

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ НАГРЕВЕ ВАЛКОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ С ПОМОЩЬЮ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

М.Д. Казяев¹, Ю.А. Самойлович², В.С. Палеев²

¹ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»
(г. Екатеринбург, Россия)

²Научно-производственная компания «УралТермоКомплекс»
(г. Екатеринбург, Россия)

Приведена физико-математическая модель расчета термонапряженного состояния рабочих валков холодной прокатки при нагреве в камерной печи скоростного (градиентного) нагрева под закалку. 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.

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

A physical-and-mathematical pattern of calculation of the thermo-stressed condition of the cold work rolls, being heated in the chamber fast (gradient) heating furnace for hardening, has been demonstrated. Two heating conditions: forced one and more rational one, under which a speed of the roll heating in the initial stage is limited, have been compared. A step temperature increase of the heating medium in roll heating has been offered at which the maximum tensile stress does not exceed a harmless assumption of 300 MPa.

Keywords: cold work roll, mathematical modeling, thermal stress.

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

Агрегат состоит из камерной печи с раздвигающимся 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 сечению валка 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 нагрева, 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; 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, длиной $L = 1200$ 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 поверхности валка. 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]

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

где ε_Γ , ε_M – степени черноты газов и поверхности валка; F_K , F_M – площади поверхности кладки и валка, равные:

$$F_K = 2\pi R_K L, \quad F_M = 2\pi R_0 L.$$

Расчеты по формуле (4) с учетом конкретных значений степени черноты продуктов сгорания природного газа и поверхности футеровки приводят к значениям коэффициента теплообмена излучением, изменяющимся 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.

Определение термических напряжений в прокатных валках в процессе термообработки осуществляется в соответствии с основными положениями теории термовязкоупругости [3].

В расчетах используется решение задачи нелинейной термовязкоупругости для бочки валка, которая имеет форму цилиндра диаметром D , 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 обозначено

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

Динамические уравнения (5) дополняются уравнением равновесия

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

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:

$$\tau = \eta/G,$$

где η – коэффициент вязкости стали, G – модуль сдвига, связанный с модулем упругости E соотношением $G = E/2(1 + \nu)$, 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 условия симметрии всех переменных (T , σ_x , σ_y , σ_z) относительно продольной оси валка.

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

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

- определение температур и скоростей нагрева по всему объему бочки валка 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 валка с учетом зависимости механических свойств стали от температуры;
- определение главных компонент тензора напряжений в бочке валка 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: 0,81 % С, 0,53 % Si, 0,64 % Mn, 3,21 % Cr, 0,15 % Ni, 0,25 % Mo, 0,12 % V (содержание фосфора и серы не превышает 0,02 % и 0,013 % соответственно).

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 валка 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 равны $A_{c3} = 875$ °С, $M_n = 280$ °С).

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

На рис. 1, а, представлено изменение во времени температур в трех представительных точках валка, 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 (16000 с) температура на поверхности бочки валка 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 валка.

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 валка достигают чрезмерно высоких значений (600–700 МПа), что представляет собой реальную угрозу нарушения сплошности металла при наличии дефектов микроструктуры, играющих роль концентраторов напряжений.

Следует отметить, что при решении нелинейной задачи термовязкоупругости определяются три компонента 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 подтвержде-

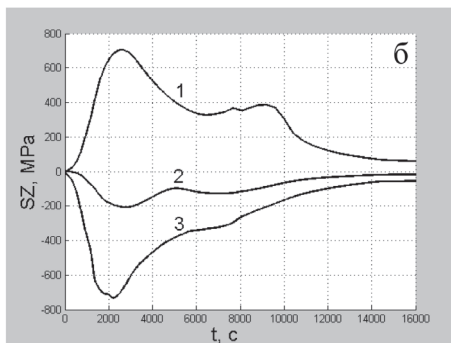
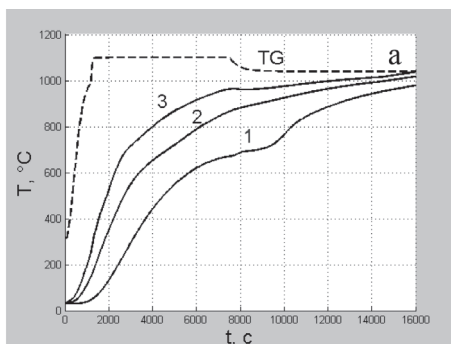


Рис. 1. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в трех точках по радиусу бочки валка диаметром 504 мм из стали 8ХЗСМФ при форсированном режиме нагрева:

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

ние этого тезиса можно привести результаты экспериментов, выполненных при определении допустимой скорости нагрева слитков из быстрорежущей стали [7].

В кузнечном цехе Челябинского металлургического завода нагрев под ковку отожженных 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 отожженных 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 термодпары для измерения температур нагреваемого слитка.

Эксперименты показали возможность безопасного нагрева полностью отожженных 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 в печи, разогретой до 1000 °С, неотожженных слитков зафиксировали разрушение слитков 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.

