

УДК 621.77.07

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В РАБОЧИХ ВАЛКАХ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ПРИ УСКОРЕННОМ НАГРЕВЕ В КАМЕРНОЙ ПЕЧИ

Казяев М.Д.¹, к.т.н., профессор кафедры «Теплофизика и информатика
в металлургии» (termocomplex@r66.ru)

Самойлович Ю.А.², д.т.н., профессор, старший научный сотрудник
лаборатории нагревательных печей (platan09@yandex.ru)

Палеев В.С.², к.т.н., главный специалист

¹ Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина
(620002, Россия, Екатеринбург, ул. Мира, 19)

² ООО «НПК «УралТермоКомплекс»
(620137, Россия, Екатеринбург, ул. Посадская, 23, оф. 306 – 308)

Аннотация. Приведена физико-математическая модель расчета термонапряженного состояния рабочих валков холодной прокатки при нагреве в камерной печи скоростного (градиентного) нагрева под закалку. Нагревательная печь выполнена из двух раздвигающихся половин и совмещена со спрейерной установкой. Валок, подвергающийся нагреву, устанавливается на роликах и вращается в процессе нагрева и закалки. Сопоставлены два режима нагрева – форсированный и более рациональный, у которого введено ограничение скорости нагрева валка в начальной стадии. Предложен ступенчатый график повышения температуры греющей среды при нагреве валка, в котором максимальные растягивающие напряжения не превышают приемлемых значений порядка 300 МПа. В целях снижения термических напряжений при нагреве валков рекомендуется ограничивать скорость нагрева на начальной стадии тепловой обработки.

Ключевые слова: валки холодной прокатки, математическое моделирование, термические напряжения, скоростной нагрев.

DOI: 10.17073/0368-0797-2015-9-696-702

Агрегат дифференцированной термообработки (АДТО) предназначен для скоростного градиентного нагрева рабочих валков холодной прокатки и последующего ускоренного охлаждения с целью закалки рабочего слоя валка.

Агрегат состоит из камерной печи с раздвигающимися по оси рабочим пространством и совмещенной спрейерной установкой, обеспечивающей предельное сокращение времени между нагревом валка и его охлаждением. Камерная печь отапливается природным газом, сжигаемым в скоростных горелках, работающих в импульсном режиме. Воздух для горения газа подогревается в рекуператоре за счет тепла уходящих из печи продуктов сгорания.

В исходном положении печь для нагрева, состоящая из двух половин, находится в разомкнутом состоянии. Предложенная технология ДТО предусматривает нагрев под закалку рабочего слоя бочки валка, тогда как шейки валка защищены от нагрева специальными теплоизолирующими вставками. Внутреннее (рабочее) пространство печи имеет цилиндрическую форму.

Перед началом нагрева валок устанавливают шейками на ролики, вращение которых в процессе нагрева

обеспечивает симметрию температурного поля поверхности бочки.

При достаточно ограниченном объеме рабочего пространства печи поверхность валка подвергается интенсивному теплообмену со стороны греющих газов, поступающих из установленных вдоль камеры газовых горелок. Интенсивная циркуляция продуктов сгорания природного газа в рабочем пространстве печи сопровождается существенным увеличением доли конвективного теплообмена в суммарном тепловом потоке, воспринимаемым поверхностью валка, и повышением скорости его нагрева. Связанное с этим повышение производительности агрегата и снижение расхода топлива является экономически выгодным.

Вместе с тем, повышение скорости нагрева поверхности валка сопровождается увеличением градиента температур по его сечению и соответствующим ростом растягивающих термических напряжений. В результате возникает реальная опасность нарушения сплошности (разрушения) валка под воздействием возникающих при чрезмерно интенсивном нагреве термических напряжений.

Ниже изложены результаты моделирования температурных полей и термических напряжений в рабочем валке холодной прокатки, нагреваемом в печи скоростного нагрева, и предложен режим, при котором минимизируется вероятность разрушения валка под воздействием внутренних термических напряжений.

