

УДК 621.77.07

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛЯ ТЕМПЕРАТУР В РАБОЧИХ ВАЛКАХ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ПРИ СКОРОСТНОМ НАГРЕВЕ В КАМЕРНОЙ ПЕЧИ

Казяев М.Д.¹, к.т.н., профессор кафедры «Теплофизика и информатика в металлургии»

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

Казяев Д.М.², коммерческий директор

Вохмяков А.М.², к.т.н., начальник ПТО (botia@mail.ru)

Спитченко Д.И.¹, аспирант, ассистент кафедры «Теплофизика и информатика

в металлургии» (Danila.Spitchenko@gmail.com)

¹ Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

(620002, Россия, Екатеринбург, ул. Мира, 19)

² ООО «НПК «Уралтермокомплекс»

(620026, Россия, Екатеринбург, ул. Народной Воли, 65)

Аннотация. Представлены результаты экспериментальных и расчетных исследований скоростного (градиентного) нагрева рабочего слоя бочки валка холодной прокатки в агрегате, состоящем из камерной печи особой конструкции и спрейерной установки, размещенной под печью в специальном приямке и выдвигающейся вверх для обеспечения быстрого охлаждения рабочего слоя валка. При нагреве валка его бочка и часть шеек находятся в рабочем пространстве печи, а остальные (внешние) части шеек размещены за пределами камеры нагрева и опираются на приводные ролики, обеспечивающие вращение бочки валка в процессе нагрева и последующего его охлаждения. При этом необходимо обеспечить закалку только рабочего слоя валка, а части шеек, находящиеся в печи, не должны подвергаться этой процедуре, для чего они покрыты специальными теплоизоляционными вставками. В целях разработки режимов термообработки прокатных валков различных размеров, экспериментальные валки были оснащены термопарами, измеряющими температуру в различных точках поверхности и в глубине бочки и шеек валка. Технологией термообработки были поставлены жесткие условия по равномерности нагрева поверхности бочки валка с очень узкими пределами зон недогрева крайних участков у торцов поверхности. При этом требовалось также обеспечить низкую температуру шеек, находящихся в рабочем пространстве печи. Экспериментальные исследования температурных полей при различных режимах скоростного нагрева валков показали, что достигнуты высокие скорости нагрева и охлаждения, обеспечивающие требуемую структуру рабочего слоя бочки валка. Одновременно экспериментальные исследования и расчеты температурных полей по специально разработанной программе показали, что в существующей конструктивной обстановке ввода и отвода греющих газов и размещения валка с частичным выводом шеек за пределы камеры нагрева, происходит усиленный сток тепла через внешние открытые части шеек. При этом выявлена значительная (отличающаяся от допустимой) неравномерность температурного поля поверхности бочки в торцевых зонах нагреваемого валка. Установлено, что изменения условий внешнего теплообмена между рабочим пространством печи и поверхностью валка не обеспечивают устранения неравномерности температурного поля торцевых участков поверхности. Предложен способ существенного снижения неравномерности нагрева крайних участков поверхности бочки валка и проведен расчетный анализ температурных полей, подтверждающий реальность его применения.

Ключевые слова: валки холодной прокатки, рабочий слой, скоростной нагрев, камерная печь, спрейерная установка, температурные поля, экспериментальные и расчетные исследования, неравномерность нагрева и способ ее устранения.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-8-616-622

Научно-производственной компанией «УралТермоКомплекс» (УТК) разработан и запатентован агрегат дифференцированной термообработки прокатных валков, предназначенный для скоростного (градиентного) нагрева рабочего слоя бочки валка и последующего регулируемого его охлаждения с целью закалки [1].

Агрегат состоит из камерной печи скоростного нагрева, совмещенной со спрейерным устройством, что обеспечивает предельное сокращение времени между операциями нагрева и закалки валков. Камерная печь отапливается природным газом, сжигаемым в восьми скоростных горелках, работающих в импульсном режиме.

Конструкция печи и расположение валка для нагрева под закалку показаны на рис. 1.

Отличительной особенностью данной печи является высокая интенсивность теплообмена между греющей средой и поверхностью нагреваемого валка. При традиционном нагреве изделий в камерных печах [1 – 5] скорость продуктов сгорания топлива вблизи поверхности нагреваемых валков сравнительно невелика, так что доля конвективной составляющей не превышает 10 – 15 % суммарной плотности теплового потока. Нагревательная печь конструкции УТК [1] отличается интенсивной циркуляцией продуктов сгорания природного газа [6] в сравнительно тесном пространстве между

