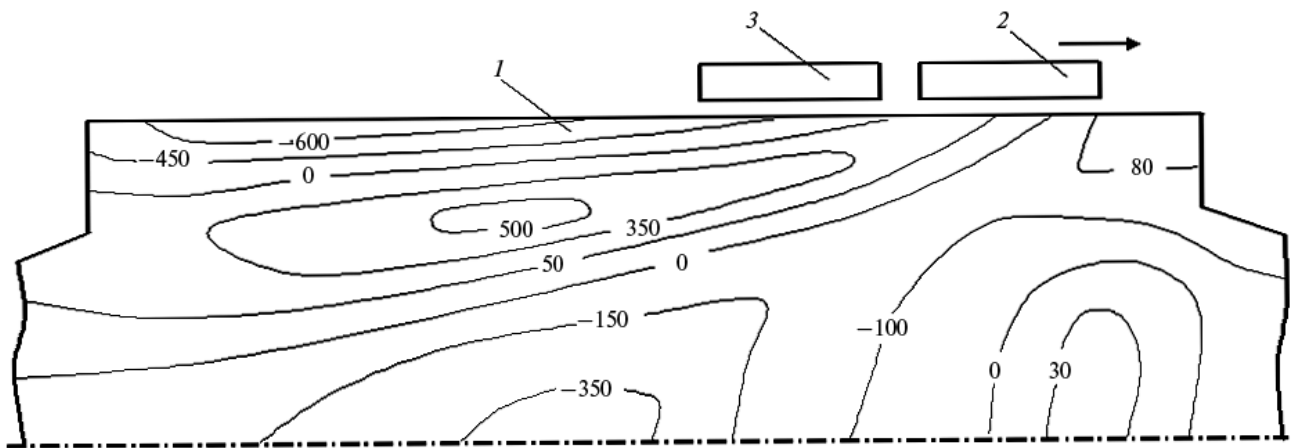


Рис. 2. Изолинии временных осевых напряжений в продольном сечении прокатного вала (значения указаны в МПа):

1 — валок; 2 — индуктор; 3 — спрейер

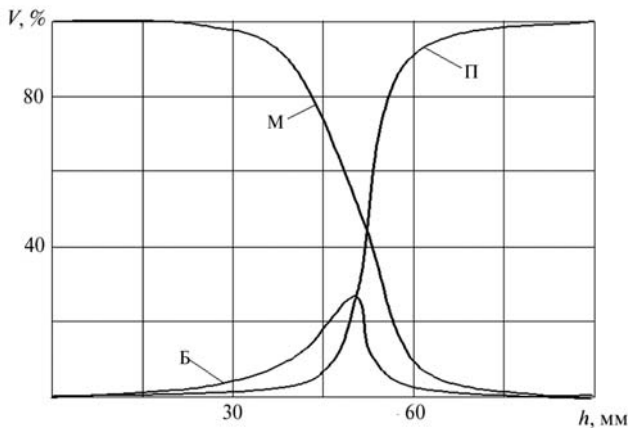


Рис. 3. Распределение структурного состава по радиусу для срединного сечения вала:

П, Б, М — удельные доли перлита, бейнита и мартенсита

при индукционном нагреве ТПЧ получаются практически квазистационарными, т. е. для каждого момента времени поля температур и напряжений под индуктором и спрейером практически не изменяются, а только смещаются параллельно с движением индуктора.

На рисунке 3 представлено распределение структурного состава по радиусу для срединного сечения вала. На рисунке видно, что на глубине 20 мм от поверхности структура чисто мартенситная. Далее появляется гетерогенная структура, состоящая из бейнита и мартенсита, на расстоянии 50 мм структура состоит из 25%

перлита, 28% бейнита и 47% мартенсита. На расстоянии 59 мм структура чисто перлитная. Глубина закаленного слоя, содержащего 75...100% мартенсита, до 20% бейнита и до 5% перлита и имеющего твердость 93—98 HSD составляет около 45 мм.

