

На правах рукописи

ПОКРОВСКИЙ АЛЕКСЕЙ МИХАЙЛОВИЧ

**РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНЫХ МЕТОДОВ АНАЛИЗА ПРОЧНОСТИ
КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ ПРИ
ТЕРМООБРАБОТКЕ И ПРЕССОВОЙ ПОСАДКЕ**

**Специальности 01.02.06 – Динамика, прочность машин, приборов
и аппаратуры**

**05.16.01 – Металловедение и термическая обработка
металлов**

**Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
доктора технических наук**

Москва – 2003 г.

Работа выполнена в Московском государственном техническом университете (МГТУ) им. Н.Э.Баумана

Официальные оппоненты: доктор технических наук,
профессор Зарубин В.С

доктор технических наук,
профессор Гневко А.И.

доктор технических наук,
профессор Кирдеев Ю.П.

Ведущее предприятие: АКХ "ВНИИМЕТМАШ"

1618033
на заседании
государственной комиссии
105005, Покровский А.М.
Разработка расчетных
методов анализа
прочности
От крупногабаритных проката...
указанно 2003 0-00

2003 г. в 14 30
212.141.03 при Московском
университете им. Н.Э.Баумана по адресу:

Своими печатями, просьба высылать по

1618033

МГТУ и

ВОЗВРАТИТЕ КНИГУ НЕ ПОЗЖЕ
обозначенного здесь срока



1618033*
Библиотека МГТУ им. Н.Э. Баумана

В.И.Дрозд

л. Тираж 100 экз.
им. Н.Э.Баумана

Актуальность проблемы. Основная часть металлопродукции в промышленно развитых странах выпускается в настоящее время в виде проката. В 2000 г. производство проката в России составило 46,9 млн т, в том числе листового проката 20, 2 млн т. Листовая сталь составляет наибольшую долю конечной металлургической продукции: в России – 45% ; в развитых Европейских странах – 76,2% . С каждым годом увеличивается доля листового проката в общей структуре выпуска по отношению к сортовику. Последнее объясняется наибольшей экономичностью и универсальностью этого вида продукции, особенно тонколистового холоднокатаного проката. Холоднокатаные листы и полосы находят широкое применение в народном хозяйстве для легких штампованных и сварных конструкций в высокотехнологичных производствах, особенно в автомобилестроении. В связи с этим примерно 50% тонкого плоского стального листа в России получается путем холодной прокатки.

Бесперебойный выпуск требуемого объема листового проката возможен только при наличии мощных прокатных станов, отвечающих последнему слову техники. Листопрокатный стан представляет собой сложнейший комплекс машин и механизмов, основным инструментом которого, формирующим размеры листа, его чистоту поверхности, свойства и, в конечном счете, определяющим качество проката, являются валки, смонтированные в клетки. Уровень развития валкового хозяйства в настоящее время в России существенно отстает от требований современного прокатного производства. Достигнутые показатели качества и работоспособности валков не позволяют заметно сократить их эксплуатационный парк и складские помещения, что предопределяет необоснованные материальные затраты.

Технология листопркатного производства характеризуется высокой интенсивностью процесса. Скорость прокатки в непрерывных станах может достигать 40 м/с. Постоянно повышаются требования к качеству прокатаваемого листа, к его чистоте поверхности и допускам на разнотолщинность. Увеличивается степень обжата при прокатке, возрастает доля труднодеформируемых материалов. Все это приводит к ужесточению условий эксплуатации рабочих и опорных валков, увеличению контактных и изгибных напряжений, что приводит к повышению требований к валкам по их твердости и прочности. Таким образом, одной из наиважнейших задач металлургического машиностроения является изготовление высококачественных прокатных валков. Особенно это относится к крупным валкам с диаметром более двух и длиной до пяти метров.

В настоящее время крупногабаритные прокатные валки, предназначенные для работы в наиболее тяжелых условиях и обладающие повышенной твердостью (до 100-105 единиц по Шору) и прочностью производятся либо



цельноковаными, либо составными с кованым бандажом, который путем тепловой посадки напрессовывается на ось. Для их изготовления применяются, в основном, высокопрочные легированные стали типа 9Х, 9Х2, 9ХФ, 9Х2В, 9Х2МФ, 9Х2СФ, 80ХНЗВ, 60ХСМ, 75ХМ и другие. Для придания моноблочным и составным валкам требуемых эксплуатационных свойств подвергаются термической обработке, при которой в них возникают значительные термические напряжения, в бандажированных валках к ним еще добавляются напряжения от посадки. Неоднократно, вследствие высокого уровня указанных напряжений, разрушение валков происходило до начала эксплуатации при термообработке, тепловой посадке, транспортировке или хранении. Например, случаи самопроизвольного разрушения крупногабаритных бандажей при их хранении после термообработки зарегистрированы на АО “Новокраматорский машиностроительный завод” (НКМЗ, Украина). Неоднократно наблюдались также случаи брака по причине появления хрупких трещин, выявленных методами неразрушающего контроля сразу после окончания термообработки. На ОАО “Электростальтяжмаш” отмечалась выбраковка моноблочных валков по появляющемуся характерному “звону” при индукционной закалке ППЧ, связанному с зарождением и скачкообразным ростом хрупких трещин уже на стадии закалки.

Как известно стойкость валка, то есть количество прокатанного металла до списания, в первую очередь определяется твердостью бочки. Увеличения твердости можно добиться путем применения более жестких режимов термообработки, что приведет к повышению уровня остаточных напряжений. Таким образом, проблема заключается в выборе таких режимов термообработки, которые обеспечивали бы формирование в валке закаленного слоя требуемой толщины и твердости, но не приводили бы к разрушению вследствие высокого уровня термонапряжений. Для составных валков также важен выбор натягов, не приводящих к возникновению недопустимых монтажных напряжений, но в то же время гарантирующих несползание бандаж с оси в процессе эксплуатации.

Экспериментальные способы определения термонапряжений малоэффективны, так как разрушающие методы предусматривают повреждение валка, представляющего собой уникальную дорогостоящую деталь, а неразрушающие методы недостаточно разработаны или обладают высокой погрешностью. К тому же экспериментальные методы не позволяют определить временные напряжения, имеющие место непосредственно в процессе термообработки, а они в некоторых случаях бывают опаснее остаточных.

Таким образом, актуальной проблемой является разработка расчетных методов анализа термомеханических процессов, протекающих в крупногабаритных прокатных валках при термообработке и прессовой посадке, позволяющие путем компьютерного моделирования совершенствовать их технологические режимы.

Цель работы. Разработка подкрепленных экспериментальными исследованиями теории и методов численного анализа прочности прокатных валков при различных режимах термообработки и прессовой посадки с учетом нестабильности структуры материала.

Основные задачи исследования.

1. Разработка методики решения связанной осесимметричной задачи нелинейной нестационарной теплопроводности, определения структурного состава и термоупруговязкопластичности применительно к различным видам термообработки цельнокованых и бандажированных валков.

2. Создание методики определения монтажных напряжений в предварительно закаленном бандаже при посадке с натягом на профилированную ось.

3. Разработка методики оценки трещиностойкости крупногабаритных прокатных валков после их изготовления.

4. Создание программного комплекса для реализации на ЭВМ разработанных методов и алгоритмов, выявление основных зависимостей, связывающих характеристики напряженного состояния и параметры режимов термообработки и посадки.

5. Комплексное экспериментальное исследование физико-механических свойств валковой стали с нестабильной структурой в интервале температур, характерных для термической обработки прокатных валков.

6. Выработка рекомендаций по совершенствованию технологии термообработки и тепловой посадки прокатных валков.

Научная новизна.

1. Разработана методика решения нелинейной нестационарной связанной задачи теплопроводности для объемной закалки и нормализации с отпуском бандажей и индукционной закалки ТПЧ с отпуском цельнокованых валков с учетом зависимости всех теплофизических коэффициентов от температуры и фазового состава, а также тепловыделений при структурных превращениях.

2. Предложены варианты неизотермических теорий пластического течения и ползучести упрочнения, распространенных на случай материала с нестабильной структурой.

3. Разработана методика решения связанной осесимметричной задачи термоупруговязкопластичности с учетом взаимного влияния напряженного и структурного состояний.

4. Создана методика расчета напряженного состояния в предварительно закаленном бандаже при посадке с натягом на профилированную ось, путем решения осесимметричной упругопластической контактной задачи с учетом осевого проскальзывания, остаточных деформаций и напряжений от термообработки, а также неоднородности структурного состава.

5. Предложена методика оценки трещиностойкости крупногабаритных цельнокованых и бандажированных прокатных валков после термообработки и прессовой посадки.

6. Проведено экспериментальное исследование влияния напряженного состояния на структурные превращения, а также пластичности и ползучести стали 75Х2ГНМФ в процессе термической обработки.

Достоверность результатов исследования вытекает из обоснованности использованных теоретических положений и математических методов и подтверждена численными экспериментами по оценке сходимости и точности разработанных алгоритмов, проверкой всех задач, составляющих математическую модель, на тестовых примерах, а также сравнительным анализом полученных выходных данных с имеющимися результатами натурных испытаний других авторов.

Практическая ценность диссертационной работы состоит в том, что разработанные положения, методики и алгоритмы реализованы в виде программного комплекса, который позволяет без проведения дорогостоящих и трудоемких экспериментальных исследований путем математического моделирования подбирать такие режимы термообработки, при которых прокатные валки отвечают не только требованиям по твердости, но и по прочности. Основные положения работы могут быть использованы для оценки прочности и других термонагруженных деталей. Расчеты, проведенные для реально существующих прокатных валков толстолистовых станов ТЛС-3000 и ТЛС-3600, позволили усовершенствовать технологические режимы их изготовления. Результаты работы в виде алгоритмов численных расчетов и программного комплекса переданы для практического использования в АО "НKMЗ", РНЦ "Курчатовский институт", а также используются в учебном процессе МГТУ им. Н.Э.Баумана.