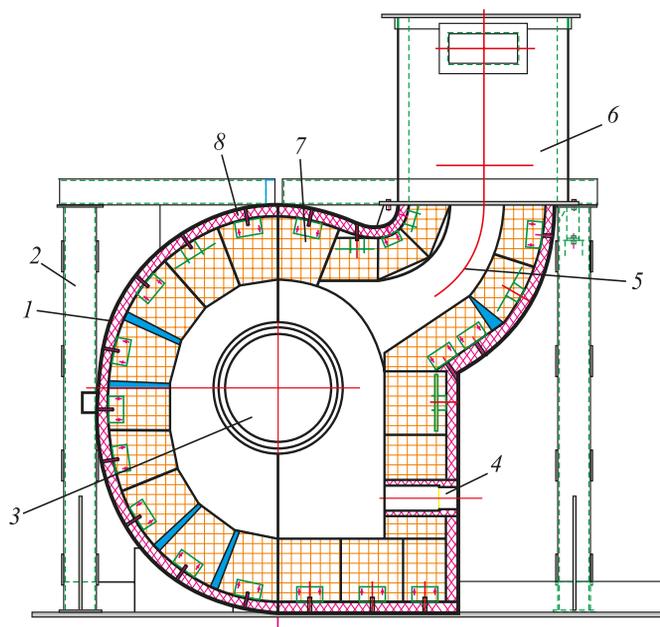


Рис. 1. Камерная печь скоростного нагрева рабочего слоя прокатного вала:

1 – кожух; 2 – каркас; 3 – нагреваемый валок; 4 – горелка; 5 – дымоотводящий канал; 6 – рекуператор; 7 – керамоволокнистые блоки; 8 – теплоизоляционные маты

Fig. 1. Chamber furnace for high speed heating of working roll layer: 1 – upper shell, 2 – frame, 3 – heated roll, 4 – burner, 5 – fume taking-off channel, 6 – heat exchanger, 7 – ceramic- and fibrous lining blocks, 8 – heat-insulating mats

футеровкой печи и поверхностью нагреваемого вала, что приводит к повышенной скорости нагрева поверхности бочки вала и существенному увеличению градиента температуры в его поперечном сечении.

В результате возникает реальная опасность нарушения сплошности (разрушения) вала под воздействием термических напряжений, образующихся при чрезмерном интенсивном его нагреве [7, 8].

Поэтому при разработке специфических режимов нагрева валков перед введением их в производство, как правило, осуществляют экспериментальную проверку и доводку этих режимов непосредственно в промышленных печах [9 – 12].

Устранение указанной опасности достигается использованием ступенчатого (во времени) режима нагрева валков при сниженной скорости повышения температуры греющей среды в начальной стадии нагрева [13].

Другая существенная особенность теплового режима нагрева валков обусловлена особенностями конструкции камерной печи УТК.

При размещении горелочных устройств в нижней части печи и отводе продуктов сгорания топлива через дымоход, расположенный в верхней части печи (см. рис. 1), следует ожидать неравномерности поля температур на поверхности нагреваемого вала. Устранение указанной неравномерности может достигаться

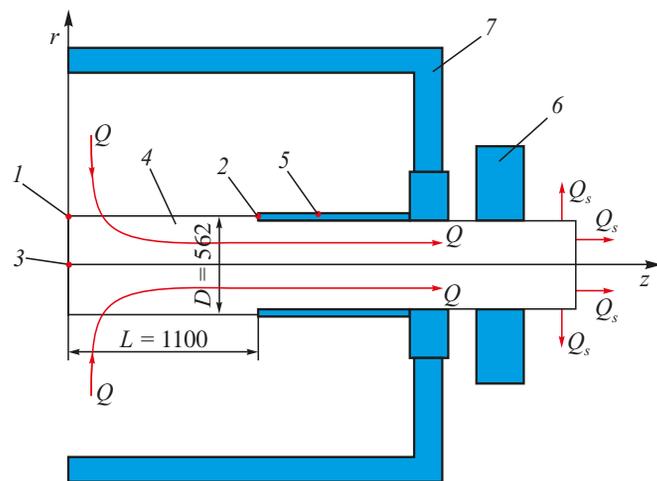


Рис. 2. Схема расположения вала в печи:

1, 2, 3 – точки измерения и расчета температур в бочке; 4 – валок; 5 – теплоизолирующая вставка; 6 – вращающиеся ролики; 7 – футеровка печи; Q – приток теплоты; Q_s – сток теплоты

Fig. 2. Roll arrangement diagram in the furnace:

1, 2, 3 – points of temperature measurement and calculation in roll barrel; 4 – roll; 5 – heat-insulating insert; 6 – rotating rollers; 7 – furnace lining; Q – heat inlet, Q_s – heat outlet

организацией вращения вала вдоль его продольной оси.

С этой целью внешняя часть шеек вала выносится за пределы камеры нагрева и размещается на опорных вращающихся роликах по обе стороны нагревательной печи.

Расположение отдельных участков шейки вала за пределами камеры нагрева неизбежно приводит к рассеиванию в цеховую атмосферу определенной (сравнительно небольшой) части теплового потока, подводимого от греющей среды печи к поверхности бочки вала в процессе его нагрева. Указанная особенность распространения тепла иллюстрируется схемой на рис. 2, где стрелками указаны направления растекания тепла вдоль вала.