Расчеты показали, что эпюра напряжений получается практически симметричной относительно срединной плоскости вала, поэтому на рис. 4 представлено распределение остаточных осевых напряжений только в правой верхней четверти продольного сечения вала (масштаб по радиусу в 2 раза больше, чем по оси). На рисунке видно, что максимальные растягивающие напряжения наблюдаются в осевой зоне и составляют 550 МПа. Кроме того, вблизи шейки формируется зона краевого эффекта с растягивающими напряжениями, составляющими 180 МПа. Сжимающие напряжения, достигающие 820 МПа, формируются у рабочей поверхности вала.

Для оценки целесообразности использования для изготовления рассмотренных валков стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением 25Н12М6К10 был проведен анализ температурно-структурного и напряженного состояний таких валков при термической обработке. При использовании высоколегированных сталей валки обычно изготавливаются биметаллическими. Ось выполняется из дешевой валковой стали, а наплавка из дорогостоя-

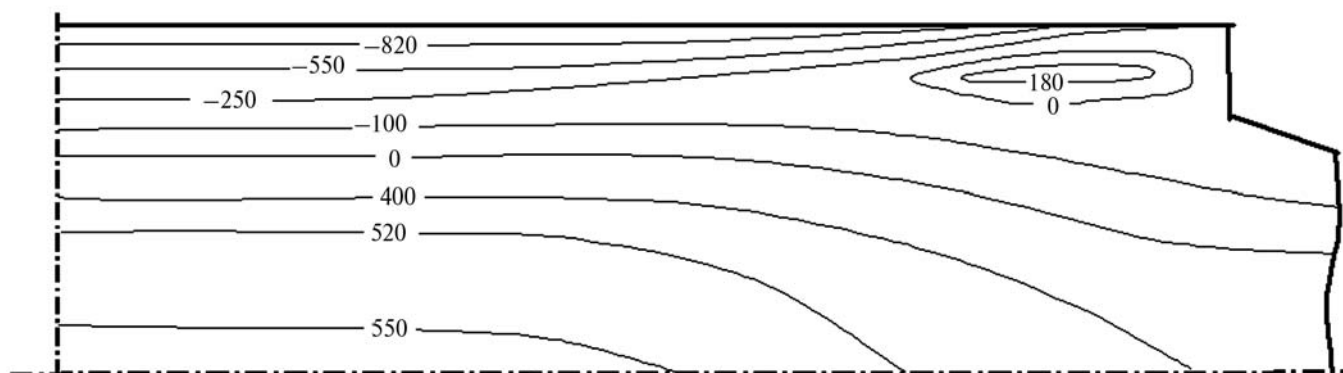


Рис. 4. Изолинии остаточных осевых напряжений в продольном сечении цельнокованого прокатного валка (значения указаны в МПа)

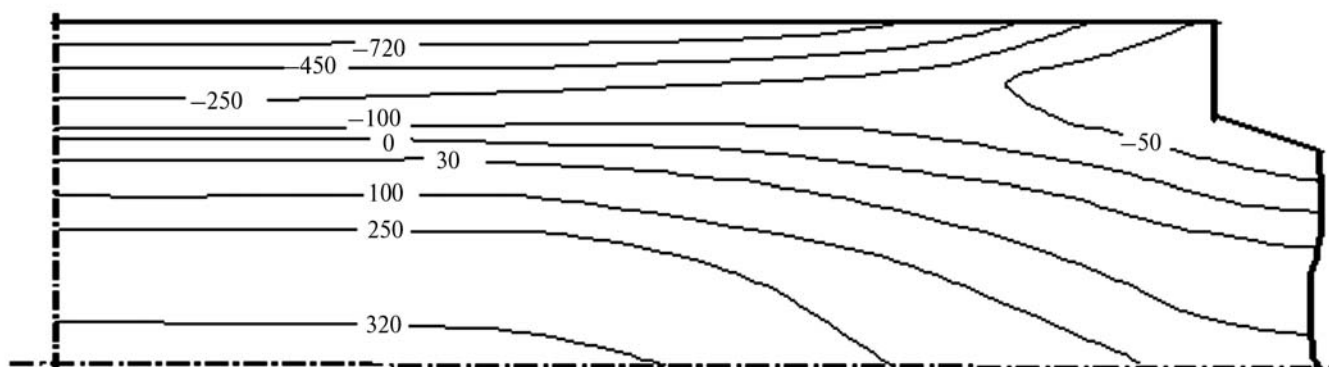


Рис. 5. Изолинии остаточных осевых напряжений в продольном сечении биметаллического прокатного валка (значения указаны в МПа)