Апробация работы. В ходе выполнения диссертационной работы результаты исследования докладывались на III Уральской региональной конференции "Функционально-дифференциальные уравнения и их приложения" (Пермь, 1988), Сибирской школе по современным проблемам механики деформируемого твердого тела (Новосибирск, 1989), Сибирской школе по современным проблемам механики деформируемого твердого тела (Якутск, 1990), Второй Международной Научно-технической конференции "Актуальные проблемы фундаментальных наук" (Москва, 1994), 6-th International Symposium on Creep and Coupled Processes (Польша, 1998), Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materialow I Konstrukcji (Польша, 2001), а также на семинаре "Прикладная теория пластичности и ползучести" в МГТУ им. Н.Э.Баумана 1987, 1989, 1995, 2003 годах.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, шести глав, общих выводов, списка литературы из 210 наименований. Работа изложена на 305 страницах, содержит 121 рисунок и 12 таблиц.

ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во введении обоснована актуальность темы, сформулированы цели и задачи диссертации, научная новизна, практическая ценность и основные положения, выносимые на защиту.

В главе 1. Современное состояние проблемы прочности крупногабаритных опорных и рабочих валков листопрокатных станов и основные задачи, рассматриваемые в работе освещены проблемы, возникающие при производстве и эксплуатации крупногабаритных прокатных валков. Приведено описание основных технологических этапов изготовления валков, имеющих значение для создания математической модели термомеханических процессов, определяющих их трещиностойкость. Представлен обзор научных подходов к оценке прочности цельнокованых и бандажированных валков.

Прокатный валок состоит из бочки, непосредственно участвующей в контактировании, и шеек (цапф), расположенных с обеих сторон бочки и опирающихся на подшипники. Допустимая величина износа бочки составляет от 3 до 18% от номинального диаметра. По достижении этого значения валок становится непригодным для дальнейшего использования, и его отправляют в шихту или перетачивают на меньший типоразмер. Известно, что износ валков главным образом зависит от твердости бочки. С другой стороны увеличение твердости приводит к снижению вязкости материала, и как следствие к повышению склонности к хрупкому разрушению. Поэтому выбор материала валка и режимов его окончательной термической обработки, которые в первую очередь определяют его твердость и прочность является чрезвычайно актуальной задачей.

Цикл изготовления кованых стальных валков достаточно трудоемок и включает следующие технологические этапы: выплавка и разливка стали; ковка слитков; предварительная термическая обработка; механическая обработка; окончательная термическая обработка; чистовая механическая обработка.

Выплавка заготовок для валков обычно производится в кислых мартеновских или электродуговых печах. Причем способ производства стали существенно влияет на эксплуатационную стойкость валков. В процессе разлива очень важно обеспечить такие условия кристаллизации металла в изложницах, которые исключили бы появление осевой усадочной рыхлости. Известно, что в процессековки дефекты усадочного характера не всегда завариваются. Решающее влияние на структуру кованого металла оказывает выбор оптимальной скорости охлаждения с температуры концаковки. В случае недостаточного переохлаждения возможно частичное формирование карбидной сетки. Высокие скорости охлаждения могут привести к появлению в поковках флокенов. Из изложенного следует, что в ходе изготовления стальных кованых валков в них уже на стадии выплавки, разлива иликовки мо-

гут возникнуть различные трещиноподобные дефекты, которые впоследствии могут привести к разрушению.

Термическая обработка крупногабаритных прокатных валков, достигающих массы более 100 т, производится в два этапа. Вначале осуществляется предварительная термическая обработка, цель которой сформировать свойства сердцевинной части валка и создать условия для механической обработки поверхностных слоев, после которой производится окончательная термообработка.

В качестве предварительной термической обработки обычно применяется отжиг с улучшением, отжиг и нормализация с высоким отпуском или двойная нормализация с отпуском. Предварительная термическая обработка не направлена на получение закаленного слоя, и поэтому не предусматривает жестких режимов охлаждения, вызывающих формирование существенных остаточных напряжений. К тому же высокий отпуск способствует практически полной их релаксации. Случаи разрушения валков до проведения окончательной термической обработки в производственной практике не отмечены.

После механической обработки производится окончательная термическая обработка, основными видами которой являются нормализация, объемная и индукционная закалки с отпуском. Целью окончательной термической обработки является формирование закаленного слоя, во многом определяющего качество готового валка. При этом вследствие интенсивных режимов нагрева и охлаждения в валке возникают значительные остаточные напряжения, оказывающие первостепенное влияние на прочность валка как до, так и после начала эксплуатации. Длительная выдержка при высоких температурах на начальном этапе окончательной термообработки позволяет с достаточной степенью точности принять это состояние за исходное ненагруженное состояние с одинаковой температурой и однородным структурным составом.

При изготовлении составных валков бандажи и оси термообрабатываются отдельно, причем для осей применяются менее жесткие режимы термической обработки, не приводящие к формированию значительных остаточных напряжений. После тепловой посадки бандажа на ось в нем возникают дополнительные монтажные напряжения от посадки.

Таким образом, наиболее опасными операциями в технологической цепочке изготовления валков, с точки зрения их прочности, являются окончательная термическая обработка и тепловая посадка для составных валков.

Напряжения при термообработке стальных изделий возникают вследствие неравномерного распределения температуры и неодновременного протекания структурных превращений, поэтому для их определения необходимо знать температурные и структурные поля в детали. В связи с этим математическая модель термомеханических процессов при термической обработке должна включать расчет температурного, структурного и напряженного со-

стояний. Каждый из этапов решения обладает своими особенностями и представляет по существу отдельную проблему.

Математическому моделированию термомеханических процессов, протекающих в крупногабаритных стальных деталях при термообработке посвящены работы В.В.Абрамова, В.А.Ломакина, Н.П.Морозова, В.П.Полухина, В.А.Николаева, А.М.Легуна, В.Т.Фирсова, И.М.Борисова, В.С.Морганюка, В.Е.Лошкарева, Н.А.Адамовой (Немзер), Н.И.Загряцкого, С.Я.Устиловского, А.С.Киселева, Т.Иноэ, К.Танакэ, Н.-Y. Yn, Z.-G. Wang, S.Denis, A.Bakota, S.Iskierka, J.Rodrigues, P.Martins, M.Ehlers, H.Muller, D.Lohe и др. Выполненный анализ литературных источников показал, что, несмотря на значительные успехи российских и зарубежных ученых в этом направлении, данная проблема в силу своей сложности, еще не является до конца исследованной. Решение задачи в значительной степени осложняется протеканием структурных превращений, оказывающих существенное влияние на физико-механические и теплофизические характеристики, а также приводящих к тепловыделениям и проявлению сверхпластичности в процессе самих структурных превращений.

Реальные процессы термообработки крупногабаритных прокатных валков протекают таким образом, что в различных температурных интервалах в них могут формироваться как пластические деформации, так и деформации ползучести. Условия нагружения при этом существенно отличаются от простого. В связи с этим решение необходимо проводить, применяя теории, описывающие историю нагружения, с использованием модели упруговязкопластической среды с нестабильной структурой, учитывающей сверхпластичность превращений.

Имеющиеся математические модели термомеханических процессов, протекающих при термообработке, обладают рядом недостатков. В частности нет работ, основанных на решении осесимметричной задачи термоупруговязкопластичности с учетом взаимного влияния структурного и напряженного состояний. Использование в работах многих авторов модели упругопластической среды объясняется в первую очередь отсутствием экспериментальных данных по ползучести различных структур стали в широком температурном диапазоне (20...900°C), характерном для термообработки, а также несовершенством математических методов решения задачи термоползучести с учетом нестабильности структурного состава.

Проведенный анализ литературных источников показал, что не существует законченного исследования, освещающего рассмотренную проблему от начала и до конца, от всестороннего изучения физико-механических свойств валковой стали, до построения на его основе математической модели, позволяющей не только определить твердость вала, напряжения от термообработки и посадки с учетом всех основных особенностей задачи, но и оценить его трещиностойкость.

В главе 2. Экспериментальное исследование и теоретическое описание физико-механических свойств валковой стали 75Х2ГНМФ при термообработке отображены результаты экспериментального исследования и теоретического описания физико-механических свойств валковой стали 75Х2ГНМФ.

Для изучения объемных деформаций в стали при термообработке проведено dilatометрическое исследование. Испытания выполнены на dilatометре фирмы "LINSEIS", оснащенном электронными блоками записи удлинений и температур.

Свободная деформация гетерогенной структуры вычислялась на основании правила смеси по уравнениям dilatограмм отдельных фаз

$$\varepsilon_T = \varepsilon_A \cdot V_A + \varepsilon_P \cdot V_P + \varepsilon_B \cdot V_B + \varepsilon_M \cdot V_M, \quad (1)$$

где $\varepsilon_A, \varepsilon_P, \varepsilon_B, \varepsilon_M, V_A, V_P, V_B, V_M$ - свободные деформации и объемные доли аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно.

Суммарный коэффициент линейного расширения, учитывающий температурные и структурные деформации за интервал температуры Δt , определялся по уравнению

$$\alpha = \Delta \varepsilon_T / \Delta t. \quad (2)$$

Результатами dilatометрического исследования кроме этого явились термокинетическая диаграмма распада переохлажденного аустенита (ТКД), а также кинетические кривые распада аустенита в мартенсит при охлаждении и отпуска мартенсита при отогреве, для которых были подобраны аппроксимирующие зависимости.

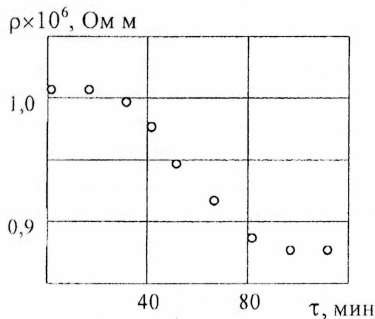


Рис. 1.

Кривая падения удельного электросопротивления для распада аустенита в перлит при температуре 600°С

Исследование влияния напряжений на структурные превращения и свойств пластичности и ползучести стали осуществлялось на экспериментальной установке типа ИМАШ-20-75 в условиях одноосного растяжения в вакууме. На установке имелась возможность исследовать изменение удельного электросопротивления образца в процессе испытания. На рис. 1 в качестве примера приведена кривая падения удельного электросопротивления для изотермического распада аустенита в перлит при температуре 600°С.