Дополнительным фактором создания неравномерности поля температур в нагреваемом валке является использование теплоизолирующих вставок, закрывающих части шеек вала, находящихся в печи, от избыточного нагрева, приводящего к отпуску, и последующего переохлаждения в процессе закалки. Как показали экспериментальные и расчетные исследования, наличие теплоизолирующих вставок на шейках вала способствует стоку тепла от бочки к охлаждаемым наружным частям шеек, что приводит к подстуживанию краевых участков бочки. Это, в свою очередь, предопределяет увеличение зоны пониженной твердости этих участков и соответствующее снижение прочностных эксплуатационных показателей прокатного вала.

Размеры краевых «проблемных» участков поверхности бочки вала регламентируются ОСТом [14] в зависимости от длины и диаметра бочки.

Расчетные исследования выполнены с использованием математического (компьютерного) моделирования тепловых явлений в нагреваемом валке, результаты которого сопоставлены с данными непосредственных измерений температуры в нескольких представительных точках нагреваемого валка.

Математическая модель, используемая при расчетах температурного поля нагреваемого валка [15], основана на численном решении уравнения нестационарной теплопроводности [16], в котором учитывается симметрия поля температуры относительно продольной оси валка:

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

где T – температура; t – время, ρ , c , λ – массовая плотность, удельная теплоемкость и теплопроводность стали соответственно; Q – источник тепла от фазовых превращений; r , z – координаты радиуса и продольной оси валка.

Решение уравнения теплопроводности (1) осуществляли для валка цилиндрической формы диаметром бочки $D = 2R = 562$ мм, общей длиной $2L = 4800$ мм.

На поверхности бочки валка используется граничное условие

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{\text{пов}} = \alpha_k (T_G - T_{\text{пов}}) + C_{\text{Г.К.М.}} (T_G^4 - T_{\text{пов}}^4) \cdot 10^{-8}, \quad (2)$$

где T_G – температура греющей среды; α_k – коэффициент теплообмена конвекцией; $C_{\text{Г.К.М.}}$ – приведенный коэффициент теплообмена излучением; $T_{\text{пов}}$ – температура поверхности валка.

Система уравнений (1, 2) дополняется начальным условием:

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

Коэффициент теплообмена излучением в рабочем пространстве печи определяли по формуле Д.В. Будрина [17, 18].

Расчеты по формуле Д.В. Будрина с учетом конкретных значений степеней черноты продуктов сгорания природного газа и поверхности металла приводят к значениям коэффициента теплообмена излучением, изменяющимся в пределах $(2,30 \div 2,38) \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴).

Решение системы уравнений (1) – (3) осуществлялось методом конечных элементов с учетом зависимости коэффициентов теплопроводности и удельной теплоемкости от температуры в соответствии с известными экспериментальными данными для валковых сталей [19, 20].

Расчеты проведены для участка, состоящего из половины бочки и теплоизолированной шейки валка.

На рис. 2 показано расположение представительных контрольных точек расчета температуры, из которых

точки 1 и 2 служат для фиксирования температуры в середине поверхности и на краю бочки соответственно. При этом разность температур $\Delta T = T_1 - T_2$ характеризует степень недогрева краевых участков бочки валка, а разность температур T_1 и T_3 определяет перепад температуры в среднем сечении бочки валка.

Расчеты по изложенной методике выполнены при соблюдении следующих условий:

- в начальном состоянии камера нагрева вместе с валком находятся при цеховой температуре (30 °С);
- по окончании нагрева температура поверхности бочки валка должна быть равной заданной температуре аустенитной структуры перед началом закалки (940 °С для стали 9Х2МФ) [21, 22];
- тепловой режим нагрева валка определяется графиком изменения во времени температуры греющей среды T_G (рис. 3).