Математическая модель, используемая при расчетах температурного поля нагреваемого валка, основана на численном решении уравнения нестационарной теплопроводности, в котором учитывается симметрия поля температуры относительно продольной оси валка:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q(r, z, t), \quad (1)$$

где T – температура; t – время; ρ , C , λ – массовая плотность, удельная теплоемкость и теплопроводность стали соответственно; Q – теплота, сопровождающая процессы превращения аустенита; r , z – координаты вдоль радиуса и продольной оси валка.

Решение уравнения теплопроводности (1) осуществляется для валка цилиндрической формы при задании диаметра бочки $D = 2R = 504$ мм и длины $L = 1200$ мм.

На поверхности бочки валка используется граничное условие

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{\text{пов}} = \alpha_k (T_G - T_{\text{пов}}) + \sigma (T_G^4 - T_{\text{пов}}^4), \quad (2)$$

где T_G – температура греющей среды; α_k – коэффициент теплоотдачи конвекцией от потока греющих газов к поверхности валка; σ – коэффициент теплообмена излучением; $T_{\text{пов}}$ – температура поверхности валка, принимаемая одинаковой вдоль всей его поверхности. Система уравнений (1, 2) дополняется начальным условием

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

Коэффициент теплообмена излучением σ в рабочем пространстве печи определяется по формуле Д.В. Будрина [1, 2]

$$\sigma = C_0 \frac{\varepsilon_M \left[\left(\frac{F_K}{F_M} \right) + 1 - \varepsilon_\Gamma \right]}{\left[\varepsilon_M + \varepsilon_\Gamma (1 - \varepsilon_M) \right] \frac{1 - \varepsilon_\Gamma}{\varepsilon_\Gamma} + \left(\frac{F_K}{F_M} \right)}, \quad (4)$$

где ε_Γ , ε_M – степень черноты газов и поверхности валка соответственно; F_K , F_M – площади поверхности кладки и валка, равные $F_K = 2\pi R_K L$, $F_M = 2\pi R_0 L$.

Расчеты по формуле (4) с учетом конкретных значений степени черноты продуктов сгорания природного газа и поверхности футеровки приводят к величине коэффициента теплообмена излучением, изменяющийся в пределах $(2,30 - 2,38) \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴).

Решение системы уравнений (1) – (3) осуществляется с учетом зависимости коэффициентов теплопроводности и удельной теплоемкости от температуры с использованием известных экспериментальных данных для валковых сталей.

Термические напряжения в прокатных валках в процессе термообработки определяются в соответствии с основными положениями теории термовязкоупругости [3].

В расчетах используется решение задачи нелинейной термовязкоупругости для бочки валка, которая обладает формой цилиндра диаметром D и длиной L , в предположении осесимметричного поля температур в поперечном сечении цилиндра.

При этом система уравнений термовязкоупругости имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} 2Ge_r^* &= S_r^* + \frac{1}{\tau} S_r; \\ 2Ge_\theta^* &= S_\theta^* + \frac{1}{\tau} S_\theta; \\ 2Ge_z^* &= S_z^* + \frac{1}{\tau} S_z, \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} e_j^* &= \frac{\partial e_j}{\partial t}, \quad S_j^* = \frac{\partial S_j}{\partial t}; \\ e_r &= \varepsilon_r - \varepsilon, \quad e_\theta = \varepsilon_\theta - \varepsilon, \quad e_z = \varepsilon_z - \varepsilon; \\ S_r &= \sigma_r - \sigma, \quad S_\theta = \sigma_\theta - \sigma, \quad S_z = \sigma_z - \sigma. \end{aligned} \quad (6)$$

Динамические уравнения (5) дополняются уравнением равновесия

$$\frac{\partial e_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (7)$$

и уравнением взаимосвязи средних значений деформаций и напряжений с локальным изменением температуры δT

$$\varepsilon = N\sigma + \alpha\delta T, \quad (8)$$

где $N = \frac{1-\nu}{E}$, ε , σ – средние значения деформаций и напряжений; τ – время релаксации, определяемое по формуле Френкеля

$$\tau = \frac{\eta}{G},$$

где η – коэффициент вязкости стали; G – модуль сдвига, связанный с модулем упругости E соотношением $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, где $\nu \cong 0,33 - 0,35$ – число Пуассона.