На основании правила смеси

кривые падения удельного электросопротивления пересчитывались в кинетические кривые распада аустенита по формуле

$$V_{\alpha} = (\rho_A - \rho) / (\rho_A - \rho_{\alpha}) \quad , \quad (3)$$

где $\rho, \rho_A, \rho_{\alpha}$ - удельные электросопротивления гетерогенной структуры, аустенита, продукта распада (перлита, бейнита) соответственно; V_{α} - объемная доля продукта распада.

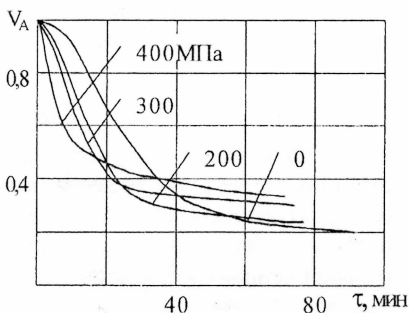


Рис. 2.
Кинетические кривые бейнитного превращения при 300 °C

При изучении структурных превращений под нагрузкой установлено, что растягивающие напряжения, соизмеримые с термонапряжениями при термической обработке прокатных валков оказывают заметное влияние только на бейнитное превращение. При этом увеличение приложенного напряжения приводит к ускорению хода превращения и снижению предельной степени распада аустенита. На рис.2 приведены кинетические кривые распада аустенита в бейнит под нагрузкой при температуре 300 °C. Для описания этого эффекта предложено использовать параметры Ω и B , учитывающие

соответственно снижение времени полураспада и предельной степени распада под напряжением.

Изучение ползучести стали проведено для каждой отдельной структуры. Испытания аустенита осуществлены при температурах его стабильного состояния 750, 450, 200 °C при напряжениях 60...800 МПа. Перлит, полученный при 650 °C, испытан при температурах 600, 400, 200 °C и напряжениях 150...850 МПа. Опыты на ползучесть низкотемпературных фаз бейнита и мартенсита показали, что вязкостью этих структур при термообработке крупногабаритных прокатных валков можно пренебречь.

Результаты опытов на ползучесть проанализированы с точки зрения возможной формулировки уравнений состояния. Предположено, что кривая ползучести гетерогенной структуры определяется по кривым ползучести аустенита и перлита пропорционально их объемным долям

$$\varepsilon_c(\tau) = \varepsilon_c^A(\tau) \cdot V_A + \varepsilon_c^{\Pi}(\tau) \cdot V_{\Pi} \quad . \quad (4)$$

При использовании для описания кривых ползучести аустенита ε_c^A и перлита ε_c^{Π} соотношений теории упрочнения (в качестве примера на рис. 3

штриховыми линиями представлены результаты теоретического описания ползучести аустенита при 750°C по этой теории), выражение для скорости деформации ползучести в случае постоянного на шаге структурного состава имеет вид

$$\dot{\varepsilon}_c = [\gamma_A \cdot \sigma^{\nu_A} / (\varepsilon_c^A)^{\beta_A}] \cdot V_A + [\gamma_{\Pi} \cdot \sigma^{\nu_{\Pi}} / (\varepsilon_c^{\Pi})^{\beta_{\Pi}}] \cdot V_{\Pi} , \quad (5)$$

где $\gamma_A, \nu_A, \beta_A, \gamma_{\Pi}, \nu_{\Pi}, \beta_{\Pi}$ - коэффициенты, зависящие от температуры.

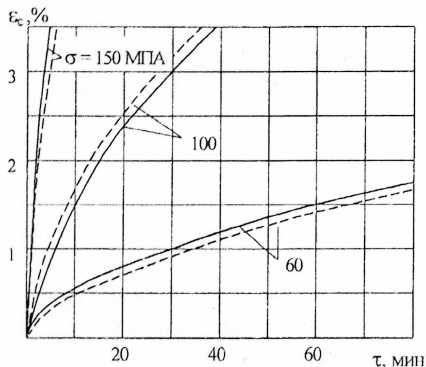


Рис. 3. Кривые ползучести аустенита при 750°C

В отличие от классической теории упрочнения в уравнение (5) явно не входит накопленная деформация ползучести ε_c , а входят деформации ε_c^A и ε_c^{Π} , подсчитанные по кривым ползучести аустенита и перлита для времени, которому соответствует на кривой ползучести гетерогенной структуры накопленная деформация ползучести ε_c . Определение ε_c^A и ε_c^{Π} сводится к решению итерационным способом трансцендентного уравнения (4).

При исследовании сверхпластичности (аномальной ползучести) структурных превращений установлено, что в процессе бейнитного превращения под нагрузкой проявляется особый тип неупругой деформации, связанный с упорядочением сдвигов при перестройке кристаллической решетки под действием напряжений. Выяснено, что величина этой деформации определяется уровнем приложенного напряжения и объемной долей образовавшегося бейнита

$$\Delta \varepsilon_b = \eta_b \cdot \sigma \cdot \dot{V}_b , \quad (6)$$

где η_b - константа.

Эффекта сверхпластичности при перлитном и мартенситном превращениях при испытании исследуемой стали не обнаружено.

В связи с тем, что сверхпластическая деформация развивается во времени, она объединялась с деформацией ползучести. Уравнения состояния в этом случае имеют вид

$$\dot{\varepsilon}_c = \frac{3}{2} \cdot \frac{S_y}{\sigma_i} \cdot \left(\frac{\gamma_A \cdot \sigma_i^{\nu_A}}{(q_c^A)^{\beta_A}} \cdot V_A + \frac{\gamma_{\Pi} \cdot \sigma_i^{\nu_{\Pi}}}{(q_c^{\Pi})^{\beta_{\Pi}}} \cdot V_{\Pi} + \eta_b \cdot \sigma_i \cdot \dot{V}_b \right) , \quad (7)$$

где S_y - девиатор напряжений, $q_c^{(n)} = \int d\bar{\epsilon}_i^{c^{(n)}}$ - параметр Удквиста при ползучести аустенита (перлита), (.) - обозначает дифференцирование по времени.

σ, МПа

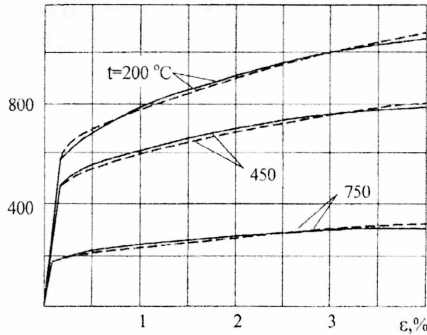


Рис. 4. Кривые растяжения аустенита

Исследование пластичности стали проведено при скорости деформирования 10^{-2} 1/с. Как и в опытах на ползучесть сталь испытана в различных структурных состояниях. Аустенит исследован при температурах 750, 450, 200 °C, перлит - 600, 400, 200, 20 °C, бейнит - 330, 250, 20 °C, мартенсит - 200, 100, 20 °C. Показано, что с точностью до разброса экспериментальных данных кривые растяжения, полученные при указанной скорости деформирования, можно считать мгновенными. Аппроксимация

кривых проведена по схеме упругопластического тела со степенным упрочнением. Результаты аппроксимации для аустенита представлены на рис. 4 штриховыми линиями.

Для описания пластичности гетерогенной структуры использовано правило смеси. Предложены следующие уравнения состояния при пластичности

$$\sigma_i = E \cdot \varepsilon \quad \text{при} \quad \varepsilon \leq \varepsilon_T = (\sigma_{TA} \cdot V_A + \sigma_{TP} \cdot V_P + \sigma_{TB} \cdot V_B + \sigma_{TM} \cdot V_M) / E$$

$$\sigma_i = \sigma_{TA} \cdot (\varepsilon / \varepsilon_{TA})^{m_A} \cdot V_A + \sigma_{TP} \cdot (\varepsilon / \varepsilon_{TP})^{m_P} \cdot V_P +$$

$$+ \sigma_{TB} \cdot (\varepsilon / \varepsilon_{TB})^{m_B} \cdot V_B + \sigma_{TM} \cdot (\varepsilon / \varepsilon_{TM})^{m_M} \cdot V_M \quad \text{при} \quad \varepsilon > \varepsilon_T, \quad (8)$$

где E - модуль упругости; $\varepsilon = q_p + \sigma_i / E$ - силовая деформация; $q_p = \int d\bar{\epsilon}_i^p$ - параметр Удквиста при пластичности; $\sigma_{TA}, \sigma_{TP}, \sigma_{TB}, \sigma_{TM}, m_A, m_P, m_B, m_M$ - пределы текучести и показатели упрочнения, зависящие от температуры, для аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно.

Уравнения (7) и (8) являются определяющими для решения задачи термовязкопластичности с учетом нестабильности структурного состава.

В главе 3. Математическое моделирование термомеханических процессов, протекающих в крупногабаритных прокатных валках при термообработке приведены постановка и методика решения связанной задачи термоупруговязкопластичности с учетом фазовых превращений. Решение этой задачи позволяет проследить кинетику формирования структурного со-

става (а следовательно твердости) и остаточных напряжений в крупногабаритных бандажах и цельнокованых валках при термообработке, что позволяет выработать подходы к оценке трещиностойкости прокатных валков.

Связь задач определения температурного, структурного и напряженного состояний при термической обработке крупногабаритных бандажей и цельнокованых валков вытекает из того, что при расчете структурного состава используется решение уравнения теплопроводности, теплофизические коэффициенты которого зависят от структуры. Напряженное состояние в свою очередь оказывает воздействие на процесс структурообразования. И, наконец, при решении задачи термоупруговязкопластичности применяются уравнения состояния, зависящие как от температуры, так и от кинетики структурных превращений.

При использовании шагового метода расчета имеется возможность на каждом шаге по времени решать каждую задачу независимо от других. Алгоритм расчета заключается в следующем. На произвольном временном шаге сначала решается задача теплопроводности и определяется температурное поле в бандаже или валке. При этом теплофизические характеристики соответствуют значениям температур и структур на предыдущем шаге. Затем моделируется распад аустенита и вычисляется структурный состав и свободная деформация. Полученное температурно-структурное состояние на данном временном шаге является исходным для определения твердости и напряжений.

