

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

УДК 621.771.2.073.8 : 621.785.6.001.57

РАСЧЕТ ВРЕМЕННЫХ И ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ
ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ ПРИ ЭЛЕКТРОЗАКАЛКЕ

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

ОАО «Научно-исследовательский институт металлургической теплотехники»
(620219, Россия, Екатеринбург, ул. Студенческая, 16)

Аннотация. Представлена физико-математическая модель термонапряженного состояния стальных прокатных валков, закаливаемых после индукционного электронагрева. Реализация модели осуществляется путем численного решения системы взаимосвязанных уравнений нелинейной теплопроводности и термовязкоупругости с учетом кинетики фазовых превращений аустенита и специфики индукционного нагрева валков. Адекватность математической модели подтверждается сопоставлением расчетных значений напряжений в прокатном валке диаметром 210 мм с экспериментальными данными, полученными методом Закса.

Ключевые слова: прокатный стальной валок, индукционный нагрев, закалка, превращения аустенита, бейнит, мартенсит.

Традиционный способ объемной закалки валков холодной прокатки [1] сопровождается весьма трудоемким процессом подготовки устройств для защиты шейки и трещин валка, монтажа арматуры для осевого охлаждения и, естественно, последующим после закалки освобождением валка от этой арматуры.

В настоящее время процесс объемной закалки вытесняется индукционным способом поверхностной закалки валков токами промышленной частоты. По сравнению со способом объемной закалки длительность электрозакалки валков диаметром 300 мм сокращается в 72 раза, а валков диаметром 700 мм – в 93 раза [2]. Столь существенное повышение производительности обеспечивается использованием компактной технологической оснастки, а также применением режимов скоростного электронагрева металла в сочетании со спрейнным охлаждением поверхности валков.

Интенсивное спрейнное охлаждение поверхности валка приводит к возникновению больших градиентов температуры и, соответственно, значительных термических напряжений по сечению валка, а также структурных напряжений, сопровождающих протекание фазовых превращений металла в процессе закалки. Для предупреждения разрушения металла при воздействии термоструктурных напряжений необходимо соответствующим образом выбирать основные технологические параметры процесса электрозакалки – скорость перемещения индуктора, расход воды спрейнного устройства, а также показатели удельной мощности индуктора.

Решение этой проблемы является актуальной задачей в связи с широким применением метода электрозакалки для крупногабаритных прокатных валков из высоколегированной стали. Высокая индивидуальная стоимость таких валков препятствует эксперименталь-

ной проверке остаточных напряжений, сопряженной с нарушением контрольной конфигурации изделий, в связи с чем возросла роль методов надежного компьютерного моделирования тепловых и электромеханических явлений, сопровождающих процесс индукционного нагрева и спрейнной закалки валков. Большинство современных методов расчета напряжений в закаливаемых прокатных валках базируется на использовании теории малых упруго-пластических деформаций в сочетании с решением задач нестационарной теплопроводности и фазовых превращений, сопровождающих процесс закалки стали [3, 4]. Созданные на такой основе вычислительные комплексы отличаются высокой степенью сложности, что в значительной мере определяется необходимостью сочетания усложненных режимов термообработки валков (наличие большого числа проходов) с постулатами теории малых упруго-пластических деформаций.

В настоящей работе определение деформаций и напряжений в электрозакаленных валках холодной прокатки выполнено с использованием теории термовязкоупругости [5], позволяющей в упрощенном виде учитывать циклическое изменение основных составляющих тензора напряжений и деформаций при периодическом изменении температуры и скорости охлаждения металла в процессе многопроходной электрозакалки прокатных валков.

На рис. 1 представлена схема установки для закалки валков после индукционного нагрева. Валок устанавливается вертикально в центрах станка, при этом индуктор вначале размещается в нижней части бочки валка и при нагреве движется снизу вверх со скоростью 0,5 – 4,0 мм/с. В процессе нагрева и закалки валок вращается с частотой 8 – 10 об/мин, что обеспечивает равномерность поля температур вдоль