щей стали. В расчете принималось, что ось изготовлена из стали 60ХН, а наплавка толщиной 45 мм из стали 25Н12М6К10. Режим термообработки валков состоял в нагреве до 1100 °С в печи скоростного нагрева, выдержке 1 ч, охлаждении водо-воздушной смесью в спрейерной установке [5] и отпуске при 500 °С. Основное отличие расчета валков из стали 25Н12М6К10 заключается в том, что данная сталь имеет только две структуры — аустенит и мартенсит. В связи с этим алгоритм решения задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой немного упрощается. В расчете использовались уравнения состояния при пластичности и ползучести, полученные при экспериментальном исследовании данной марки стали [6, 7].

Расчет структурного состава показал, что структура наплавки после термообработки

соответствует закаленному мартенситу, а оси — перлиту. Полученная мартенситная структура наплавки обеспечивает требуемую твердость рабочей поверхности валков и гарантирует их высокие эксплуатационные свойства.

На рисунке 5 представлено распределение остаточных термических осевых напряжений в продольном сечении биметаллического валка. Из сравнения результатов, приведенных на рис. 4 и 5, видно, что распределение напряжений в биметаллическом валке с наплавкой из стали 25Н12М6К10 после ускоренной нормализации более благоприятное, чем в цельнокованом валке из традиционной валковой стали 75Х2СГФ, подвергшемся индукционной закалке ТПЧ. Максимальные значения опасных растягивающих напряжений в биметаллическом валке ниже приблизительно на 60%. Кроме того, в отличие от закаленных цельно-

кованных валков в биметаллических валках не возникает опасных зон краевого эффекта вблизи шеек. Наличие таких зон особенно опасно, так как они расположены на достаточном удалении от оси и при эксплуатации в этих зонах происходит циклическое нагружение с большей амплитудой, чем в осевых зонах.

## Выводы

1. Для формирования требуемого закаленного слоя в биметаллических прокатных валках с наплавкой из стали 25Н12М6К10 не требуется применять индукционную закалку ТПЧ, как в валках из традиционных сталей, а достаточно использовать ускоренную нормализацию.

2. Уровень наиболее опасных осевых остаточных напряжений в биметаллических валках после термической обработки ниже, чем

в цельнокованных валках из традиционных сталей при одинаковой глубине закаленного слоя.

## Литература

1. *Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г.* Прочность термообрабатываемых прокатных валков. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. 264 с.
2. *Коздoba Л.А.* Методы решения нелинейных задач теплопроводности. М.: Наука, 1975. 228 с.
3. *Кристиан Дж.* Теория превращений в металлах и сплавах: Пер. с англ. М.: Мир. Ч. 1: Термодинамика и общая кинетическая теория, 1978. 808 с.
4. Термопрочность деталей машин / Под ред. И.А. Биргера, Б.Ф. Шорра. М.: Машиностроение, 1975. 456 с.
5. *Покровский А.М., Лешковцев В.Г.* Расчетное определение структуры и твердости прокатных валков после индукционной закалки // *Металловедение и термическая обработка металлов.* 1997. № 9. С. 31–34.
6. *Покровский А.М.* Исследование пластичности стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением // *Изв. вузов. Машиностроение.* 2011. № 10. С. 14–17.
7. *Покровский А.М.* Исследование ползучести стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением // *Изв. вузов. Машиностроение.* 2011. № 11. С. 51–55.

Статья поступила в редакцию 07.03.2012