Коэффициент теплопроводности гетерогенной структуры определялся исходя из правила смеси

$$\lambda = \lambda_{\gamma} \cdot V_A + \lambda_{\alpha} \cdot (1 - V_A) , \quad (9)$$

где $\lambda_{\gamma}, \lambda_{\alpha}$ - 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 этих структур. Анализ справочных данных показал, что коэффициент теплопроводности стали в аустенитном состоянии слабо зависит от химического состава. Исходя из этого λ_{γ} принимался по усредненным значениям, приводимым в справочной литературе для аустенитных сталей. Для λ_{α} использовалась зависимость близкой по химическому составу к валковым сталям инструментальной стали ШХ15. На рис. 5 представлены указанные зависимости, которые с достаточной степенью точности аппроксимируются прямыми линиями. Из рисунка видно, что коэффициенты теплопроводности аустенита и перлита могут от-

личаться более чем в два раза, поэтому расчет температур с учетом нестациональности структурного состава обоснован.

λ , Вт/м·К

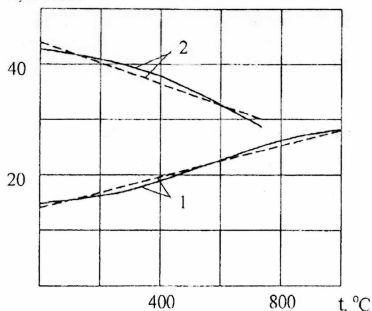


Рис. 5.

Коэффициент теплопроводности стали в аустенитном (1) и перлитном (2) состояниях

Тепловые выделения при структурных превращениях рассчитывались по формуле

$$q_v^s = \rho \cdot L_s \cdot \frac{\Delta V_s}{\Delta \tau} \quad (10)$$

где L_s - удельная теплота, зависящая от типа превращения, а ρ - плотность гетерогенной структуры, связанная со свободной деформацией выражением

$$\rho = \rho_0 / (1 + 3 \cdot \varepsilon_r) \quad (11)$$

в котором ρ_0 - плотность стали в перлитном состоянии при температуре 20 °C.

Расчет напряжений проведен в геометрически линейной постановке, но с учетом физической нелинейности, посредством решения задачи термоупруговязкопластичности. Использован общий подход к решению поставленной задачи, при котором считается, что материал обладает вязкими свойствами как в упругой, так и в пластической областях. Описание пластического и вязкого деформирования стали осуществлено соответственно по теориям пластического течения и ползучести упрочнения, распространенным на случай нестабильного структурного состава. В основу решения положен шаговый метод дополнительных (начальных) деформаций, изложенный в работах И.А.Биргера и Б.Ф.Шорра. В этом случае приращение тензора полной деформации можно представить в виде суммы

При учете выделения скрытой теплоты фазовых переходов посредством введения в уравнение теплопроводности мощности внутренних источников энерговыделения q_v^s , зависимость коэффициента теплоемкости от температуры при охлаждении можно принимать по справочным данным, полученным при нагреве, но без учета имеющегося на кривых пика. В этом случае эти зависимости для различных структурных состояний практически не отличаются и близки к линейным. В связи с этим коэффициент теплоемкости считался зависящим только от температуры.

$$\Delta \varepsilon_y = \Delta \varepsilon_y^e + \Delta \varepsilon_y^p + \Delta \varepsilon_y^c + \delta_y \cdot \Delta \varepsilon_T, \quad (12)$$

где $\Delta \varepsilon_y^e, \Delta \varepsilon_y^p, \Delta \varepsilon_y^c$ - компоненты упругой, пластической и деформации ползучести соответственно; $\Delta \varepsilon_T$ - приращение свободной деформации, учитывающей температурные и структурные изменения объема; δ_y - символ Кронекера.

Согласно методу дополнительных деформаций решение задачи термоупруговязкопластичности сводится к последовательному решению задачи термоупругости. При этом три последних слагаемых в уравнении (12) объединяются в одно, тогда

$$\Delta \varepsilon_y = \Delta \varepsilon_y^e + \Delta \varepsilon_y^0, \quad (13)$$

где $\Delta \varepsilon_y^0 = \Delta \varepsilon_y^p + \Delta \varepsilon_y^c + \delta_y \cdot \Delta \varepsilon_T$ - дополнительная деформация. Величина $\Delta \varepsilon_T$ остается постоянной на шаге, $\Delta \varepsilon_y^e, \Delta \varepsilon_y^0$ итерационно уточняются.

Согласно работам Т.Иноуэ сделано предположение о существовании пластического потенциала, зависящего не только от параметра Удквиста и температуры, но также и от структурного состава

$$F_p = (3/2 \cdot S_y \cdot S_y)^{1/2} - f_T(q_p, t, \{V\}) = 0, \quad (14)$$

где $\{V\}$ - вектор объемных долей, f_T - функция, вид которой конкретизирован в испытаниях на одноосное растяжение (8).

Вычисление приращений пластических деформаций произведено на основании уравнений Прандтля-Рейсса по интенсивностям приращений пластических деформаций, рассчитанным итерационным способом по мгновенным кривым растяжения с использованием формул, аналогичных полученным в работах И.А.Биргера для неизотермической теории течения. Определение приращений деформаций ползучести проведено по скоростям деформации ползучести, вычисленным по уравнению (7), с применением схемы Эйлера с итерациями.

Решение осесимметричной задачи термоупругости, лежащей в основе итерационного процесса, проведено методом конечных элементов (МКЭ), основанном на вариационном уравнении Лагранжа. Используются треугольные осесимметричные симплекс-элементы. Для решения системы уравнений МКЭ применен алгоритм метода Гаусса с отдельными операциями факторизации и обратного хода. Применение указанного алгоритма особенно актуально при решении задачи термоупруговязкопластичности методом дополнительных деформаций, так как в этом случае имеется возможность на каждом шаге по времени один раз произвести операцию факторизации, а на итерациях осуществлять только процедуру обратного хода, которая занимает около 1/10 от общего времени счета.

Контроль за сходимостью итерационного процесса осуществлен посредством сравнения Эвклидовой нормы вектора узловых сил системы, в компоненты которого входят приращения дополнительных деформаций, с ее значением на предыдущей итерации. В связи с тем, что в алгоритме решения задачи термоупруговязкопластичности использована неявная схема, результаты расчета сохраняют физический смысл при любых шагах по времени, а следовательно, и по нагрузке. Выбор шага влияет только на точность расчета.

Для обоснования подхода к оценке трещиностойкости прокатных валков рассмотрен наиболее простой, но вместе с тем достаточно характерный случай роста осевой дисковой (круговой) трещины в моноблочном прокатном валке под действием остаточных напряжений. Анализ имеющихся статистических данных по разрушению таких валков до эксплуатации позволяет сделать вывод, что наибольшую опасность, с точки зрения хрупкой прочности, представляют внутренние дефекты, ориентированные перпендикулярно оси валка. Согласно силовому критерию разрушения Ирвина, трещина страгивается, когда значение коэффициента интенсивности напряжений (КИН) K_I достигает критического значения (вязкости разрушения) K_{Ic} . Таким образом, для использования данного критерия необходимо знать зависимость КИН от радиуса трещины. Следует отметить, что так как все напряжения кроме осевых не вызывают раскрытие берегов трещины по типу I, то их влияние несущественно при определении K_I . В расчете учтено, что при росте трещины происходит перераспределение остаточных осевых напряжений вследствие увеличения податливости ослабленного сечения валка.

Для определения K_I применен энергетический подход, основанный на связи КИН с интенсивностью освобождающейся упругой энергии в вершине трещины G_I . Последняя в свою очередь связана с полной потенциальной энергией системы, которая выражается через потенциальную энергию деформации U . Для осесимметричной задачи эта зависимость имеет вид

$$K_I = \sqrt{\frac{E \cdot \delta U}{2 \cdot \pi \cdot l \cdot \delta l \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (15)$$

где μ - коэффициент Пуассона, δU - изменение потенциальной энергии деформации при увеличении трещины радиусом l на δl .

При использовании МКЭ остаточные напряжения пересчитываются в узловые силы, и тогда значение δU можно определить по формуле

$$\delta U = 1/2 \cdot \sum_{i=1}^n F_i \cdot (u'_i - u_i) \quad (16)$$

где F_i - i -я узловая сила; u_i, u'_i - перемещения точки приложения i -ой силы для трещины радиуса l и $l + \delta l$ соответственно; n - количество узлов, в которых приложена узловая нагрузка.

На рис. 6 сплошной линией представлены результаты расчета КИН в зависимости от отношения радиусов трещины и вала. Вычисления проведены для реальных остаточных напряжений, возникающих при индукционной закалке в прокатном валке диаметром 1,6 м с учетом их перераспределения.

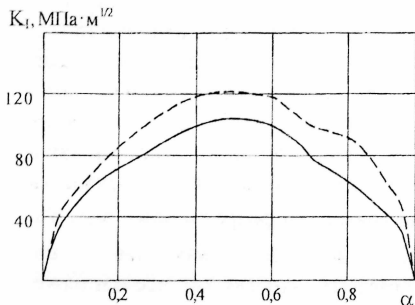


Рис. 6. Зависимость КИН от радиуса трещины

Для оценки влияния перераспределения остаточных напряжений при увеличении длины трещины на величину КИН был проведен расчет при неизменных напряжениях (штриховая линия). Как видно из рисунка для больших трещин погрешность может составлять 40%. Однако, так как значение вязкости разрушения K_{Ic} в осевой зоне вала, выполненного из стали 9ХФ, составляет около 40 МПа·м^{1/2}, критическая длина трещины, как видно из графика соответствует $\alpha = 0,07$, а для таких α кривые отличаются незначительно.

Такие отличаются незначительно.

Таким образом, для определения КИН у вершины стабильных трещин предельных размеров в прокатных валках возможно проведение приближенного расчета, не учитывающего перераспределение остаточных напряжений при увеличении длины трещины. Полученный вывод можно обобщить и на случай несоосной поперечной трещины.