Решение системы уравнений (5) – (8) при известном изменении поля температур позволяет рассчитать компоненты тензора деформаций и напряжений в стальных валках цилиндрической формы при соблюдении усло-

вия симметрии всех переменных (T , σ_r , σ_θ , σ_z) относительно продольной оси вала.

Более детальное изложение методики расчета термических напряжений в нагреваемых прокатных валах представлено в работах [4 – 6].

Порядок вычисления главных компонент тензора напряжений в стальных валах при их нагреве перед закалкой сводится к следующей последовательности операций:

- определение температур и скоростей нагрева по всему объему бочки вала путем численного решения задачи нестационарной теплопроводности с учетом зависимости теплофизических свойств стали от температуры;
- вычисление вспомогательных термомеханических параметров задачи (модуля упругости, модуля сдвига, времени релаксации) в зависимости от температуры;
- решение нелинейной задачи термоупругости для бочки вала с учетом зависимости механических свойств стали от температуры;
- определение главных компонент тензора напряжений в бочке вала с учетом эффекта релаксации напряжений при известной зависимости времени релаксации стали от температуры.

В соответствии с изложенной выше математической моделью исследовано термонапряженное состояние валков холодной прокатки диаметром 504 мм из стали 8Х3СМФ следующего химического состава, % (по массе): 0,81 С; 0,53 Si; 0,64 Mn; 3,21 Cr; 0,15 Ni; 0,25 Mo; 0,12 V; $\leq 0,02$ P; $\leq 0,013$ S.

За счет повышенного содержания хрома данная сталь обладает достаточно высокой прокаливаемостью, что вызывает необходимость обеспечить при нагреве под закалку глубину прогретого слоя у поверхности бочки вала не менее 50 – 60 мм.

Согласно разработанной технологии валки из данной стали необходимо нагреть под закалку до 1000 – 1010 °С с последующей выдержкой при этих температурах в течение 40 – 50 мин (критические точки стали 8Х3СМФ: $A_{c3} = 875$ °С; $M_n = 280$ °С).

Для выявления закономерностей термонапряженного состояния нагреваемых валков ниже сопоставлены поля термических напряжений в бочке вала при двух режимах нагрева – форсированном и более рациональном, при котором скорость повышения температуры поверхности вала при посадке в печь поддерживается ограниченной ввиду чрезмерно высоких термических напряжений, возникающих в центре нагреваемого вала.

На рис. 1, а представлено изменение во времени температур в трех представительных точках вала, нагреваемого при форсированном режиме, который характеризуется быстрым подъемом температуры греющих газов и футеровки камерной печи с 300 до 1100 °С.

Из расчетов следует, что при форсированном режиме нагрева в течение 4,45 ч (16 000 с) температура на поверхности бочки вала и на глубине прогретого слоя, расположенного на расстоянии 50 мм от поверхности, достигает необходимого значения 1000 – 1010 °С.

На рис. 1, б представлено изменение во времени продольных напряжений в трех точках по сечению бочки вала.

Из анализа расчетов следует, что в начальной стадии нагрева (в интервале 0,7 – 0,9 ч от начала нагрева) растягивающие, т. е. наиболее опасные напряжения в центре вала достигают чрезмерно высоких значений (600 – 700 МПа), что представляет собой реальную угрозу нарушения сплошности металла при наличии дефектов микроструктуры, играющих роль концентраторов напряжений.