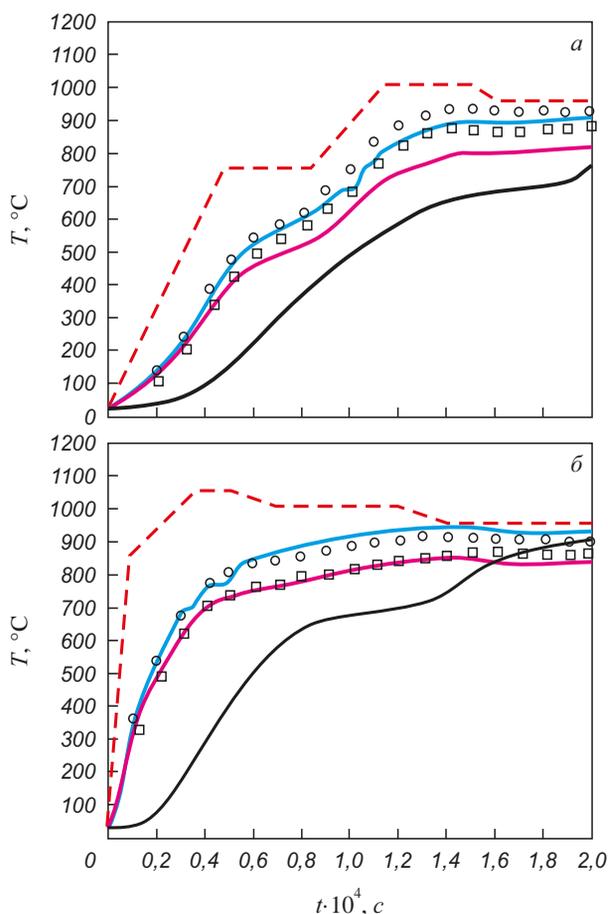


Рис. 3. Изменение во времени температур в контрольных точках бочки валка диаметром 562 мм при ступенчатом (а) и ускоренном (б) режимах нагрева: — расчетные данные в точках 1, 2, 3 (см. рис. 2); ○ – экспериментальные данные в точке 1; □ – экспериментальные данные в точке 2; --- заданная температура печной среды T_G

Fig. 3 Temperatures vs. time chart in control points of 562 mm diameter roll barrel under stepped (a) and high-speed (b) heating conditions: — design data in points 1, 2, 3 (see fig. 2); ○ – experimental data in point 1; □ – experimental data in point 2; --- predetermined furnace temperature

На основании производственного опыта начальная скорость нагрева валков лимитируется с целью предупреждения возможного нарушения сплошности металла (разрушения) под влиянием возникающих термических напряжений [23, 24].

В частности, для валковой стали 9Х2МФ рекомендуется в начальной стадии нагрева не превышать скорость нагрева, равную 6 – 9 град/мин.

С учетом указанных условий по изложенной выше методике проведена серия расчетов для нагрева валка диаметром бочки 562 мм.

Результаты расчетов, представленные на рис. 3, сопоставлены с результатами непосредственных измерений температуры на поверхности бочки валка, выполненных на агрегате дифференцированной термообработки валков [1].

При проведении экспериментов использовали макет валка, выполненный из стали Ст3, оснащенный системой термопар, спаи которых закреплены на поверхности бочки валка.

Главное отличие экспериментального нагрева валка от реального состояло в том, что измерение температур в контрольных точках производили на неподвижном валке, поскольку его вращение невозможно было осуществить по причине смонтированных на нем термопар, выведенных за пределы печи. Это, безусловно, должно было привести к определенным отличиям температурного поля и поля, полученного при нагреве вращаемого валка.

В настоящей работе основное внимание уделяется изучению эффекта недогрева металла в краевых зонах поверхности бочки валка. В связи с этим, из большого объема полученных экспериментальных материалов в данном случае использованы лишь те из них, которые относятся к нагреву валка диаметром 562 мм при ступенчатом и ускоренном режимах изменения температуры греющей среды.

На рис. 3 приведены графики изменения температуры в контрольных точках (1 ÷ 3) (см. рис.2).

Ступенчатый режим нагрева (рис. 3, а) характеризуется наличием трех этапов выдержки при температурах греющей среды 750 °С (для начальной стадии нагрева), 1000 °С (температура аустенизации) и 940 °С (перед началом закалки).

При этом скорость повышения температуры поверхности валка на старте нагрева не превышала 8 – 9 град/мин.

Из сопоставления экспериментальных данных с расчетными значениями температур в точках 1 и 2 можно сделать следующее заключение:

- полученные в результате термометрирования значения температур в указанных точках на заключительной стадии нагрева заметно (на 40 – 45 град) превышают расчетные значения;

- различие температур в середине поверхности бочки и на ее краю в заключительной стадии нагрева доста-

точно велико (70 – 80 град), что приводит к чрезмерно завышенной протяженности зоны недогрева краевых участков бочки валка по сравнению с рекомендованной ОСТом [14].

Сопоставление результатов эксперимента и расчета температурных полей показывает их удовлетворительную сходимость и адекватность математической модели.

Для объяснения эффекта подстуживания краевых участков бочки валка в процессе нагрева необходимо детально исследовать влияние теплоизолирующей вставки на температурное поле валка. Прежде всего отметим, что возникновение недогрева краевых зон поверхности бочки валка отличается стабильностью, независимо от режима нагрева.

Расчеты показали, что перепад температур на поверхности бочки валка $\Delta T = T_1 - T_2$ сохраняется неизменным и равным 70 – 80 °С при увеличении длительности выдержки греющей среды и металла на заключительной стадии нагрева (рис. 3, б), т. е. сток тепла через наружные части шеек является стабильным.

Значения измеренных температур различных участков наружных поверхностей шеек при разных режимах нагрева находились в пределах 50 – 70 °С при температуре окружающего воздуха 20 – 30 °С.