Разрушение бандажированных валков согласно статистическим данным происходит с образование продольных трещин, определяющее влияние на которые оказывают остаточные окружные растягивающие напряжения, величина которых после термообработки и посадки может достигать 600 МПа. В связи с этим размер критической трещины в этом случае еще меньше и вывод о возможности не учета перераспределения остаточных напряжений тем более обоснован.

Так как определение НДС в окрестности как несоосной поперечной трещины в валке, так и продольной трещины в бандаже относятся к объемным задачам, а решение объемных задач МКЭ (особенно для расчета КИН) связано с большими трудностями, признано целесообразным использование более простого приближенного метода сечений. Обоснована возможность применения данного метода для расчета КИН от действия остаточных на-

пряжений в прокатных валках на примере чистого изгиба. Предложен алгоритм численного решения итерационным способом полученных интегральных уравнений. Из анализа различных зависимостей для КИН по фронту трещины показана возможность использования линейного распределения.

В главе 4. Расчет температурно-структурного состояния и твердости крупногабаритных бандажей и цельнокованых валков при термической обработке приведены постановка и алгоритм решения связанной задачи теплопроводности и определения структурного состава. Решение этой задачи позволяет получить температурные и структурные поля в термически обрабатываемых прокатных валках, которые служат основой для анализа напряженного состояния и оценки твердости. Достоверность полученных результатов численной реализации подтверждена на тестовых примерах.

Сложные режимы термической обработки крупногабаритных бандажей и цельнокованых валков предъявляют особые требования к расчету структурного состава. Математическое моделирование распада аустенита не может основываться на данных, взятых с ТКД, так как условия охлаждения различных точек изделия существенно отличаются от охлаждения с постоянной скоростью. Известно, что наилучшее согласование с экспериментом достигается в случае прогнозирования структурных превращений при произвольном изменении температуры по теории изокINETических реакций.

Для описания изотермического распада аустенита в перлит использовано уравнение Аврами, а для бейнитного превращения более сложное уравнение, учитывающее ускорение хода превращения под нагрузкой и снижение предельной степени распада

$$V_b(\tau) = \{ 1 - \exp [-K_b(\sigma_i) \cdot (\Omega(\sigma_i) \cdot \tau)^{n_b(t)}] \} \cdot A(t) \cdot B(\sigma_i) \cdot V_A^b, \quad (17)$$

где K_b и n_b - коэффициенты, определяемые по изотермической диаграмме; V_A^b - объемная доля аустенита, сохранившаяся к началу бейнитного превращения; A - предельная степень распада аустенита в бейнит при данной температуре.

Согласно теории изокINETических реакций переход от изотермической кинетики распада аустенита к неизотермическим условиям осуществлен на основании правила аддитивности. Уравнения для определения объемной доли бейнита на n -ом шаге имеют вид

$$\tau_n^b = \frac{1}{\Omega(\sigma_i^{n-1})} \cdot \left[-\frac{\ln(1 - V_b^{n-1} / (V_A^b \cdot A(t_n) \cdot B(\sigma_i^{n-1})))}{K(t_n)} \right]^{1/n_b(t_n)}, \quad (18)$$

$$V_b(\tau_n) = \left\{ 1 - \exp \left\{ -K_b(t_n) [\Omega(\sigma_i^{n-1}) \cdot (\tau_n^b + \Delta \tau_n)]^{n_b(t_n)} \right\} \right\} \cdot V_A^b \cdot A(t_n) \cdot B(\sigma_i^{n-1})$$

Выражения для расчета объемной доли перлита получаются из уравнений (18), если положить значения V_A^6 , A , B и Ω равными единице.

Для описания атермического мартенситного превращения использованы зависимости объемной доли от температуры, полученные в ходе дилатометрического исследования.

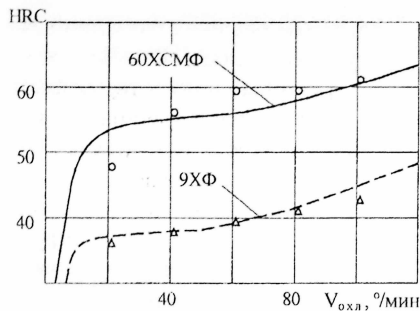


Рис 7.

Твердость стали, полученной при постоянных скоростях охлаждения: линии – расчет; символы – эксперимент

го состава, можно вычислить вклад в итоговую твердость вновь образовавшейся структуры $\Delta H_n = H_n \cdot \Delta V_n$. Для расчета окончательной твердости стали после распада аустенита согласно правилу аддитивности необходимо провести суммирование по шагам N , на которых происходит распад аустенита

$$H = \sum_{n=1}^N \Delta H_n = \sum_{n=1}^N H_n \cdot \Delta V_n \quad (19)$$

Для тестирования программы осуществлен расчет твердости сталей 9ХФ и 60ХСМФ после их нагрева до 860°C и охлаждения с постоянными скоростями: 100, 80, 60, 40 и 20 °/мин. На рис. 7 приведено сравнение результатов расчета с экспериментальными данными, полученными на АО «НKMЗ». Наблюдается их хорошее согласование.

Задача нелинейной нестационарной теплопроводности решена в осесимметричной постановке. Для изотропного тела эта задача описывается следующим уравнением

$$c\rho \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda \cdot r \frac{\partial t}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial z} \right) + q_v \quad (20)$$

Интегрирование данного дифференциального уравнения проведено для граничных условий третьего рода с коэффициентом теплоотдачи, зависящим от температуры поверхности, и учитывающим теплообмен конвекцией и излучением.

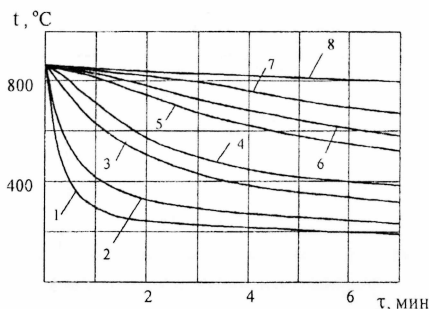


Рис. 8.

Изменение температуры в среднем сечении бандаж при его охлаждении в воде для радиуса: 1 - 1046; 2 - 1041; 3 - 1030; 4 - 1023; 5 - 1007; 6 - 998; 7 - 979; 8 - 910 (мм)

На рис.8 представлены результаты расчета температурного поля в бандаже опорного вала прокатного стана ТЛС-3000 при объемной закалке по заводской технологии АО “НКМЗ”.

Для расчета температурных полей при индукционной однопроходной и многопроходной закалке с отпуском в цельнокованных валках, имеющих более сложные, по сравнению с бандажами границы исследуемой области применен МКЭ. В этом случае решение краевой задачи теплопроводности приводит к следующему матричному уравнению

$$[C] \frac{\partial \{t\}}{\partial \tau} + [K] \cdot \{t\} = \{F\} \quad , \quad (21)$$

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.

Для аппроксимации производной по времени в уравнении (21) применена безусловно устойчивая конечно-разностная схема Кранка-Никольсона. На тестовых примерах показано, что расхождение с точными значениями не

Для расчета температурных полей в бандажах при объемной закалке и нормализации с отпуском применен метод конечных разностей. Уравнения для регулярных узлов прямоугольной неравномерной сетки записаны по чисто неявной безусловно устойчивой схеме. Приняты переменные шаги по времени. Выражения для нерегулярных узлов получены на основании метода исключения фиктивных узлов. В решении использован метод суммарной аппроксимации, при котором система уравнений с пятидиагональной матрицей заменяется двумя системами с трехдиагональными матрицами, каждая из которых решается методом прогонки.

превышает 1,5%, в отличие от чисто неявной схемы, приводящей к завышенным результатам.

На рис. 9 представлены результаты расчета температурного поля в опорном валке диаметром 1,6 м из стали 9ХФ, изготавливаемого на АО "НКМЗ".

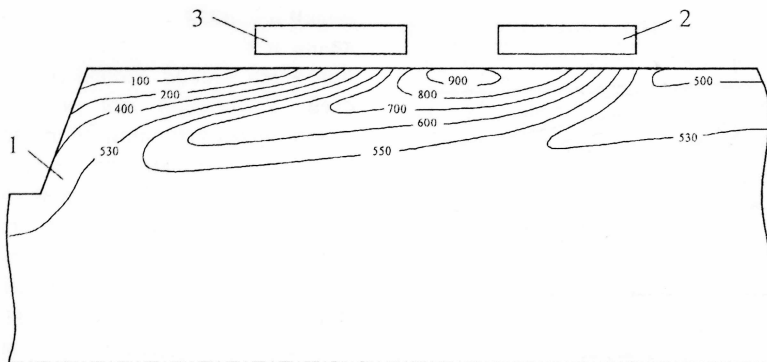


Рис. 9. Изолинии температур в °С: 1 – валок; 2 – индуктор; 3 – спрейер

Режимы индукционной заковки ТПЧ соответствовали заводской технологии, которая заключается в предварительном печном подогреве валка до температуры 540°С и закалочном проходе индуктора и соединенным с ним спрейером со скоростью 1,2 мм/с от нижней кромки бочки.

В главе 5. Расчет напряженного состояния в крупногабаритных прокатных валках при термообработке и прессовой посадке рассмотрены некоторые особенности численной реализации решения связанной задачи термоупруговязкопластичности с учетом изменения структурного состава при расчете остаточных напряжений в реальных крупногабаритных бандажах и моноблочных валках при термообработке. Изложена методика расчета напряженного состояния в бандаже при его посадке с натягом на профилированную ось. Контактная осесимметричная задача решена в упругопластической постановке с учетом остаточных деформаций и напряжений от термообработки, неоднородности структурного состава, а также осевого проскальзывания.

Для подтверждения адекватности предлагаемой математической модели термомеханических процессов, протекающих в крупногабаритных прокатных валках при термообработке, проведено сравнение результатов расчета с данными натурного эксперимента В.Т.Фирсова. Сравнительный анализ осуществлен для опытного образца бандажа опорного валка, изготовленного из стали 75Х2ГНМФ на АО "НКМЗ", и имеющего размеры (м): наружный диаметр – 2,10; внутренний – 1,52; длина – 5,00. Вследствие высокой прока-

ливаемости стали 75Х2ГНМФ, бандаж подвергался не закалке, как обычно, а нормализации (охлаждение на воздухе с температуры 860 °С).