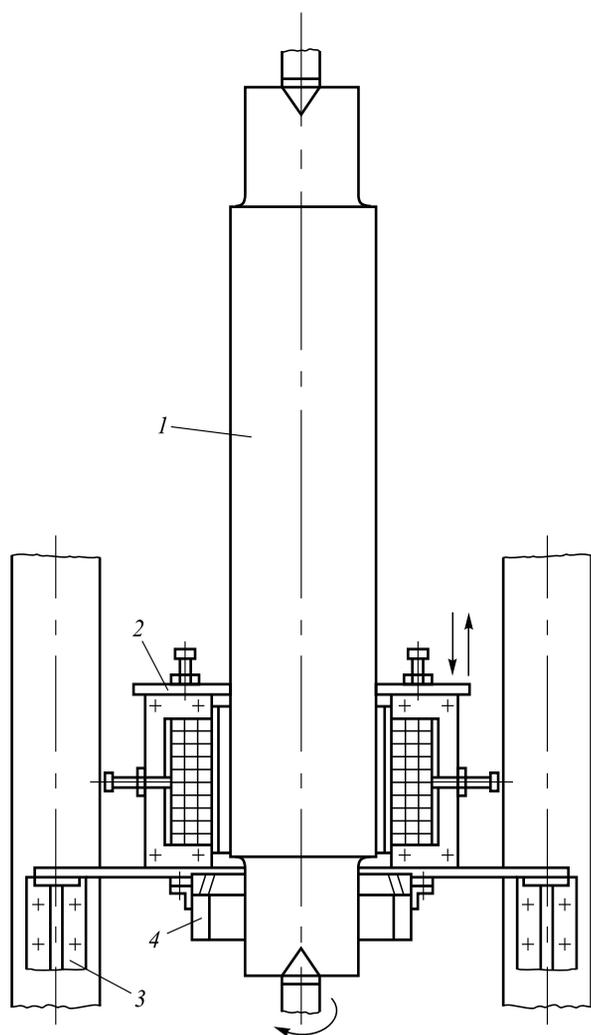


Рис. 1. Схема установки для закалки валков после нагрева токами промышленной частоты:
1 – валок; 2 – индуктор; 3 – стопор; 4 – спрейер

образующей поверхности валка. В качестве объекта исследования рассмотрим бочку прокатного валка диаметром $D_0 = 2R_0$ и высотой H_0 , для которой будем исследовать поле температур, деформаций и напряжений в процессе индукционного нагрева от некоторой начальной температуры до температуры аустенизации, а также последующего охлаждения при закалке в потоке водяных струй, формируемых спрейерным устройством.

Поле температур в бочке валка определяется путем численного решения уравнения нестационарной теплопроводности

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

где T – температура; t – время; r, z – координаты в объеме изделия (с учетом симметрии поля температур и деформаций относительно оси валка); λ, ρ, C – коэффициенты теплопроводности, массовой плотности и удельной теплоемкости металла соответственно; Q – объемная

плотность источника тепла, составленная суммой количества тепла, выделяемого индуктором (QR), и тепловыделения, сопровождающего протекающие фазовые переходы (QF).

Конфигурация валков отличается большим разнообразием, причем во многих случаях валки выполняются с осевым отверстием, что позволяет охлаждать бочку валка не только с наружной поверхности, но также и в полости осевого отверстия, что, как показано ниже, благоприятно сказывается на возникающих после закалки остаточных напряжениях.

Решение уравнения теплопроводности (1) осуществляется при задании начальной температуры валка T_0 и граничных условий, отражающих процесс теплообмена излучением наружной поверхности валка с окружающей средой (при цеховой температуре T_S) для тех участков поверхности, которые не окружены кареткой индуктора высотой H_K . Приведем систему граничных условий для бочки валка с осевым отверстием в соответствии со схемой на рис. 2:

– для наружной поверхности бочки (участок cd):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_1 [T(R_0, z) - T_S] + \sigma_B [T^4(R_0, z) - T_S^4]; \quad (2)$$

– для поверхности внутренней полости бочки валка (участок ab):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_2 [T(R_0, z) - T_S], \quad (3)$$

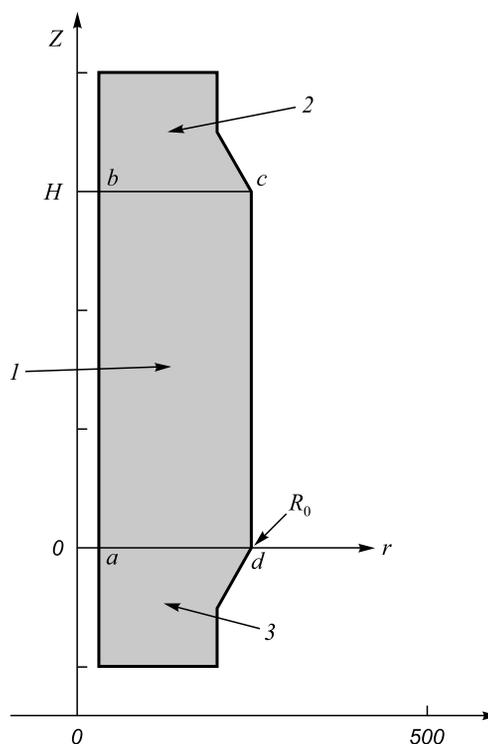


Рис. 2. Схема выделения расчетного элемента $abcd$ высотой H и радиусом R_0 для определения поля температур и термоструктурных напряжений в бочке прокатного валка

где α_1 и α_2 – коэффициенты конвективного теплообмена на наружной поверхности бочки и в полости отверстия; σ_B – приведенный коэффициент теплообмена излучением на участке наружной поверхности, не закрытой кареткой индуктора.

Для границы бочки валка с шейкой (участки ad и bc) используются условия изоляции: $\partial T/\partial z = 0$.

Начальное условие задачи теплопроводности при допущении осевой симметрии поля температур имеет вид:

$$T_0 = F(r, z, t_0). \quad (4)$$

Важную роль при решении задачи теплопроводности играет способ задания функций, описывающих процесс тепловыделения, обусловленный генерацией вихревых токов в поверхностном слое металла.

При задании параметра $QR(r, z, t)$ принимаются во внимание две особенности изучаемого процесса:

- источник тепла (каретка индуктора) перемещается снизу вверх с некоторой неизменной скоростью WK ;
- глубина проникновения в металл индуцированных вихревых токов зависит от применяемой частоты электрического тока.