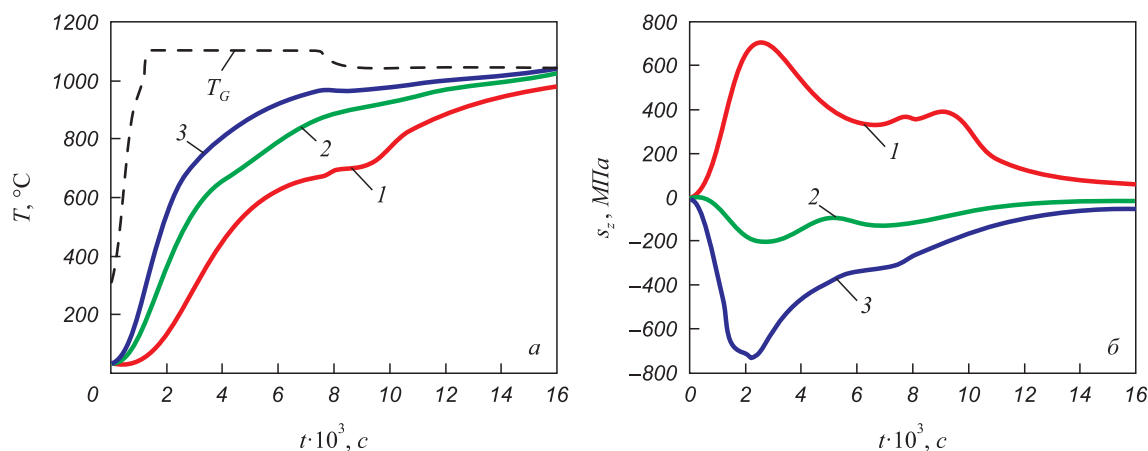


Рис. 1. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в трех точках по радиусу бочки вала диаметром 504 мм из стали 8Х3СМФ при форсированном режиме нагрева:

1 – в центре вала; 2 – на глубине рабочего слоя; 3 – на поверхности вала

Fig. 1. Change of temperature (a) and longitudinal stress (b) versus time measured in the following three points over the radius of the body of the 504 mm diameter roll made of steel 8Kh3SMF under forced heating conditions:

1 – in the roll center; 2 – at a depth of the working layer; 3 – on the roll surface

Следует отметить, что при решении нелинейной задачи термовязкоупругости определяются три компоненты тензора напряжений: продольные, тангенциальные и радиальные.

Из расчетов следует, что среди трех указанных компонент тензора напряжений наибольших значений достигают растягивающие (наиболее опасные) напряжения, являющиеся продольными напряжениями, направленными по нормали к поперечному сечению валка.

В связи с этим, при сопоставлении возникающих в нагреваемом валке внутренних напряжений с допускаемыми напряжениями, следует использовать полученные расчетом значения максимальных продольных напряжений в осевой зоне нагреваемого валка. В подтверждение данного тезиса можно привести результаты экспериментов, выполненных при определении допускаемой скорости нагрева слитков из быстрорежущей стали [7].

В кузнечном цехе Челябинского металлургического завода нагрев под ковку отоженных слитков стали Р18 массой 600 – 610 кг производился с большими предосторожностями: температура в окне посада методической печи, согласно технологической инструкции, не превышала 450 °С. При изыскании возможности повышения производительности нагревательной печи были проведены эксперименты, цель которых состояла в подтверждении возможности безопасного нагрева слитков при более высоких температурах посада в методическую печь.

Эксперименты проводили в специальной камерной печи (внутренние размеры 1350×1860×3580 мм), отапливаемой смесью коксового и доменного газов с помощью шести инжекционных горелок. Всего было исследовано 11 слитков – восемь отоженных и три неотожженных.

Слитки загружали в печь, предварительно разогретую до 1000 – 1200 °С. На одном из слитков при разливке вморозили две графито-кварцевых трубки для

формирования отверстий в центре и вблизи поверхности слитка. В данные отверстия при последующем нагреве в камерной печи разместили хромель-алюмелевые термопары для измерения температур нагреваемого слитка.

Эксперименты показали возможность безопасного нагрева полностью отоженных слитков при их посадке в печь с начальной температурой 700 °С, выдержкой в течение 4 ч при этой температуре и последующем подъеме температуры печи до 1200 °С.

При размещении неотожженных слитков в печи, разогретой до 1000 °С, зафиксировали их разрушение через 10 – 15 мин после загрузки в печь. На рис. 2 показан вид обломков одного из разрушенных слитков, извлеченных из камерной печи. Из приведенной фотографии следует, что разрушение слитка под влиянием термических напряжений произошло в плоскости, перпендикулярной оси слитка, что служит подтверждением упомянутых выше результатов расчетного анализа относительно доминирующей роли продольных растягивающих напряжений.