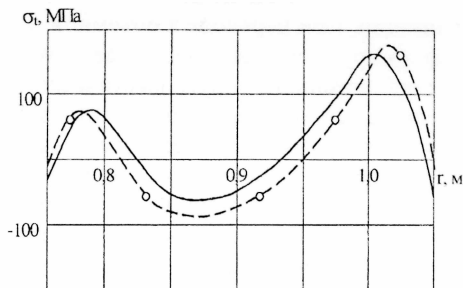


Рис. 10.

Распределение остаточных окружных напряжений по радиусу:
сплошная линия — расчет;
штриховая — эксперимент

Для обоснования целесообразности решения задачи в предлагаемой постановке осуществлено численное исследование влияния различных факторов на конечный результат. Анализ проведен на примере того же бандаж, но при ускоренной нормализации. На рис. 11 представлены изолинии остаточных окружных напряжений в бандаже для упрощенного варианта расчета.

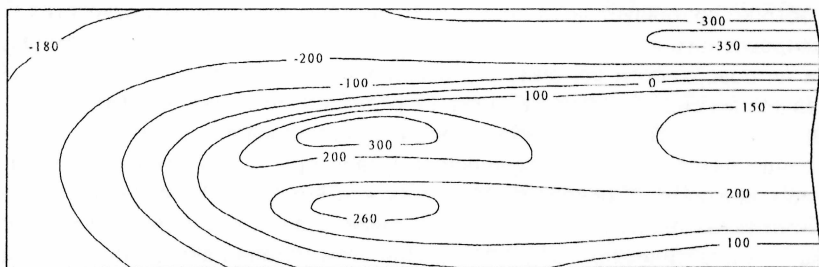


Рис. 11. Изолинии окружных остаточных напряжений,
цифры указывают напряжения в МПа

Из рисунка видно, что вблизи торца бандаж формируется зона краевого эффекта с повышенным уровнем опасных растягивающих напряжений, что оправдывает решение задачи в двумерной постановке. При сравнении ре-

В связи с тем, что экспериментально напряжения определялись в отрезанной прибыльной части бандаж, перед сравнением расчетные напряжения в бандаже пересчитывались в напряжения в отрезанном кольце исходя из условия, что осевые напряжения в плоскости разреза равны нулю. Из рис. 10 видно, что окружные напряжения, являющиеся наиболее характерными при термообработке бандажей, прогнозируемые с помощью предлагаемой модели, достаточно хорошо согласуются с результатами натурального эксперимента.

зультатов неупрощенного варианта расчета с вязкоупругим решением установлена их полная идентичность, что объясняется интенсивным протеканием релаксационных процессов при нормализации. При переходе к объемной закалке в поверхностных слоях банджа формируются пластические деформации до 0,9%. Показано, что применение приближенного упругопластического расчета приводит к увеличению напряжений вдали от торцов приблизительно на 30%, а в зоне краевого эффекта к занижению значений, то есть данное решение дает ошибку не в сторону запаса прочности. Установлено, что пренебрежение сверхпластичностью бейнитного превращения приводит к завышению результатов расчета приблизительно на 25%. Выявлено, что учет влияния напряженного состояния на структурные превращения приводит к повышению уровня остаточных напряжений, причем оно растет с интенсификацией режимов охлаждения.

При тепловой посадке бандаж нагревается до температуры 200...250°C и свободно одевается на профилированную ось. После охлаждения бандаж обжимает ось, образуя прессовую посадку, при этом в деталях возникают, так называемые, монтажные напряжения. В связи с тем, что в предварительно закаленном бандже сохраняются значительные остаточные напряжения, которые, складываясь с монтажными, могут превысить предел текучести, контактная осесимметричная задача решена в упругопластической постановке.

Согласно тому, что после термообработки банджа структурный состав по его сечению становится неоднородным, использована теория течения с изотропным упрочнением, учитывающая нестабильность фазового состава. Задача решена в геометрически линейной постановке, так как значение натяга обычно составляет доли процента от радиуса посадочного отверстия бандажированного вала. Расчет монтажных напряжений проведен путем введения на поверхности контакта радиальных сил от натяга и осевых сил, обусловленных силами трения Кулона. Определение этих сил осуществлено итерационным способом. Разработанный итерационный алгоритм допускает изменение натяга вдоль образующей и осевое проскальзывание в отдельных точках контакта. В основу расчета положен МКЭ. Монтажные напряжения рассмотрены как приращения к остаточным, для которых определяются приращения пластических деформаций. При этом учтена накопленная в каждом конечном элементе пластическая деформация после термообработки.

На рис. 12 представлены результаты расчета остаточных напряжений в бандже опорного вала прокатного стана 2030НЛМК после термообработки, а на рис. 13 после посадки. Размеры банджа, выполненного из стали 9ХФ, составляли (м): наружный радиус – 0,8, посадочный радиус – 0,522, длина бочки – 2,03. Режим термообработки: закалка с температуры 840°C 6 мин в воде и 70 мин масле, далее охлаждение на воздухе с последующим отпуском при температуре 340 °C в течение 70 часов. Натяги уменьшались к торцу банджа от 0,96 до 0,445мм.

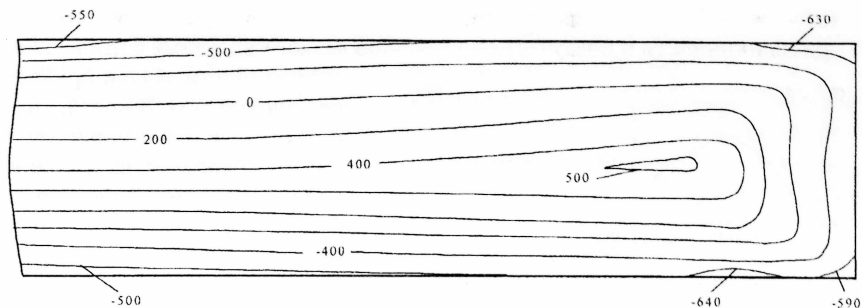


Рис 12. Изолинии окружных остаточных напряжений после термообработки бандажа, цифры указывают напряжения в МПа

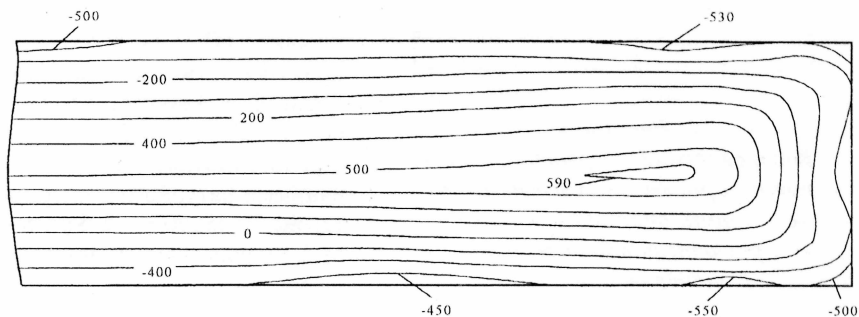


Рис 13. Изолинии окружных остаточных напряжений в бандаже после прессовой посадки на ось, цифры указывают напряжения в МПа

Основным отличием решения задачи термоупруговязкопластичности с учетом структурных превращений для анализа напряженно-деформированного состояния при индукционной закалке цельнокованых валков от объемной закалки бандажей является ее худшая сходимость. Указанный факт объясняется, во-первых, более сложной расчетной областью (цельнокованные валки имеют шейки), во-вторых, более жесткими условиями теплообмена. Температура валка в близлежащих областях под индуктором и за спрейером может отличаться почти на 1000 градусов. В связи с этим, в одних областях реализуется вязкоупругое деформирование, в других – упругопластическое. Кроме того, при индукционной закалке наблюдается более сильная неоднородность структурного состава и не одновременность протекания фазовых переходов,

что приводит к существенному отличию параметров уравнений состояния при пластичности и ползучести по сечению вала. Указанные физические нелинейности задачи приводят к

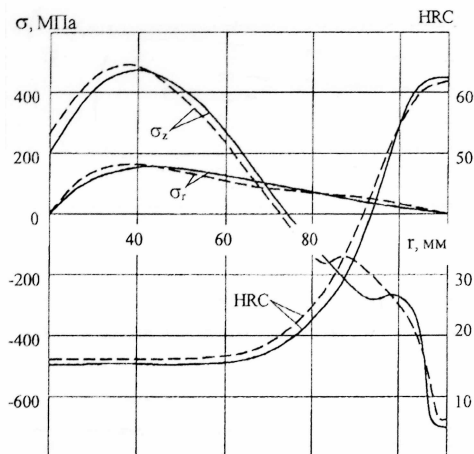


Рис. 14.

Распределение твердости, остаточных радиальных и осевых напряжений: сплошные линии – расчет; штриховые – эксперимент

ее плохой сходимости, и как следствие к значительному увеличению количества итераций и необходимости использования более мелких временных шагов, чем при объемной закалке. Для подтверждения адекватности предлагаемой математической модели и тестирования созданного на ее основе программного комплекса осуществлен расчет твердости и напряжений при трехпроходной индукционной закалке ТПЧ вала холодной прокатки с осевым каналом из стали 9Х с диаметром и длиной бочки 220/20 и 900 мм соответственно. Результаты сравнения с данными натурного эксперимента, выполненного на Уралмаше М.А.Сулеймановым, приведены на рис. 14.