В частности, при использовании тока промышленной частоты (50 Гц) для стали при температуре 800 °С глубина проникновения тока в металл составляет 65 – 70 мм, а при комнатной температуре (20 °С) не превышает 5 – 10 мм [6]. В достаточно общем виде указанные особенности тепловыделения индукционного тепла можно выразить соотношением

$$QR = Q_0 QZ F(\delta), \quad (5)$$

где функция QZ учитывает перемещение каретки индуктора; функция $F(\delta)$ отражает глубину проникновения вихревых токов индуктора в металл валка; Q_0 – удельная тепловая мощность индуктора, Дж/мм³. В расчетах, результаты которых приведены ниже, функцию QZ принимали в виде

$$QZ = \exp \left[-16 \left(\frac{ZK - z}{H_K} \right)^2 \right], \quad (6)$$

где $ZK = WKt$ – изменяющееся во времени расположение каретки индуктора относительно оси Z , отсчет которой начинается от нижней кромки бочки прокатного валка.

Удельная тепловая мощность индуктора Q_0 подбирается с таким расчетом, чтобы в процессе индукционного нагрева бочки валка температура на внешней поверхности бочки находилась в пределах интервала температур аустенизации стали (900 – 920 °С для стали 9Х2М).

Расчет деформаций и напряжений в закаливаемых валках осуществляется путем решения нелинейной

системы уравнений термовязкоупругости, дополненной учетом объемных изменений, связанных с превращением аустенита в перлит, бейнит и мартенсит.

Решение базовой задачи термовязкоупругости осуществляется с использованием принципа соответствия [7], согласно которому основные компоненты тензора напряжений σ^V вычисляются из решения интегрального уравнения типа Вольтерры

$$\sigma^V = \int_0^t F(t-t_0) \frac{\partial}{\partial t_0} \sigma^E(r, t_0) dt_0, \quad (7)$$

где $\sigma^V = \sigma_{ij}^E$ есть решение соответствующей задачи нелинейной термоупругости, а реологическая функция $F(t-t_0)$ позволяет учесть эффекты вязкости и текучести материала.

Для учета эффекта релаксации напряжений авторами используется предположение о снижении напряжений во времени по закону экспоненты и задании реологической функции в виде

$$F(t-t_0) = \exp[-\gamma(t-t_0)],$$

при этом уравнение (7) принимает вид

$$\sigma^V = \int_0^t \exp[-\gamma(t-t_0)] \frac{\partial \sigma^E}{\partial t_0} dt_0. \quad (8)$$

Выполняя интегрирование по частям, приведем уравнение (8) к виду

$$\sigma^V = \sigma^E - \gamma \exp(-\gamma t) \int_0^t \sigma^E(t_0) \exp(\gamma t_0) dt_0,$$

или, вводя время релаксации соотношением $\tau = \gamma^{-1}$, получим

$$\sigma^V = \sigma^E - \frac{1}{\tau} \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \int_0^t \sigma^E(t_0) \exp\left(\frac{t_0}{\tau}\right) dt_0. \quad (9)$$

Время релаксации существенно зависит от температуры. В частности, для углеродистой стали, содержащей 1,1 % С, в работе [8] получена зависимость $\tau(T)$, представленная на рис. 3.

Учет объемных изменений металла при протекании фазовых превращений осуществляется путем замены коэффициента линейного расширения стали α некоторым эффективным коэффициентом расширения β , при задании которого используется соотношение

$$\beta = \beta_A + \beta_P + \beta_M + \beta_B = A(t)\beta_A^m + P(t)\beta_P^m + M(t)\beta_M^m + B(t)\beta_B^m, \quad (10)$$

где $A(t)$, $P(t)$, $M(t)$, $B(t)$ – объемные доли фаз, участвующих в превращении, т.е. аустенита, перлита, мартен-

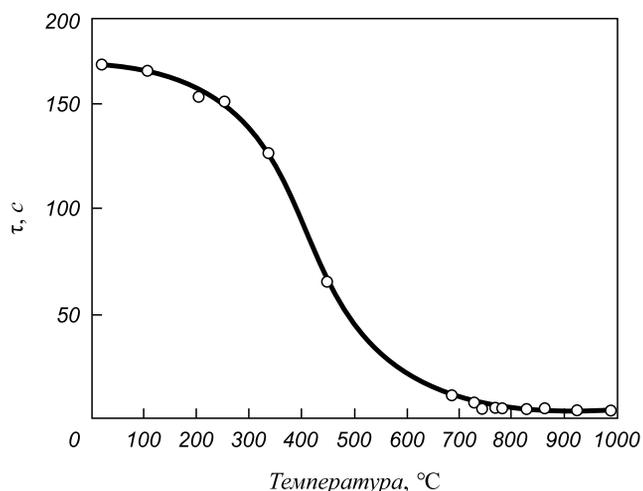


Рис. 3. Зависимость времени релаксации стали от температуры (И.Д. Дергунов, 1951)

сита и бейнита соответственно; $\beta_A^m, \beta_P^m, \beta_M^m, \beta_B^m$ – коэффициенты линейного расширения фаз.