Аналогично, на величину конечного перепада температур ΔT не влияет существенное изменение параметров начальной стадии нагрева. Действительно, как следует из рассмотрения графиков на рис. 3, б, полученных для условий ускоренного повышения температуры греющей среды и поверхности валка до уровня температур аустенизации, значительное ускорение нагрева в начальной стадии, а также некоторое повышение температуры первой выдержки (до 1050 °С) практически не влияет на величину конечного недогрева краевой зоны валка.

С другой стороны, температурное поле нагреваемого валка существенно зависит от особенностей принятой конструкции камеры нагрева. Размещение торцевых участков шеек валка за пределами камеры вызывает сток тепла от нагреваемой поверхности бочки к охлаждаемому на воздухе за пределами камеры торцевым участкам шеек валка.

Возникает предположение о том, что теплоизолирующая вставка, теплопроводность материала которой в 200 раз меньше теплопроводности валковой стали, оказывает негативное влияние на характер стока тепла, вызывая оттеснение теплового потока от поверхности бочки валка к его осевой зоне. Это существенно проявляется на краевом участке бочки и приводит к подстуживанию участка поверхности на границе раздела бочки и шеек валка (см. рис. 3, расчетные кривые точек 2 и 3).

В подтверждение этого предположения приведем результаты расчетного определения температур на по-

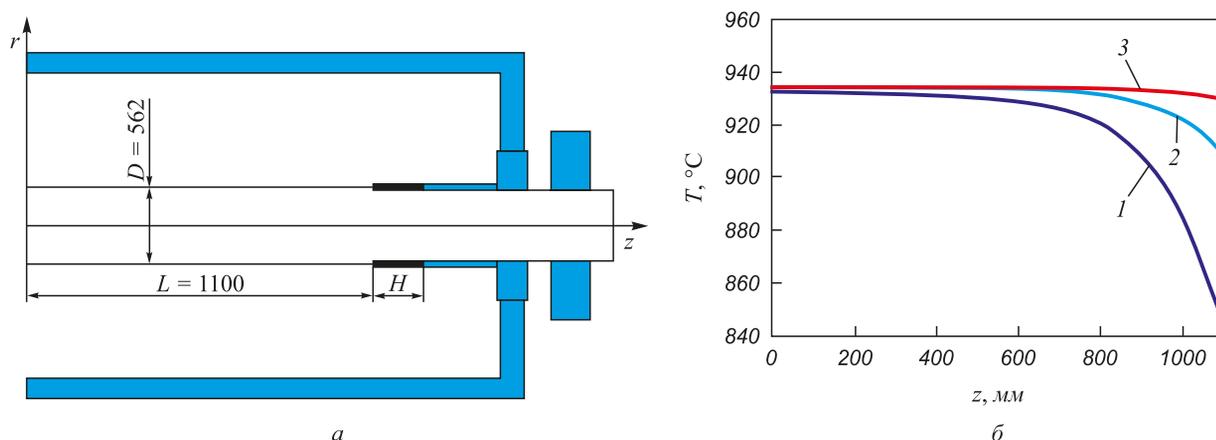


Рис. 4. Результаты расчета влияния накладного стального кольца на степень подогрева краевой поверхности зоны бочки вала к концу нагрева за $2 \cdot 10^4$ с:

a – расположение кольца на шейке вала; *б* – распределение температуры вдоль поверхности бочки диаметром 562 мм; 1 – без кольца (только теплоизоляционная вставка); 2 – кольцо $H = 200$ мм; 3 – кольцо $H = 400$ мм

Fig. 4. Results of calculation of steel ring influence on roll barrel edge surface heating for $2 \cdot 10^4$ sec to the end of heating:

a – steel ring arrangement on the roll neck; *б* – temperature distribution along 562 mm diameter barrel; 1 – without the ring (heat-insulating insert only); 2 – ring with $H = 200$ mm; 3 – ring with $H = 400$ mm

верхности бочки нагреваемого вала при частичной замене теплоизолирующей вставки стальным кольцом, наружным диаметром равным диаметру бочки вала и плотно прилегающим к торцу бочки. Внутренний диаметр кольца равен наружному диаметру шейки вала.

На рис. 4, *a* представлена схема размещения накладного металлического кольца на поверхности шейки вала, а на рис. 4, *б* приведены результаты расчетного определения поля температур на краевом участке бочки вала при соблюдении исходных данных расчета, соответствующих ускоренному режиму нагрева вала (рис. 3, *б*).

Как следует из рассмотрения графиков на рис. 4, *б*, при использовании только теплоизолирующей вставки ($H = 0$, кривая 1) степень подстуживания краевой зоны бочки вала составляет 76 °С.

При частичной замене теплоизолирующей вставки стальным кольцом длиной 200 и 400 мм степень подстуживания ΔT краевой зоны уменьшается до 23 и 4 °С соответственно (кривые 2 и 3).

Таким образом, применение стального накладного кольца достаточной протяженности взамен части теплоизолирующей вставки позволяет устранить нежелательное подстуживание краевых участков бочки прокатного вала.