На рис. 15 представлены результаты расчета напряжений при индукционной закалке ТПЧ опорного вала, выполненного из 9ХФ с размерами боч-

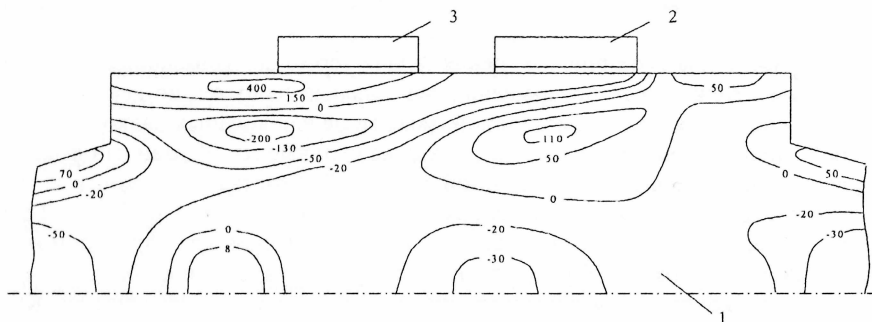


Рис. 15. Изолинии осевых напряжений в МПа: 1 – валок; 2 – индуктор; 3 – спрейер

ки (м): диаметр – 1,6; длина – 2. Режимы термообработки (скорость движения индуктора, его мощность, интенсивность спрейерного охлаждения) соответствовали заводской технологии, применяемой на АО “НКМЗ”.

Установлено, что упругопластическое решение, также как и при расчете бандажей приводит к заниженным (опасным с точки зрения хрупкой прочности) растягивающим остаточным осевым напряжениям.

В главе 6. Расчет на гарантированную прочность крупногабаритных цельнокованых и бандажированных валков описаны разработанные методики, алгоритмы и созданные на их основе компьютерные программы для оценки трещиностойкости крупногабаритных цельнокованых и бандажированных прокатных валков. Приведены результаты численной реализации применительно к реально существующим прокатным валкам. Выработаны рекомендации по совершенствованию технологии термической обработки и прессовой посадки валков.

Известно, что разрушение закаленных цельнокованых крупногабаритных опорных и рабочих прокатных валков до эксплуатации или в начальный ее период в большинстве случаев происходит за счет хрупкого излома поперек бочки. Причиной разрушения является, по-видимому, водородная хрупкость, развивающаяся в присутствии растягивающих остаточных или “временных” напряжений. Проведенный в главе 3 анализ показал, что для стабильных трещин влияние перераспределения остаточных напряжений в валках на значение КИН при увеличении длины трещины незначительно. В связи с этим появляется возможность автономного решения двух задач: опреде-

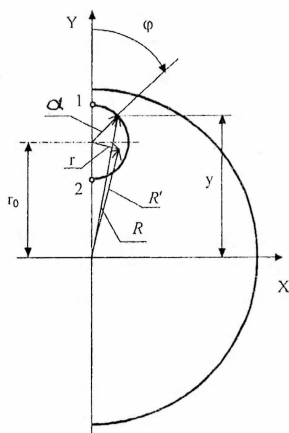


Рис. 16.

Схема дисковой трещины в поперечном сечении валка

ления напряжений в валке без трещины и оценки трещиностойкости валка с трещиной под действием этих напряжений. В основу методики оценки трещиностойкости прокатных валков положен подход, который носит название расчет на “гарантированную” прочность. Согласно данному подходу сначала определяется поле напряжений в валке без трещины, затем, так как разрушение моноблочных валков обычно происходит поперек бочки и наиболее опасными при индукционной закалке цельнокованых валков являются осевые напряжения, трещина помещается в плоскость действия этих напряжений в наименее с точки зрения максимальных растягивающих напряжений место. Для этой поперечной, как правило, несоосной дисковой трещины определяется максималь-

ное значение КИН по фронту дефекта и согласно силовому критерию Ирвина делается вывод о разрушении. Для определения КИН в такой трещине использован метод сечений, согласно которому валок разрезается по сечению трещины, и записываются уравнения равновесия, сводящиеся к равенству силы и момента, не передающихся через трещину, силе и моменту, возникающим вследствие концентрации напряжений у ее вершины. В силу симметрии задачи относительно оси Y (рис. 16) имеется возможность рассмотреть только половину поперечного сечения вала.

В случае линейного распределения КИН по фронту трещины уравнения имеют вид

$$\int_0^\pi \frac{[K_I^{(1)} - (K_I^{(1)} - K_I^{(2)}) \frac{1 - \cos \varphi}{2}]^2 d\varphi}{\sigma_z(R)} = \pi \int_0^a \int_0^\pi \sigma_z(R') \cdot dr \cdot r \cdot d\varphi \quad .$$

$$\int_0^\pi \frac{[K_I^{(1)} - (K_I^{(1)} - K_I^{(2)}) \frac{1 - \cos \varphi}{2}]^2 \cdot (a \cdot \cos \varphi + r_0) \cdot d\varphi}{\sigma_z(R)} = \quad (22)$$

$$= \frac{\pi}{a} \int_0^a \left(\int_0^\pi \sigma_z(R') \cdot (r \cdot \cos \varphi + r_0) \cdot r \cdot dr \right) \cdot d\varphi \quad .$$

Из рисунка видно, что R связан с φ , r_0 и a

$$R = \sqrt{(r_0 + a \cdot \cos \varphi)^2 + (a \cdot \cos \varphi)^2} = \sqrt{r_0^2 + a^2 + 2 \cdot a \cdot r_0 \cdot \cos \varphi} \quad , \quad (23)$$

а выражение для R' получается из формулы (23) путем замены a на r .

Для численного решения системы двух интегральных уравнений с двумя неизвестными $K_I^{(1)}$ и $K_I^{(2)}$ использована итерационная процедура подбора решений в двойном цикле.

По предлагаемой методике произведена оценка трещиностойкости цельнокованого опорного вала, результаты расчета температурного поля в котором приведены на рис. 9, а напряжений на рис. 15. Анализ значений остаточных и временных напряжений показал, что наиболее опасными при индукционной закалке являются не остаточные растягивающие осевые

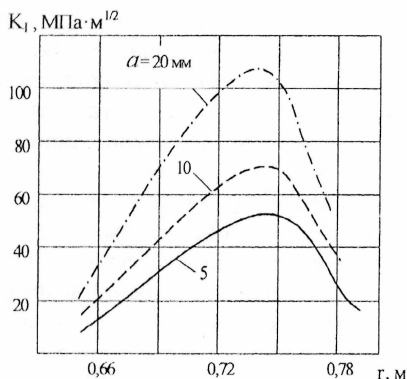


Рис. 17.

Зависимость максимального КИН от радиуса дисковой трещины a и расстояния до нее

напряжения, а временные, имеющие место непосредственно в процессе заковки. Максимальные растягивающие остаточные напряжения, располагающиеся в центральной части валка, достигают всего 170 МПа, в то время как временные осевые напряжения, появляющиеся в узкой приповерхностной зоне за спрейером, достигают 600 МПа. Причем температура в этой зоне составляет около 150°C. Очевидно, что при такой невысокой температуре релаксационные процессы протекают медленно, материал не является вязким и возможно хрупкое разрушение. В связи с этим для анализа трещиностойкости применима линейная механика разрушения. На рис. 17 представлены зависимости максимального КИН ($K_I^{(1)}$ или $K_I^{(2)}$ в зависимости от расположения трещины по отношению к эпюре осевых термонапряжений) от радиуса трещины a и расстояния до нее r_0 .

Для определения вязкости разрушения K_{Ic} по сечению валка использована формула, полученная О.И.Романив и др. для стали 9ХФ

$$K_{Ic} = 43,75 - 0,0125 \cdot \sigma_T, \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2} \quad (24)$$

где σ_T - предел текучести гетерогенной структуры в МПа, рассчитываемый согласно (8) пропорционально объемным долям.

Особый интерес представляют данные, представленные на рис. 18, а именно, зависимость критического радиуса трещины от расстояния до нее. Для ее получения задавалось произвольное расстояние от оси валка до дефекта r_0 и определялся критический радиус a_c , при котором максимальное значение КИН равнялось критическому значению K_{Ic} для данного структурного состава. Из графика видно, что наибольшую опасность представляет случай, когда трещиноподобный дефект расположен на расстоянии 760 мм от оси валка. Причем разрушение произойдет, если начальный радиус дефекта превысит 3 мм.

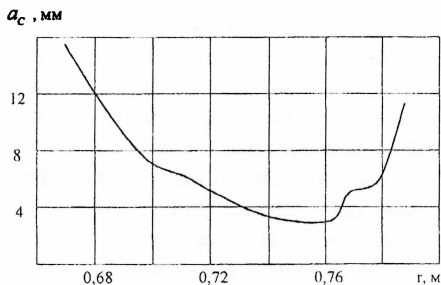


Рис. 18.

Критический радиус трещины в зависимости от расстояния до нее

Разрушение бандажей до эксплуатации происходит, как правило, после окончательной термообработки или прессовой посадки за счет хрупкого излома вдоль бочки. Данное заключение согласуется с результатами расчетов остаточных напряжений, в которых установлено, что наиболее опасными в составных вал-

ках являются окружные напряжения. Аналогично тому, как это сделано при анализе трещиностойкости цельнокованого вала предположено, что в бандаже изначально имеется наиболее опасная продольная дисковая трещина, расположенная в наихудшем месте сечения с точки зрения растягивающих остаточных окружных напряжений. Определение КИН вдоль фронта такой трещины также проведено численно с использованием итерационного алгоритма, основанного на методе сечений. В силу несимметричности задачи рассмотрена вся трещина. Принята линейная зависимость КИН от φ , которая задана по значениям $K_I^{(1)}, K_I^{(2)}, K_I^{(3)}$ в трех точках, расположенных друг от друга на 120° .

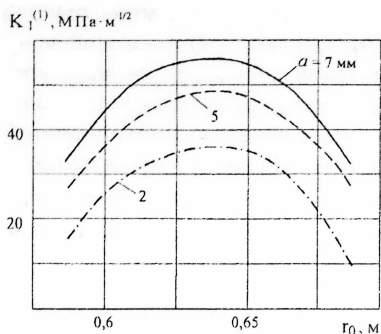


Рис. 19.

Изменение $K_I^{(1)}$ в зависимости от радиуса трещины и расстояния до нее от оси бандажа

записано три уравнения равновесия, сводящихся к равенству силы и двух моментов, не передающихся через трещину, силе и моментам, возникающим вследствие концентрации напряжений у ее вершины. Корни системы трех интегральных уравнений с тремя неизвестными найдены численным способом путем итерационного уточнения решений в тройном цикле.