Кинетика превращения аустенита в перлит к настоящему времени исследована достаточно подробно [9]. В количественном отношении подсчет доли перлита выполняется по формуле Колмогорова – Аврамы – Мейла

$$P(t) = 1 - \exp[-K_p(t - t_p)^n], \quad (10)$$

где K_p и n – эмпирические коэффициенты; t_p – момент начала перлитного превращения.

При описании мартенситного превращения используется эмпирическая формула Костинена – Марбурге-ра [10]

$$M(t) = 1 - \exp[-K_M(T_M - T)], \quad (11)$$

где $K_M = 0,011$; T_M – температура начала мартенситного превращения при соблюдении условия $T_M - T(r, z, t) > 0$.

Для вычисления доли бейнита можно использовать эмпирическую формулу Умемото [11]

$$B(t) = 1 - \exp[-k_B(t - t_B)^n], \quad (12)$$

где показатель k_B связан с температурой T соотношением

$$k_B = \frac{0,693}{A \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)}. \quad (13)$$

Здесь R – газовая постоянная; $Q = 11\,700$ кал/моль; константы A и n равны 0,086 и 4,8 соответственно. К примеру, для температуры $T = 350$ °C показатель k_B равен $1,75 \cdot 10^{-15} \text{ с}^{-n}$.

После вычисления значений $P(t)$, $M(t)$, $B(t)$ доля остаточного аустенита подсчитывается из балансового уравнения

$$A(t) = 1 - P(t) - M(t) - B(t). \quad (14)$$

Изложенный способ численного анализа термонапряженного состояния прокатных валков при их закалке и отпуске сводится к выполнению следующей последовательности операций:

- решение задачи нестационарной теплопроводности и определение локальных значений температур и скоростей охлаждения по всему объему бочки валка;

- вычисление вспомогательных термомеханических параметров задачи (времени релаксации стали, а также количества образующихся продуктов превращения аустенита) в зависимости от температуры и скорости охлаждения;

- решение нелинейной задачи термоупругости для бочки валка с учетом объемных изменений, связанных с фазовыми превращениями, а также зависимости модуля упругости стали от температуры;

- определение главных компонент тензора напряжений в бочке прокатного валка с учетом эффекта релаксации напряжений путем численного решения интегрального уравнения (9) с учетом принятой зависимости времени релаксации от температуры.

В качестве иллюстрации возможностей предложенной расчетной методики выполним расчет временных и остаточных напряжений в бочке прокатного валка диаметром 210 мм, который служил предметом исследований в работах [12, 13]. Мотивацией к выбору данного объекта является наличие экспериментальных данных относительно остаточных напряжений в бочке валка, приведенных в работе [13].

Результаты промышленных испытаний электрозакалки валка холодной прокатки диаметром 210 мм, при которых в ходе эксплуатации зафиксированы сколы поверхностного слоя валков толщиной 12 – 15 мм, приведены в работе [12]. Исследуя причины низкой износостойкости валков, авторы обнаружили, что процесс электрозакалки сопровождается образованием глубоких продольных трещин, пронизывающих поперечное сечение валка от поверхности до осевого отверстия (рис. 4).

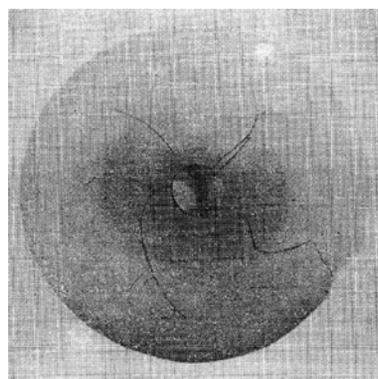


Рис. 4. Внутренние трещины в сечении бочки валка диаметром 210 мм при закалке путем одностороннего (наружного) водяного охлаждения

Следует отметить, что закалку валков выполняли после одного предварительного подогрева при одностороннем наружном охлаждении (без охлаждения осевого отверстия валка).

Авторы [12] предположили, что причиной возникновения трещин, идущих, по их мнению, от наружной поверхности вплоть до осевого отверстия валка, является недостаточная глубина активного и переходного слоя в закаленной части валка. Эта гипотеза подверглась критике в работе [13], в которой было выполнено измерение напряжений в темплатах, вырезанных из электрозакаленных валков методом Закса. Эксперименты показали, что наиболее вероятной причиной разрушения металла является возникновение значительных растягивающих напряжений в слое металла, прилегающем к осевому отверстию (до 350 МПа).

Для снижения указанных растягивающих напряжений авторы работы [13] предложили подвергнуть осевое отверстие водяному охлаждению, которое должно способствовать протеканию мартенситного превращения и возникновению сжимающих напряжений в осевой зоне валка. Производственная проверка этого предложения подтвердила возможность замены растягивающих напряжений в осевой зоне валка (при одностороннем наружном охлаждении) на сжимающие напряжения порядка 100 МПа, а также устранение указанного дефекта – продольных трещин в сечении валка. При этом глубина активного слоя и переходной зоны у поверхности валка осталась такой же, как и у валков, закаленных без охлаждения осевого отверстия.