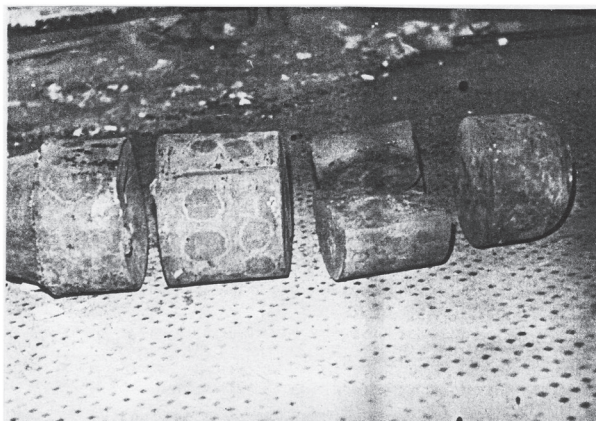


Рис. 2. Внешний вид неотожженного слитка стали Р18 массой 610 кг после посада в печь с температурой 1000 °С

Как отмечено выше, безопасным для сохранения сплошности металла оказался режим нагрева, при котором в печь с начальной температурой 700 °С загружали полностью отожженные 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 посадки 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, с. 798]. 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.

Вместе с тем необходимо ограничить скорость нагрева валков в начальной стадии в целях 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 валков скорость нагрева, которая не приведет к возникновению трещин. Для этого необходимо поддерживать в начальной стадии нагрева скорость нагрева, которая не приведет к возникновению трещин.

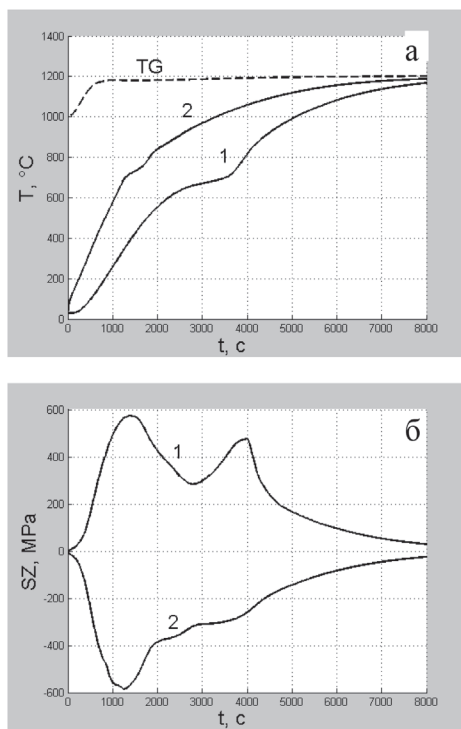


Рис. 3. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в двух точках не отожжённого слитка стали Р18 при ускоренном нагреве в камерной печи: 1 – в центре слитка; 2 – на поверхности слитка

стадии нагрева скорость повышения температуры поверхности нагреваемых валков, не превышающую 6–9 град/мин. Кроме того, рекомендуется в заключительной стадии нагрева обеспечить выдержку валка перед началом закалки в течение 50–60 мин (для валков с содержанием хрома от 3 до 5 %, диаметром 450–550 мм).

Для реализации указанных рекомендаций предложен ступенчатый режим нагрева валков перед закалкой, предполагающий разделение общей длительности нагрева на четыре этапа:

– нагрев валка от начальной температуры T_0 до температуры выдержки T_B за время Δt_1 со скоростью W_1 (этап № 1) с последующей выдержкой валка при неизменной температуре T_B в течение интервала времени Δt_2 (этап № 2).

Далее осуществляется подъем температуры валка до температуры аустенизации T_A со скоростью W_2 за время Δt_3 (этап № 3) с последующей выдержкой в течение интервала времени Δt_4 (этап № 4).

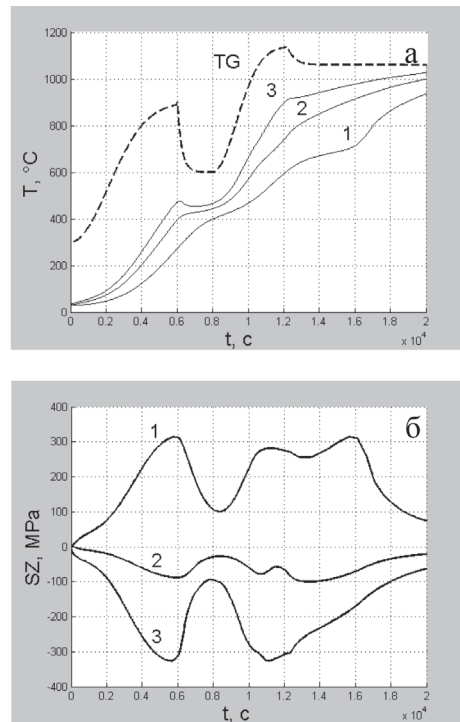
На рис. 4, а, приведены результаты расчета температуры греющих газов, а также температур в трех представительных точках вдоль радиуса бочки валка при ступенчатом режиме нагрева, удовлетворяющем указанным рекомендациям.

При этом начальная стадия процесса нагрева характеризуется значениями скорости повышения температуры поверхности валка в пределах $W_1 = 8\text{--}9$ 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, вкпе 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 поверхности валка 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.

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



Выводы

В статье 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 в 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.

Список использованных источников

1. Будрин Д.В. Расчет лучистого теплообмена // Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах. – Свердловск, М.: Изд-во Уральского политехнического института, 1951. – С. 13–37.
2. Зобнин Б.Ф., Казяев М.Д., Китаев Б.И. и др. Теплотехнические расчеты металлургических печей. Изд. 2. – 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, 1963. – С. 68–80.
5. Самойлович Ю.А. // Изв. вуз. Энергетика. 2002. № 3. С. 48–56.
6. Самойлович Ю.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. – 2015. – № 1. – С. 15–26.
7. Стальной слиток / В.И. Тимошпольский, Ю.А. Самойлович, И.А. Трусова. Т. 3. – Минск: Белорусская наука, 2001. – 879 с.
8. Баптизманский В.И. // Техническая физика. – 1951. – № 5. – С. 105–113.