Как отмечено выше, безопасным для сохранения сплошности металла оказался режим нагрева, при котором в печь с начальной температурой 700 °С загружали полностью отоженные слитки, освобожденные от остаточных напряжений.

Приведенная выше математическая модель термонапряженного состояния нагреваемых стальных изделий цилиндрической формы подтверждает необходимость учета остаточных напряжений при расчетной оценке допускаемой скорости нагрева стальных изделий.

На рис. 3 приведены графики изменения во времени температур и продольных напряжений на поверхности и в центре стальных слитков неотожженной стали Р18 при ускоренном нагреве в камерной печи. Отметим, что расчетные графики изменения температур во времени на поверхности и в центре слитка вполне удовлетворительно согласуются с результатами термометрирования [7].

Согласно расчету, в начальной стадии нагрева (через 20 мин после посада слитка в печь) максимальные растягивающие напряжения в центре слитка достигают 585 МПа. Расчеты остаточных напряжений в слитке, остывающем в изложнице, позволяют оценить максимальные их значения порядка 350 МПа [7]. Таким образом, в сумме остаточные и максимальные временные напряжения (при нагреве) составляют 910 – 920 МПа, в то время как допускаемые напряжения для быстрорежущей стали не должны превышать 600 – 700 МПа [8].

Изложенные данные подтверждают необходимость учета продольной компоненты тензора напряжений при расчетной оценке допускаемой скорости нагрева прокатных валков, а также важность устранения остаточных напряжений в прокатных валках путем их отжига на предварительной стадии подготовки валков к закалке.

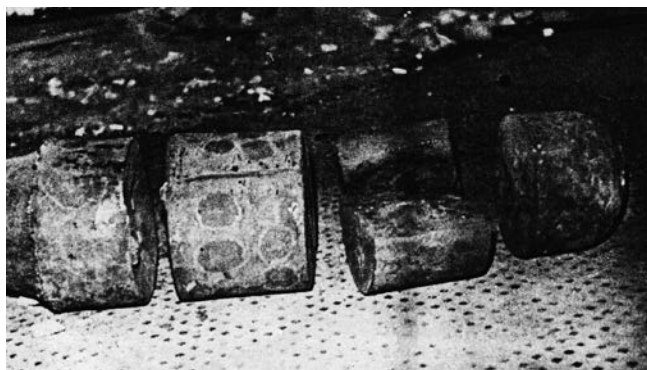


Рис. 2. Внешний вид неотожженного слитка стали Р18 массой 610 кг после посада в печь с температурой 1000 °С

Fig. 2. A view from the outside of the un-annealed ingot of 610 kg mass made of steel R18 after placing into the furnace at a temperature of 1000 °С