Следует отметить, что работы [12, 13] выполнены на ранней стадии освоения метода электрозакалки, когда недостаточно оценивали роль обеспечения достаточно предварительного подогрева валков (перед заключительной спреерной закалкой).

Тем не менее, рассмотрение результатов данного промышленного эксперимента представляется полезным, исходя из оценки возможностей математического моделирования при анализе возникающей в производственных условиях ситуации с повышенной отбраковкой термообработанных стальных валков.

Ниже приведены результаты расчетного анализа термонапряженного состояния валка диаметром 210 мм при их одностороннем и двухстороннем охлаждении. Решение нестационарной задачи теплопроводности для бочки валка, подвергающейся нагреву индуктором, каретка которого перемещается снизу вверх с постоянной скоростью WK , осуществляется при задании следующих параметров индуктора и теплофизических свойств металла (сталь 9Х2М):

$$WK = 0,53 \text{ мм/с}; H_0 = 500 \text{ мм}; H_K = 150 \text{ мм}; R_0 = 105 \text{ мм};$$

$$\rho = 7600 \text{ кг/м}^3; N = 628 \text{ Дж/кг} \cdot \text{К}; \lambda = 30 \text{ Вт/м} \cdot \text{град};$$

$$\beta_A^m = 2,08 \cdot 10^{-5}; \beta_P^m = 0,25 \cdot 10^{-5}; \beta_M^m = -1,8 \cdot 10^{-5} \text{ К}^{-1};$$

$$\beta_B^m = -0,25 \cdot 10^{-5} \text{ К}^{-1}; T_S = 20 \text{ }^\circ\text{C}; T_M = 215 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Кроме того, в расчетах использовали аналитическую формулу, с помощью которой аппроксимирована зависимость времени релаксации от температуры, представленная на рис. 3.

Следует отметить, что в работе [13], содержащей экспериментальные данные относительно остаточных напряжений в бочке валка, отсутствуют сведения о температурном состоянии опытной заготовки и основных параметрах индуктора (скорости движения каретки, тепловой мощности нагревателя). В связи с этим в настоящей работе предпринята попытка восстановить недостающие сведения, опираясь на опубликованные данные относительно режимов индукционного нагрева валков диаметром 200 – 210 мм перед окончательной закалкой [1, 2]. В расчетах принято, что скорость движения каретки индуктора равна 0,53 мм/м, так что полное время перемещения каретки вдоль бочки валка высотой 500 мм составляет 944 с, после чего поверхность бочки подвергается интенсивному душевому охлаждению.

Выполненные расчеты позволили установить некоторые особенности температурного поля в бочке валка при индукционном нагреве и последующем охлаждении при закалке.

На рис. 5 представлено изменение температуры вдоль наружной поверхности бочки валка для нескольких моментов времени, соответствующих периоду нагрева 944 с и начальной стадии охлаждения после включения водяного душа. Из рассмотрения кривых 1 – 3 на рис. 5 следует, что распределение температуры на поверхности бочки валка на стадии индукционного нагрева ($t = 0 \rightarrow 940$ с) характеризуется высокой степенью неравномерности. По мере продвижения нагревателя вдоль поверхности (указанного стрелкой WK) определенный участок поверхности бочки поддержи-

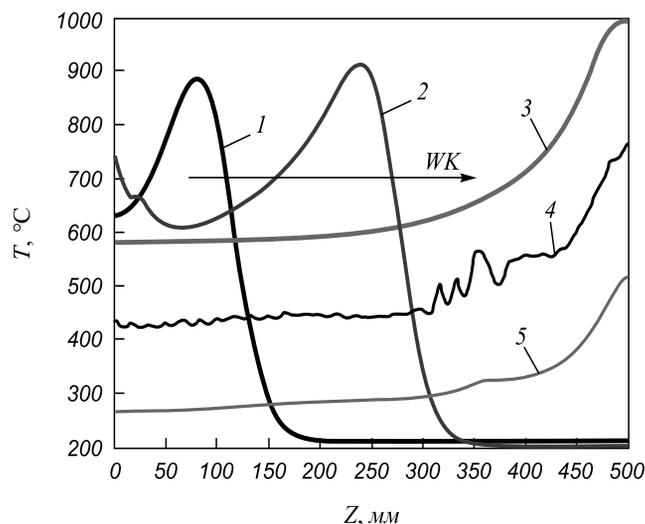


Рис. 5. Распределение температуры вдоль поверхности валка диаметром 210 мм ($T_0 = 200$ °C) при электронагреве и последующей закалке при t , с:
1 – 200; 2 – 500; 3 – 940; 4 – 945; 5 – 960

вается на уровне заданной температуры аустенизации (900 – 920 °С). При этом верхний участок поверхности заготовки, не достигнутый кареткой индуктора, поддерживается при исходной температуре (200 °С), в то время как температура пройденного кареткой участка заготовки повышается до 600 – 700 °С. Наличие столь высоких перепадов температуры по высоте бочки валка (порядка 700 °С) в период нагрева неизбежно сопровождается возникновением значительных термических напряжений. Обращает на себя внимание и тот факт, что распределение температуры по высоте бочки валка к моменту начала охлаждения (кривая 3) характеризуется значительной неравномерностью (от 600 до 1000 °С), так что закалка разных участков поверхности осуществляется от различной начальной температуры. Естественно предположить, что результатом указанной неравномерности условий закалки станет существен-

ная неоднородность макроструктуры закаленного металла, обусловленная различием условий превращения аустенита в перлит и мартенсит в отдельных участках бочки валка.