Выводы. Для определения поля температур при нагреве стального вала холодной прокатки предложена математическая модель, позволяющая учесть особенности конструкции камеры нагрева и предложенного температурного режима греющей среды.

Приведены результаты экспериментального и расчетного исследования поля температур в стальном валке холодной прокатки диаметром 562 мм и выявлена возможность существенного снижения перепада температуры на поверхности бочки вала.

Предложен способ уменьшения зоны недогрева краевых участков бочки вала, состоящий в частичной замене теплоизолирующей вставки кольцевым стальным экраном, уменьшающим сток тепла от края бочки в шейку вала и защищающим шейку от переохлаждения при дальнейшей закалке рабочего слоя бочки вала.

Предложенный способ уменьшения перепада температуры по поверхности бочки вала требует экспериментальной проверки при некотором изменении конструкции камеры нагрева.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 160819 РФ. Устройство для термической обработки рабочих валков холодной прокатки / ООО «Научно-производственная компания «УралТермоКомплекс»; зарег. 10.03.2016; опубл. 10.04.2016. Бюл. №10.
2. Maqnee A., Lecomte-Martens C., Gaspard C. Metallurgy of induction heat treatment of work rolls // Industrial Meeting, Belgium. 1984. P. 13 – 16.
3. Jenkins B.G., Models F.D. Modeling of heat transfer from a large enclosed flame in rotary kiln // Transactions of the Institution of Chemical Engineers. 1981. Vol. 59. No. 1. P. 17 – 25.
4. Mukherjee S.G., Gosh B.B. Some aspects of heat transfer studies in rotary kiln // Journal of the Institute of Engineering (India) Mech. Eng. Div. 1977. Vol. 57. No. 5. P. 273 – 277.
5. Brimacombe J.K., Watkinson A.P. Heat transfer in direct-field rotary kiln: 1. Pilot plant and experimentation // Metallurgical Transactions. 1978. Vol. 9B. No. 2. P. 201 – 208.
6. Вохмяков А.М., Казяев М.Д., Арсеев Б.Н. и др. Методика исследования конвективного теплообмена в методической печи для термообработки вагонных осей, оснащенной скоростными горелками // Тр. Всероссийской науч.-практ. конф. «Теория и практика нагревательных печей в XXI веке». – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2010. С. 65 – 73.
7. Баптизанский В.И. Разрушение слитков от температурных напряжений // Журнал технической физики. 1951. № 5. С. 105 – 113.

8. Брусиловский Б.А., Шашко А.Я. Механизм возникновения отслоений на поверхности валков холодной прокатки // Проблемы прочности. 2001. № 2. С. 116 – 122.
9. Scherello A., Konold U., Kremer H., Lorra M. Mathematical modeling of industrial furnaces // Fifth European Conference on Industrial Furnace and Boiler. 2000. Vol. II. P. 582 – 587.
10. Gosman A.D., Lockwood F.C. Incorporation of flux model for radiation into a finite-difference procedure for furnace calculations // Proceedings of the XIV International Symposium of Combustion, USA. 1972. P. 661 – 671.
11. Khalil E.E. Mathematical modeling of radiative heat transfer in axisymmetric furnaces // AIAA Paper. 1979. No. 99. P. 9.
12. Johnson T.R., Lowes T.M., Bعر J.M. Comparison of calculated temperatures and heat flux with measurements in furnace // Journal of the Institute on Fuel. 1974. Vol. 47. No. 3. P. 39 – 51.
13. Гедон М.В., Соболев Г.П., Паисов И.В. Термическая обработка валков холодной прокатки. – М.: Metallurgiya. 1973. – 344 с.
14. Отраслевой стандарт. Валки стальные кованные для холодной прокатки металлов. Технические условия. ОСТ 24.013.20 – 90.
15. Самойлович Ю.А. Теоретические основы расчета температур, термовязкоупругих напряжений и деформаций в деталях цилиндрической формы // Изв. вуз. Энергетика. 2002. № 3. С. 48 – 56.
16. Телегин А.С., Швыдкий В.С., Ярошенко Ю.Г. Тепломассоперенос. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2002. – 456 с.
17. Будрин Д.В. Расчет лучистого теплообмена. – В сб.: Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах. – Свердловск: Изд-во УПИ, 1951. С. 13 – 37.
18. Теплотехнические расчеты металлургических печей. Изд. 2 / Б.Ф. Зобнин, М.Д. Казяев, Б.И. Китаев и др. – М.: Metallurgiya, 1982. – 360 с.
19. Немзер Г.Г., Аронов М.А. Исследование теплофизических свойств сталей // Кузнечно-штамповочное производство. 1980. № 3. С. 26 – 30.
20. Неймарк Б.Е. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справочник. – М.-Л.: Энергия, 1967. – 240 с.
21. Филипов М.А., Бараз В.Р., Гервасьев М.А., Розенбаум М.М. Методология выбора металлических сплавов и упрочняющих технологий в машиностроении. Т. I. Стали и чугуны. – Екатеринбург: Изд-во Уральского университета, 2013. – 228 с.
22. Минков А.Н. Закалка крупногабаритных изделий с регламентированной интенсивностью охлаждения // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2013. № 3. С. 88 – 91.
23. Пышминцев И.Ю., Эйсмодт Ю.Г., Юдин Ю.В. Закалка крупных поковок в водо-воздушной смеси // Металловедение и термическая обработка металлов. 2000. № 3. С. 24 – 28.
24. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 506 с.