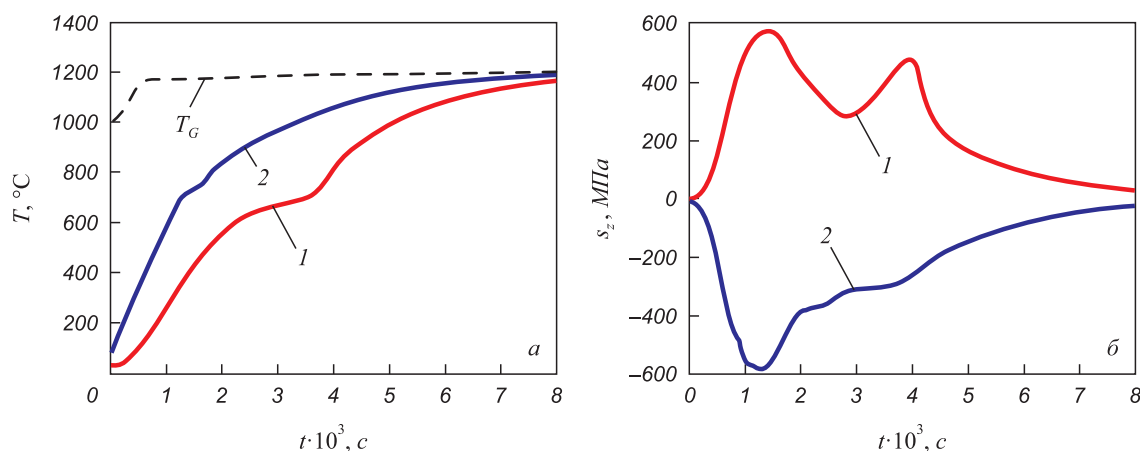


Рис. 3. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в двух точках неотожженного слитка стали R18 при ускоренном нагреве в камерной печи:

1 – в центре слитка; 2 – на поверхности слитка

Fig. 3. Change of temperature (a) and longitudinal stress (b) versus time measured in the following two points of the ingot of steel R18 under fast heating conditions in the chamber furnace:

1 – in the ingot center; 2 – over the ingot surface

Вместе с тем, необходимо ограничить скорость нагрева валков в начальной стадии с целью снижения возникающих термических напряжений.

Накопленный производственный опыт свидетельствует о том, что удастся избежать возникновения дефектов типа трещин под воздействием временных растягивающих напряжений в том случае, если поддерживать в начальной стадии нагрева скорость повышения температуры поверхности нагреваемых валков, не превышающую 6 – 9 град/мин. Кроме того, рекомендуется на заключительной стадии нагрева обеспечить выдержку валка перед началом закалки в течение 50 – 60 мин (для валков с содержанием хрома от 3 до 5 % и диаметром 450 – 550 мм).

С целью реализации указанных рекомендаций предложен ступенчатый режим нагрева валков перед закалкой, предполагающий разделение общей длительности нагрева на четыре этапа. Первый этап заключается в нагреве валка от начальной температуры T_0 до температуры выдержки T_B за время Δt_1 со скоростью W_1 . Затем следует выдержка при неизменной температуре T_B в течение интервала времени Δt_2 (второй этап). Далее осуществляется подъем температуры валка до температуры аустенизации T_A со скоростью W_2 за время Δt_3 (третий этап) с последующей выдержкой в течение интервала времени Δt_4 (четвертый этап).

На рис. 4, а приведены результаты расчета температуры греющих газов, а также температур в трех пред-

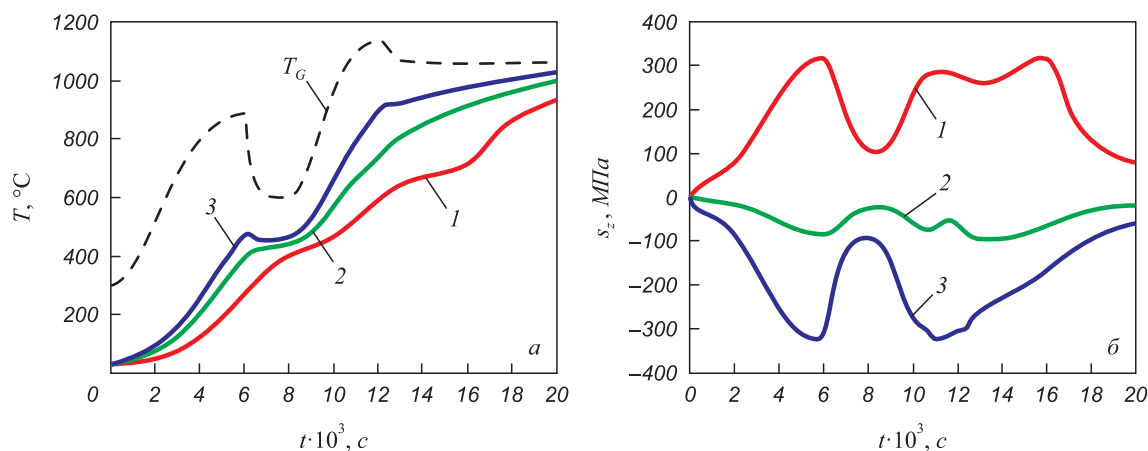


Рис. 4. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в трех точках по радиусу бочки валка диаметром 504 мм из стали 8ХЗСМФ при ступенчатом режиме нагрева:

1 – в центре валка; 2 – на глубине рабочего слоя; 3 – на поверхности валка

Fig. 4. Change of temperature (a) and longitudinal stress (b) versus time in the following three points over the radius of the body of the 504 mm diameter roll made of steel 8Kh3SMF under stage heating conditions:

1 – in the roll center; 2 – at a depth of the working layer; 3 – on the roll surface

ставительных точках вдоль радиуса бочки валка при ступенчатом режиме нагрева, удовлетворяющем указанным рекомендациям.

При этом начальная стадия процесса нагрева характеризуется значениями скорости повышения температуры поверхности валка в пределах $W_1 = 8 - 9$ град/мин в течение 1,67 ч с последующей выдержкой валка при температуре 410 – 450 °С в течение 35 мин.

Как следует из рассмотрения графиков изменения продольных напряжений в трех точках по сечению бочки валка на рис. 4, б, задание ограниченной скорости нагрева в начальной стадии, вкупе с выдержкой валка при температуре 450 °С, сопровождается весьма существенным снижением максимальных растягивающих напряжений в центре валка по сравнению с форсированным режимом нагрева – с 700 до 310 МПа.

На последующих этапах нагрева валка с повышением температуры на его поверхности до температуры аустенизации, значения растягивающих напряжений в центре валка не превышают приемлемого уровня (300 – 305 МПа) с последующим снижением до 100 МПа в конце нагрева.

Выводы. Приведена физико-математическая модель термонапряженного состояния (ТНС) рабочих валков холодной прокатки при их нагреве в камерной печи скоростного нагрева.

Указывается на необходимость учета продольной компоненты тензора напряжений в осевой зоне валка при расчетной оценке допустимой скорости нагрева.

С использованием математической модели ТНС валка при нагреве под закалку сопоставлены два режима нагрева – форсированный и более рациональный, при

котором введено ограничение скорости нагрева на начальной стадии.

Для нагрева рабочего валка холодной прокатки диаметром 504 мм из стали 8ХЗСМФ в камерной печи предложен ступенчатый график повышения температуры греющей среды, при котором максимальные растягивающие напряжения не превышают приемлемых значений порядка 300 МПа, что исключает возможность разрушения изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Будрин Д.В. Расчет лучистого теплообмена: Сб. «Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах». – Свердловск: Изд-во УПИ, 1951. С. 13 – 37.
2. Теплотехнические расчеты металлургических печей. Изд. 2. / Б.Ф. Зобнин, М.Д. Казяев, Б.И. Китаев и др. – М.: Металлургия, 1982. – 360 с.
3. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 517 с.
4. Тимофеев В.Н., Самойлович Ю.А. Оценка влияния пластической деформации на температурные напряжения при нагреве стального цилиндра: Сб. тр. ВНИИМТ «Горение, теплообмен и процессы нагрева металла в печах». – Свердловск: Изд-во ВНИИМТ, 1963. № 10. С. 68 – 80.
5. Самойлович Ю.А., Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Маточкин В.А. Теоретические основы расчета температур, термовязкоупругих напряжений и деформаций в корке непрерывнолитой заготовки // Изв. вуз. Энергетика. 2002. № 3. С. 48 – 56.
6. Самойлович Ю.А. Расчет временных и остаточных напряжений прокатных валков при электрозакалке // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. № 11. С. 15 – 22.
7. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Трусова И.А. Стальной слиток. Т. 3: Нагрев. – Минск: Белорусская наука, 2001. – 879 с.
8. Баптизманский В.И. // Техническая физика. 1951. № 5. С. 105 – 113.

Поступила 7 июля 2015 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2015. Vol. 58. No. 9, pp. 696–702.