На рис. 6 показано изменение температуры в нескольких представительных точках валка для среднего по высоте сечения бочки валка (при $Z = 250$ мм). Как следует из рис. 6, в момент прохождения кареткой среднего по высоте сечения (при $t = 471$ с) температура наружной поверхности достигает температуры аустенизации (910 °С), однако к моменту начала душевого охлаждения ($t = 944$ с) температура поверхности снижается до 600 °С. Расчеты температур бочки валка, приведенные на рис. 5 и 6, выполнены при задании охлаждения обеих поверхностей бочки при следующих значениях коэффициента теплоотдачи: $a = 12\,000$ Вт/м²·К для наружной поверхности и $a = 6000$ Вт/м²·К для внутренней поверхности при $T_s = 20$ °С.

Из рис. 6 следует, что при указанных значениях коэффициентов теплоотдачи температура обеих поверхностей бочки валка в течение 20 – 30 с пересекает границу начала мартенситного превращения (220 – 250 °С) и в течение последующих 100 – 120 с снижается до уровня 100 – 120 °С, что обеспечивает возможность достаточно полного протекания процесса мартенситного (и, частично, бейнитного) превращения.

На рис. 7 показано распределение суммы осевых и тангенциальных напряжений вдоль радиуса бочки валка для заключительного периода времени после начала душевого охлаждения обеих поверхностей бочки (от 1100 до 2000 с) при двух режимах охлаждения – одностороннем (а) и двухстороннем (б).

Результаты расчетов позволяют выявить сложный характер динамики термоструктурных напряжений в процессе интенсивного спрейерного охлаждения. Прежде всего обращает на себя внимание тот факт, что резкое снижение температуры охлаждаемой поверх-

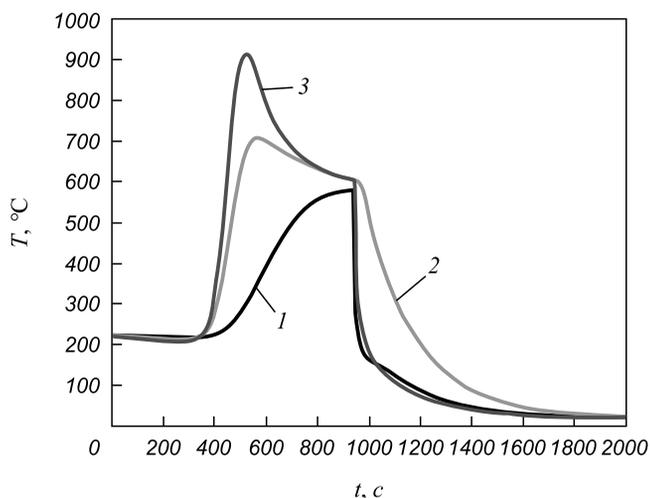


Рис. 6. Изменение во времени температур в нескольких точках вдоль радиуса валка диаметром 210 мм ($T_0 = 200$ °С, $WK = 0,53$ мм/с) при нагреве и закалке при r , мм: 1 – 15; 2 – 70; 3 – 105

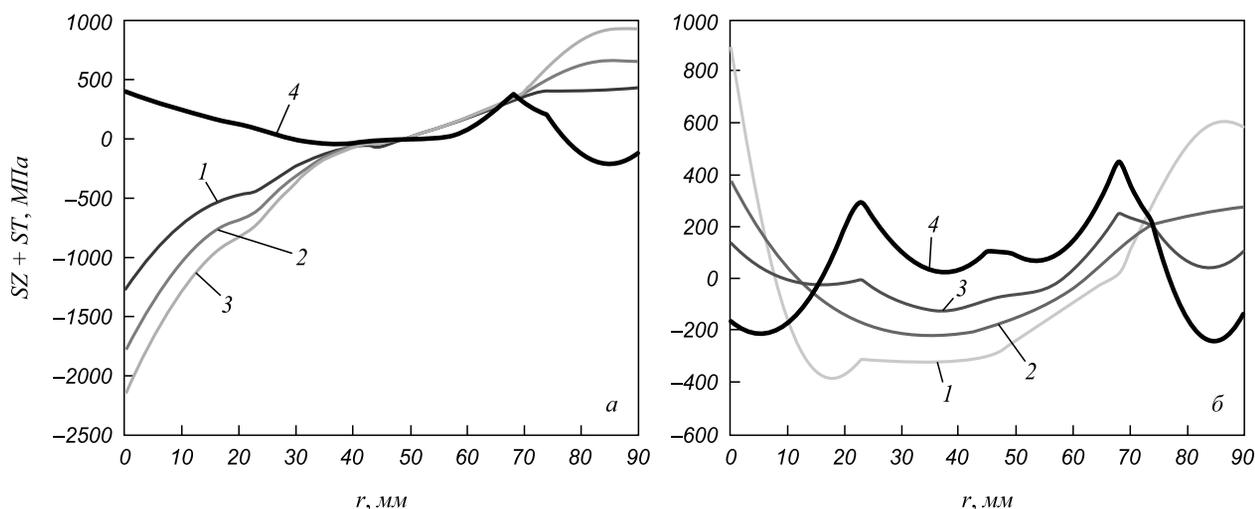


Рис. 7. Распределение суммы осевых и тангенциальных напряжений вдоль радиуса валка диаметром 210 мм при одностороннем (а) и двухстороннем (б) охлаждении при t , с: 1 – 1100; 2 – 1200; 3 – 1300; 4 – 2000