Поступила 12 апреля 2017 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2017. Vol. 60. No. 8, pp. 616–622.

DETERMINATION OF THE TEMPERATURES FIELD IN WORKING ROLLERS OF COLD ROLLING WITH HIGH SPEED HEATING IN THE CHAMBER FURNACE

*M.D. Kazyaev¹, Yu.A. Samoilovich², D.M. Kazyaev²,
A.M. Vokhmyakov², D.I. Spitchenko¹*

¹ Ural Federal University named after the first President of Russia

B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

² SPC “UralTermoKompleks” Ltd., Ekaterinburg, Russia

Abstract. The present article demonstrates the results of experimental and calculated researches of the rapid (gradient) heating of the working layer of the cold working roll barrel in the unit, consisting of a chamber furnace with special design and a spraying unit, located under the furnace in special pit and able to move up for rapid cooling of the working roll layer. In the process of the roll heating its barrel and some parts of the necks are located within the working chamber area while the other (external) parts of the necks are situated outside the heating chamber and rest upon the drive rollers, which are designed to ensure rotation of the roll barrel in the course of its heating and subsequent cooling. Therefore, it is necessary to ensure hardening only of the working roll layer that is why the neck parts located inside the furnace are equipped with special heat-insulated inserts to prevent their hardening. The experimental rolls are equipped with the thermocouples to measure temperature both in different points of their surface and in the depth of their barrel and necks with the aim to develop the various roll heat treatment conditions. A process of heat treatment included rigid requirements concerning smoothness of the roll barrel surface heating at very close limits for under-heating zones in the extreme sections near surface end faces. Besides, it was necessary to ensure low temperature of the necks located within the working furnace area. The experimental researches of the temperature fields under different conditions of the rapid roll heating allowed us to reach a high speed of the roll heating and cooling and, respectively, the required structure of the working roll barrel layer. At the same time, in the process of the experimental researches and calculations of the temperature fields according to the specially developed program, the authors have revealed intensive heat leak via external open neck parts under the existing conditions of heating gas input and output and roll location with the necks being, par-

tially, beyond the heating chamber. The above-mentioned researches allowed revealing also a sufficient (as compared with the admissible one) non-uniformity of the temperature field of the barrel surface in the end zones of the roll being heated. It was also determined in the course of the experimental researches that change of the external heat exchange conditions between the working furnace area and roll surface does not eliminate non-uniformity of the temperature field in the end surface sections. A method of sufficient non-uniformity decrease of heating of the end roll barrel sections has been offered and executed calculations and analysis of the temperature fields have confirmed the reality of its application.

Keywords: cold rolling mill, working layer, high-speed heating, chamber furnace, spraying unit, temperature pattern, experimental and numerical study, nonuniform heating and its elimination.

DOI: 10.17073/0368-0797-2017-8-616-622

REFERENCES

1. *Ustroistvo dlya termicheskoi obrabotki rabochikh valkov kholodnoi prokatki* [Device for heat treatment of cold working rolls]. Patent no. 160819 RU. *Byul.* 2016, no. 10. (In Russ.).
2. Maqnee A., Lecomte-Martens C., Gaspard C. Metallurgy of Induction Heat Treatment of Work Rolls. *Industrial Meeting. Belgium*, 1984, pp. 13–16.
3. Jenkins B.G., Models F.D. Modeling of heat transfer from a large enclosed flame in rotary kiln. *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*. 1981, vol. 59, no. 1, pp. 17–25.
4. Mukherjee S.G., Gosh B.B. Some aspects of heat transfer studies in rotary kiln. *Journal of the Institute of Engineering (India) Mech. Eng. Div.* 1977, vol. 57, no. 5, pp. 273–277.
5. Brimacombe J.K., Watkinson A.P. Heat transfer in direct-field rotary kiln: 1. Pilot plant and experimentation. *Metallurgical Transactions*. 1978, vol. 9B, no. 2, pp. 201–208.
6. Vokhmyakov A.M., Kazyaev M.D., Arseev B.N., Kazyaev D.M., Kiselev E.V. The research of convective heat exchange in conti-