MATHEMATICAL MODELING OF THE THERMO-STRESSED CONDITION IN THE COLD WORK ROLLS DURING FAST HEATING IN THE CHAMBER FURNACE

Kazyayev M.D.¹, *Cand. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Thermal Physics and Informatics in Metallurgy"*
(termocomplex@r66.ru)

Samoilovich Yu.A.¹, *Dr. Sci. (Eng.), Professor, Chief Researcher of Laboratory of heating furnaces*
(platan09@yandex.ru)

Paleev V.S.², *Cand. Sci. (Eng.), Chief Specialist*

¹ Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin (19, Mira str., Ekaterinburg, 620002, Russia)

² "UralTermoKompleks" Scientific and Production Company (23, of. 306-308, Posadskaya str., Ekaterinburg, Sverdlovsk Region, 620137, Russia)

Abstract. A physical-and-mathematical pattern of calculation of the thermo-stressed condition of the cold work roll, being heated in the chamber fast (gradient) heating furnace for hardening of the working layer of the certain depth, has been demonstrated. The heating fur-

nace consists of two sliding halves and is connected with the spraying unit. A roll subjected to heating runs on rollers and rotates during heating and hardening. Two heating conditions: forced one and more rational one, under which a speed of the roll heating is limited at the initial stage, have been compared. The authors have offered a step-type schedule of increasing the heating medium temperature during roll heating at which the maximum tensile stress does not exceed an acceptable value of 300 МПа. It is recommended to limit a heating speed at the initial stage of heat treatment to reduce the thermal stress.

Keywords: cold rolls, mathematical modeling, thermal stress, fast heating.

DOI: 10.17073/0368-0797-2015-9-696-702

REFERENCES

1. Budrin D.V. *Raschet luchistogo teploobmena* [The calculation of radiative heat transfer: A Collection.]. In: *Sb. Teploobmen i voprosy ekonomii topliva v metallurgicheskikh pechakh* [Heat transfer and economy of fuel in metallurgical furnaces]. Sverdlovsk, Moscow:

- Izd-vo Ural'skogo politekhnicheskogo instituta, 1951, pp. 13–37. (In Russ.).
2. Zobnin B.F., Kazyayev M.D., Kitaev B.I. etc. *Teplotekhnicheskie raschety metallurgicheskikh pechei* [Thermotechnical calculations of metallurgical furnaces]. Moscow: Metallurgiya, 1982. 360 p. (In Russ.).
3. Boley Bruno A., Weiner Jerome H. *Theory of Thermal Stresses*. New York : John Wiley & Sons, 1960. (Russ.ed.: Boley B., Weiner J. *Teoriya temperaturnykh napryazhenii*. Moscow: Mir, 1964. 517 p.).
4. Timofeev V.N., Samoilovich Yu.A. *Otsenka vliyaniya plasticheskoi deformatsii na temperaturnye napryazheniya pri nagreve stal'nogo tsilindra* [Estimation of influence of plastic deformation on thermal stresses during the heating of the steel cylinder]. In: *Sb. tr. VNIIMT "Gorenie, teploobmen i protsessy nagreva metalla v pechakh"* [Proceedings of VNIIMT "Burning, heat transfer processes and metal heating furnaces"]. Izd. Sverdlovsk, 1963, pp. 68–80. (In Russ.).
5. Samoilovich Yu.A., Timoshpol'skii V.I., Trusova I.A., Matochkin V.A. Theoretical basis for calculating the temperatures of thermoviscoelastic stresses and deformations in the crust of continuous casting. *Izvestiya VUZov. Energetika*. 2002, no. 3, pp. 48–56. (In Russ.).
6. Samoilovich Yu.A. Calculation of temporal and residual voltage during the electrohardening of forming rolls. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2014, no. 11, pp. 15–22. (In Russ.).
7. Timoshpol'skii V.I., Samoilovich Yu.A., Trusova I.A. etc. *Stal'noi slitok*. [Steel Ingot]. Vol. 3. *Nagrev* [Heating]. Minsk: Belorusskaya nauka, 2001. 879 p. (In Russ.).
8. Baptizmanskii V.I. *Tekhnicheskaya fizika* [Technical physics]. 1951, no. 5, pp. 105–113. (In Russ.).

Received July 7, 2015