ности сопровождается изменением знака напряжений. В частности, при двухстороннем охлаждении растягивающие напряжения на наружной поверхности бочки валка, достигающие значений 900 МПа (рис. 7, б), сменяются на сжимающие напряжения $\sigma \cong -200$ МПа, причем тангенциальная составляющая тензора напряжений $ST = -100$ МПа, что согласуется с экспериментальными данными [13].

Для оценки влияния охлаждения внутренней полости бочки валка проведена серия расчетов, при которых коэффициент теплоотдачи от поверхности внутренней полости валка принимали равным нулю. Результаты расчетов приведены на рис. 7, а. Видно, что при одностороннем охлаждении на внутренней поверхности полости (при $r = 15$ мм) сумма осевых и тангенциальных напряжений достигает весьма высоких значений ($\cong 400 - 430$ МПа), способных к нарушению сплошности металла в процессе эксплуатации.

На рис. 8 сопоставлены суммарные ($SZ + ST$) остаточные напряжения вдоль радиуса бочки валка, полученные расчетом при обоих режимах охлаждения. Из анализа полученных кривых следует, что при двухстороннем охлаждении бочки валка закаленный слой металла обеих охлажденных поверхностей (наружной и внутренней) подвержен воздействию сжимающих напряжений, что способствует повышению износостойкости валка в ходе эксплуатации. С другой стороны, отказ от интенсивного охлаждения внутренней полости валка приводит к возникновению на этой поверхности высоких растягивающих напряжений (штриховая линия), что полностью согласуется с данными работы [13].

Физической предпосылкой отмеченного эффекта замены растягивающих напряжений в осевой зоне валка (при одностороннем охлаждении) на сжимающие напряжения (при двухстороннем охлаждении) является существенное увеличение удельного объема стали при протекании мартенситного превращения в металле, прилегающем к обеим охлаждаемым поверхностям бочки валка.

Выводы. В статье изложена физико-математическая модель термонапряженного состояния закаленной бочки прокатного валка, позволяющая выполнить количественную оценку временных и остаточных напряжений для электрозакаленных валков с учетом объемных изменений металла в процессе превращений аустенита при закалке. Расчеты показали, что для валков с осевыми отверстиями можно рекомендовать достаточно интенсивное охлаждение внутренней полости валков, что способствует возникновению сжимающих остаточных напряжений закаленной части и повышению износостойкости валков в ходе последующей эксплуатации.

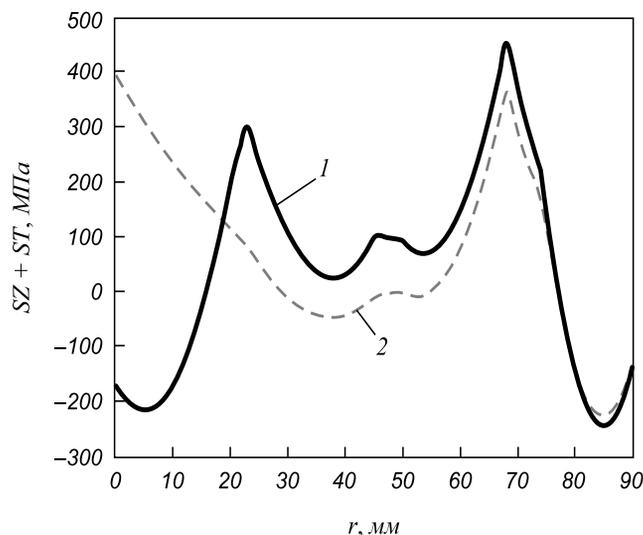


Рис. 8. Сопоставление остаточных напряжений в валке диаметром 210 мм для двух режимов охлаждения:
1 — при двухстороннем охлаждении валка; 2 — без охлаждения осевого отверстия