- nuous furnace for heat treatment of carriage axles equipped with high speed burners. In: *Trudy Vserossiiskoi nauchno-prakticheskoi konferentsii "Teoriya i praktika nagrevatel'nykh pechei v XXI veke"* [All-Russia science-and-practical conference "Theory and practice of heating furnaces in XXI century"]. Ekaterinburg: UGTU-UIP, 2010, pp. 65–73. (In Russ.).
7. Baptizanskii V.I. Ingots destruction from thermal stresses. *Zhurnal tekhnicheskoi fiziki*. 1951, no. 5, pp. 105–113. (In Russ.).
 8. Brusilovskii B.A., Shashko A.Ya. Scheme of generation of exfoliation on cold rolls surface. *Problemy prochnosti*. 2001, no. 2, pp. 116–122. (In Russ.).
 9. Scherello A., Konold U., Kremer H., Lorra M. Mathematical modeling of industrial furnaces. *5th European Conference on Industrial Furnace and Boiler, 2000*. Vol. II, pp. 582–587.
 10. Gosman A.D., Lockwood F.C. Incorporation of flux model for radiation into a finite-difference procedure for furnace calculations. *Proceedings of the 14th International Symposium of Combustion, USA, 1972*. pp. 661–671.
 11. Khalil E.E. Mathematical modeling of radiative heat transfer in axisymmetric furnaces. *AIAA Paper*. 1979, no. 99, p. 9.
 12. Johnson T.R., Lowes T.M., Becr J.M. Comparison of calculated temperatures and heat flux with measurements in furnace. *Journal of the Institute on Fuel*. 1974, vol. 47, no. 3, pp. 39–51.
 13. Gedeon M.V., Sobol' G.P., Paisov I.V. *Termicheskaya obrabotka valkov kholodnoi prokatki* [Heat treatment of cold rolls]. Moscow: Metallurgiya, 1973, 344 p. (In Russ.).
 14. *Otraslevoi standart. Valki stal'nye kovanye dlya kholodnoi prokatki metallov. Tekhnicheskie usloviya. OST 24.013.20 – 90* [Industry standard. Forged steel rolls for cold rolling of metals. Technical specifications. OST 24.013/20-90]. (In Russ.).
 15. Samoilovich Yu.A. Theoretical basics of calculating of temperatures, thermoviscoelastic strains and deformations in cylinder-shaped parts. *Izvestiya vuzov. Energetika*. 2002, no. 3, pp. 48–56 (In Russ.).
 16. Telegin A.S., Shvydkii V.S., Yaroshenko Yu.G. *Teplomassoperenos* [Heat and mass transfer]. 2nd ed. Moscow: Akademkniga, 2002, 456 p. (In Russ.).
 17. Budrin D.V. Calculation of radiant heat transfer. In: *Sb. Teploobmen i voprosy ekonomii topliva v metallurgicheskikh pechakh* [Coll. Heat transfer and questions of fuel economy in metallurgical furnaces]. Sverdlovsk, Izd-vo UPI. 1951, pp. 13–37. (In Russ.).
 18. Zobnin B.F., Kazyaev M.D., Kitaev B.I. etc. *Teplotekhnicheskie raschety metallurgicheskikh pechei* [Thermal calculations of metallurgical furnaces]. 2nd ed. Moscow: Metallurgiya, 1982, 360 p. (In Russ.).
 19. Nemzer G.G., Aronov M.A. Investigation of thermo-physical properties of steel. *Kuznechno-shtampovnochnoe proizvodstvo*. 1980, no. 3, pp. 26–30. (In Russ.).
 20. Neimark B.E. *Fizicheskie svoystva stali i splavov, primenyaemykh v energetike. Spravochnik* [Physical properties of steel and alloys applied in energetics. Reference book]. Moscow - Leningrad: Energiya, 1967, 240 p. (In Russ.).
 21. Filipov M.A., Baraz V.R., Gervas'ev M.A., Rozenbaum M.M. *Metodologiya vybora metallicheskih splavov i uprochnyayushchikh tekhnologii v mashinostroenii. Tom I. Stali i chuguny* [Methodology of selection of metallic alloys and hardening technology in engineering. Vol. 1. Steel and cast iron]. Ekaterinburg: Izd. Ural'skogo universiteta, 2013, 228 p. (In Russ.).
 22. Minkov A.N. Hardening of large products with regulated intensity of cooling. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'*. 2013, no. 3, pp. 88–91. (In Russ.).
 23. Pyshmintsev I.Yu., Eismondt Yu.G., Yudin Yu.V., Shaburov D.V., Zakharov V.B. Hardening of large forgings in water-air mixture. *Metal Science and Heat Treatment*. 2003, vol. 45, no. 3-4, pp. 103–108.
 24. 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.).

Information about the authors:

M.D. Kazyaev, Cand. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Thermal Physics and Informatics in Metallurgy"

Yu.A. Samoilovich Dr. Sci. (Eng.), Senior Researcher
(platan09@yandex.ru)

D.M. Kazyaev, Commercial Director

A.M. Vokhmyakov, Cand. Sci. (Eng.), of industrial engineering department (botia@mail.ru)

D.I. Spitchenko, Postgraduate, Assistant of the Chair "Thermal Physics and Informatics in Metallurgy" (Danila.Spitchenko@gmail.com)

Received April 12, 2017