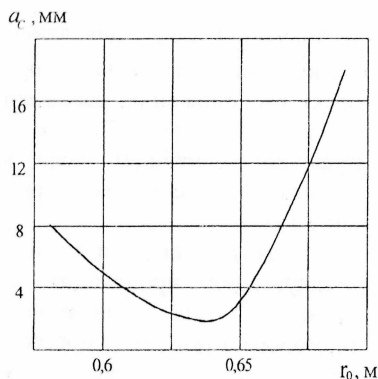


Рис. 20.

Критический радиус трещины в зависимости от ее расстояния до оси бандажа для наиболее опасного сечения

На рис. 19 представлены результаты расчета КИН для трещины, находящейся в наиболее опасной зоне краевого эффекта в бандаже опорного вала прокатного стана 2030НЛМК (рис. 13). Результаты анализа трещиностойкости бандажа для этого случая представлены на рис. 20. Для получения данного графика задавалось произвольное расстояние до трещины r_0 и путем итерационного подбора определялся радиус дефекта a , при котором максимальное значение КИН ($K_I^{(1)}, K_I^{(2)}$ или $K_I^{(3)}$) равнялось вяз-

вязкости разрушения K_{Ic} , это значение радиуса принималось за критическое a_c . Из рисунка видно, что наибольшую опасность представляет случай, когда трещиноподобный дефект расположен на расстоянии 638 мм от оси валка. Причем разрушение произойдет, если начальный радиус дефекта превысит 2 мм, что ненамного больше разрешающей способности ультразвукового дефектоскопа.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ И ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

1. Разработана методика решения нелинейных нестационарных связанных задач теплопроводности для объемной закалки и нормализации с отпуском бандажей, основанная на неявной экономичной схеме метода конечных разностей, и для индукционной закалки ТПЧ с отпуском цельнокованных валков, основанная на методе конечных элементов. Принято, что все теплофизические коэффициенты зависят от температуры и от фазового состава. Учтены тепловыделения при структурных превращениях.

2. Предложены варианты неизотермических теорий пластического течения и ползучести упрочнения, распространенных на случай материала с нестабильной структурой. Разработана методика расчета напряженного состояния крупногабаритных цельнокованных валков и бандажей при различных режимах термической обработки, основанная на решении осесимметричной задачи термоупруговязкопластичности с использованием МКЭ.

3. Разработана методика расчета монтажных напряжений в предварительно закаленном бандаже при его посадке с натягом на профилированную ось, путем решения осесимметричной упругопластической контактной задачи с учетом осевого проскальзывания в отдельных точках контакта, остаточных деформаций и напряжений от термообработки, а также неоднородности структурного состава. В основу решения положена итерационная процедура МКЭ.

4. Разработана методика оценки трещиностойкости крупногабаритных цельнокованных и бандажированных прокатных валков при наличии в них наиболее опасных поперечных и продольных трещин соответственно. В основу анализа положены решения соответствующих объемных задач линейной механики разрушения.

5. Предложена методика расчета твердости термически обработанных прокатных валков, позволяющая определять их твердость еще на стадии разработки режимов термообработки, без проведения дорогостоящих натуральных испытаний.

6. Проведено экспериментальное исследование влияния напряженного состояния на структурные превращения в процессе термической обработки стали 75X2ГНМФ. Получены эмпирические зависимости, позволяющие

учесть это явление для достоверного определения термонапряжений в прокатных валках.

7. Проведено экспериментальное исследование пластичности и ползучести стали 75Х2ГНМФ, позволяющее выяснить особенности деформирования стали при температурах и скоростях деформаций, характерных для процесса термообработки крупногабаритных деталей. Предложены уравнения состояния при пластичности и ползучести стали с нестабильной структурой с учетом сверхпластичности. Получены числовые значения всех входящих в уравнения параметров.

8. Установлено, что наиболее опасными при термообработке и последующей посадке с натягом на ось крупногабаритных бандажей являются остаточные окружные напряжения. Причем монтажные напряжения значительно меньше (в 3-5 раз) остаточных термонапряжений. Для цельнокованых валков наиболее опасными являются осевые напряжения, причем "временные" напряжения, имеющие место непосредственно в процессе закалки могут превышать остаточные.

9. Показано, что разработанный программный комплекс может являться инструментом в руках технолога-термиста для выбора рациональных режимов термической обработки валков (время нахождения в воде и масле для объемной закалки; скорость движения индуктора, его мощность и интенсивность спрейерного охлаждения для закалки ТПЧ; температура и длительность отпуска), отвечающих требованиям по твердости и прочности.

Основное содержание диссертации изложено в работах:

1. Вафин Р.К., Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Численное интегрирование дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности с нелинейными коэффициентами и граничными условиями для цилиндрических тел // Функционально-дифференциальные уравнения и их применения: Тезисы докл. III Уральской региональной конференции. - Пермь, 1988. - С. 221.

2. Лешковцев В.Г., Покровский А.М., Бойков В.Н. Математическое моделирование процессов превращения переохлажденного аустенита в эвтектоидных сталях // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1988. - № 1. - С. 17-19.

3. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Алгоритм решения задач термупруго-вязко-пластичности на основе МКЭ с учетом структурных превращений // Известия вузов. Машиностроение. - 1988. - № 5. - С. 12-16.

4. Покровский А.М. Расчет напряжений в валках прокатных станов при закалке // Известия вузов. Машиностроение. - 1988. - №5. - С.159-160.

5. Покровский А.М. Численное решение нелинейного уравнения нестационарной теплопроводности для цилиндра конечной длины методом конечных разностей // Изв. вузов. Машиностроение. - 1988. - № 6. - С. 84-88.
6. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет напряжений в бандаже опорного вала прокатного стана "5000" при ускоренной нормализации // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1988. - № 9. - С. 82-85.
7. Leshkovtsev V.G., Pokrovsky A.M. Calculation of stresses in backup roll sleeve of 5000 rolling mill during rapid normalizing // Steel in the USSR. - 1988. - Vol. 18. - P. 412-414.
8. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет напряжений в коротком сплошном цилиндре при его закалке // Расчеты на прочность (М.). - 1989. - Вып. 29. - С.105-111.
9. Лешковцев В.Г., Покровский А.М., Тарасов И.А. Решение осесимметричной задачи термовязкопластичности с учетом фазовых переходов // Тезисы докладов Сибирской школы по современным проблемам механики деформируемого твердого тела. - Якутск, 1990. - С.108-109.
10. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Ползучесть стали с нестабильным фазовым составом // Вестник МГТУ. - 1991. - № 1. - С. 42-46.
11. Лешковцев В.Г., Покровский А.М., Тарасов И.А. Влияние напряжений на структурные превращения в стали 75Х2ГНМФ // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1991. - № 2. - С. 19-21.
12. Вафин Р.К., Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Программные средства расчета кинетики формирования остаточных напряжений при термообработке // Экспресс-информация ЦНИИТЭИтяжмаш. Серия 18-1. Технология, экономика, организация производства и управления. - 1991. - Вып. 4. - С.1-8.
13. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Ползучесть сталей в процессе бейнитного превращения // Известия вузов. Черная металлургия. - 1992. - № 7. - С. 45-47.
14. Лешковцев В.Г., Покровский А.М., Тарасов И.А. Расчет остаточных напряжений в термически обрабатываемых деталях // Расчеты на прочность. (М.). - 1993. - Вып. 33. - С.8-15.
15. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет напряжений в закаленных осесимметричных деталях, соединенных прессовой посадкой // Известия РАН. Механика твердого тела. - 1994. - № 4. - С. 71-76.
16. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Математическое моделирование процесса формирования остаточных напряжений, возникающих при термообработке стальных деталей // Актуальные проблемы фундаментальных наук: Труды Второй Международной Научно-технической конференции. - М., 1994. - Том 2, часть 1. - С. С7-С11.
17. Вафин Р.К., Найденов С.О., Покровский А.М. Нагруженность, долговечность и живучесть элементов конструкций транспортных систем

// Актуальные проблемы фундаментальных наук: Труды Второй Международной Научно-технической конференции. - М., 1994.- Том 2, часть 2. - С. D14-D16.

18. Покровский А. М. Расчет температурного поля в прокатных валках при индукционной закалке // Вестник МГТУ. Машиностроение. - 1997. - № 2. - С. 34-41.

19. Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Расчетное определение структуры и твердости прокатных валков после индукционной закалики // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1997. - № 9. - С. 31-34.

20. Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Расчет напряжений в прокатных валках при индукционной закалке // Известия вузов. Черная металлургия. - 1998. - № 7. - С. 31-34.

21. Pokrovsky A. An Elastic-visco-plastic analysis of stresses in roll under inductive hardening // Proc. Of 6th Int. Symp. on Creep and Coupled Processes. - Bialystok (Poland), 1998. - P. 391-395.

22. Вафин Р.К., Покровский А.М. Основные параметры и критерии механики разрушения: Учебное пособие. - М.: Изд. МГТУ им. Н.Э.Баумана, 1998. - 48 с.

23. Ахмедова Ф.Х., Вафин Р.К., Покровский А.М. Теоретическая оценка нагруженности, долговечности и живучести дисков фрикционных элементов транспортных машин // Известия вузов. Машиностроение. - 1998. - № 7-9. - С.15-24.

24. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет закалочных напряжений в стальных деталях с учетом упруговязкопластических свойств и изменения фазового состава // Известия РАН. Механика твердого тела. - 1999. - № 2. - С. 101-107.

25. Лешковцев В.Г., Покровский А.М. Расчет прессовой посадки составных цилиндров // Вестник машиностроения. - 1999. - № 5. - С. 13-15.

26. Покровский А.М. Расчет твердости и напряжений в прокатных валках при многопроходной индукционной закалке // Вестник машиностроения, 2000. - № 2. - С. 44-49.

27. Покровский А.М. Анализ трещиностойкости прокатных валков при индукционной закалке // Zeszyty Naukowe Politechniki Bialostockiej: Nauki Techniczne (Poland), 2001. - N 137: Mechanika. - Z. 24. - P. 179-184.

28. Покровский А.М., Лешковцев В.Г., Земсков А.А. Оценка трещиностойкости прокатных валков при индукционной закалке// Вестник машиностроения. - 2001. - № 10. - С. 56-60.