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Петров А.С., Карманов А.И. Производство валков холодной прокатки. — М.: Metallurgizdat, 1962. — 216 с.
- Геден М.В., Соболев Г.П., Паисов И.В. Термическая обработка валков холодной прокатки. — М.: Metallurgiya, 1973. — 344 с.
- Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Прочность термообрабатываемых прокатных валков. — М.: Изд. МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2004. — 259 с.
- Кувалдин А.Б., Лепешкин А.Р. Скоростные режимы индукционного нагрева и термонапряжения в изделиях. — Новосибирск: Изд. НГТУ, 2006. — 282 с.
- Ильющин А.А., Победра Б.Е. Основы математической теории термовязкоупругости. — М.: Наука, 1970. — 280 с.
- Головин Г.Ф., Замятнин М.М. Высокочастотная термическая обработка. Изд. 3. — Л.: Машиностроение, 1990. — 239 с.
- Новацкий В. Вопросы термоупругости. — М.: Изд. АН СССР, 1962. — 364 с.
- Дергунов И.Д. Определение периода релаксации углеродистых сталей и цветных металлов // Журнал технической физики. 1951. Т. 21. Вып. 12. С. 1526 — 1534.
- Перлит в углеродистых сталях / В.М. Счастливцев, Д.А. Мирзаев, И.Л. Яковлева и др. — Екатеринбург: УРО РАН, 2006. — 311 с.
- Kostinen D.P., Marburger R.E. A general equation prescribing the extent of austenite — martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels // Acta Metallurgica. 1959. Vol.7. P. 59 — 60.
- Umamoto M., Horiuchi K., Tamura I. Transformation Kinetic of Beinit during Isothermal Holding and Continuous Cooling // Trans. ISIJ. 1982. Vol. 22. P. 854 — 861.
- Борисенко В.Г., Божко С.А., Серебренников А.М. Исследование закаленного слоя валков для холодной прокатки стальной ленты // Сталь. 1962. № 5. С. 452 — 454.
- Скловое П.В., Петров Б.Д. К вопросу о качестве валков холодной прокатки // Сталь. 1963. № 7. С. 651.

CALCULATION OF TEMPORAL AND RESIDUAL VOLTAGE DURING THE ELECTROHARDENING OF FORMING ROLLS

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

OJSC “Research Institute of Metallurgical Heat Engineering” (“VNIIMT”) (16, Studencheskaya str., Ekaterinburg, 620219, Russia)

Abstract. The article presents the physicomathematical model of thermo-stressed state of steel forming rolls, hardened after the induction electric heating. The model is implemented by numerical calculation of number of interrelated nonlinear heat conduction and thermoviscoelasticity equations taking into account the kinetics of phase transformation of austenite and specific character of forming rolls induction heating. The comparison of calculated values of voltage in the forming roll with 210 mm in diameter with the test data obtained by Sacha method confirms the adequacy of the mathematical model.

Keywords: steel forming roll, induction heating, hardening, transformation of austenite, bainite, martensite.

REFERENCES

1. Petrov A.S., Karmanov A.I. *Proizvodstvo valkov kholodnoi prokatki* [Manufacture of rolls of cold rolling]. Moscow: Metallurgizdat, 1962. 216 p. (In Russ.).
2. Gedeon M.V., Sobol' G.P., Paisov I.V. *Termicheskaya obrabotka valkov kholodnoi prokatki* [Heat treatment of the cold rolling rolls]. Moscow: Metallurgiya, 1973. 344 p. (In Russ.).
3. Vafin R.K., Pokrovskii A.M., Leshkovtsev V.G. *Prochnost' termo-obrabatyvaemykh prokatnykh valkov* [Strength of heat treatable mill rolls]. Moscow: Izdanie MGTU im. N.E.Baumana, 2004. 259 p. (In Russ.).
4. Kuvaldin A.B., Lepeshkin A.R. *Skorostnye rezhimy induktsionnogo nagreva i termonapryazheniya v izdeliyakh* [Speed mode of induction heating and thermal stresses in the products]. Novosibirsk, 2006. 282 p. (In Russ.).
5. Il'yushin A.A., Pobedrya B.E. *Osnovy matematicheskoi teorii termovyazkouprugosti* [Fundamentals of mathematical theory of thermoviscoelasticity]. Moscow: Nauka, 1970. 280 p. (In Russ.).
6. Golovin G.F., Zamyatnin M.M. *Vysokochastotnaya termicheskaya obrabotka* [High-frequency heat treatment]. Leningrad: Mashinostroenie (LO), 1990. 239 p. (In Russ.).
7. Novatskii V. *Voprosy termouprugosti* [Questions of thermoelasticity]. Moscow: Izd. AN SSSR, 1962. 364 p. (In Russ.).
8. Dergunov I.D. Determination of the relaxation of carbon-grained steels and non-ferrous metals. *Zhurnal tekhnicheskoi fiziki*. 1951, Vol. 21. Issue 12, pp. 1526–1534. (In Russ.).
9. Schastlivtsev V.M., Mirzaev D.A., Yakovleva I.L. etc. *Perlit v uglerodistykh stalyakh* [Perlite in carbon steels]. Ekaterinburg. URO RAN, 2006. 311p. (In Russ.).
10. Kostinen D.P., Marburger R.E. A general equation prescribing the extent of austenite – martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels. *Acta Metallurgica*, 1959. Vol.7, pp. 59–60.
11. Umemoto M., Horiuchi K., Tamura I.: Transformation Kinetic of Beinit during Isothermal Holding and Continuous Cooling. *Trans. ISIJ*, 1982. Vol. 22, pp.854–861.
12. Borisenko V.G., Bozhko S.A., Serebrennikov A.M. Research of hardened layer of cold rolled steel strip. *Stal'*, 1962, no. 5, pp. 452–454. (In Russ.).
13. Sklyuev P.V., Petrov B.D. To a question about the quality of the rolls of cold rolling. *Stal'*, 1963, no. 7, p. 651. (In Russ.).

Received August 8, 2014