

## РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПОЛЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРОКАТНОГО ВАЛКА ПРИ ОБРАБОТКЕ В ПЕЧИ СКОРОСТНОГО НАГРЕВА

Разживин А. В., Студенов А. Е.

Рассмотрены возникающие процессы теплопроводности и термонапряженного состояния при использовании технологии дифференцированной термообработки. Предложен режим нагрева, при котором минимизируется вероятность разрушения валка под воздействием внутренних термических напряжений. Построена математическая модель температурного поля прокатного валка при обработке в печи скоростного нагрева. Результатом моделирования является возможность минимизировать вероятность разрушения валка под воздействием внутренних термических напряжений.

Розглянуті виникаючі процеси теплопровідності і термонапруженого стану при використанні технології диференційованої термообробки. Запропоновано режим нагріву, при якому мінімізується ймовірність руйнування валка під впливом внутрішніх термічних напружень. Побудовано математичну модель температурного поля прокатного валка при обробці в печі швидкісного нагріву. Результатом моделювання є можливість мінімізувати ймовірність руйнування валка під впливом внутрішніх термічних напружень.

The emerging processes of heat conduction and thermostressed state when using the technology of differentiated heat treatment are considered. The heating mode in which the probability of breaking the roll under the influence of internal thermal stresses is minimized mode is proposed. The mathematical model of the temperature field of a forming roll for processing in a high-speed heating furnace is developed. The result of the simulation is the ability to minimize the probability of breaking the roll under the influence of internal thermal stresses.

Разживин А. В.

канд. техн. наук, доц. каф. АПП ДГМА  
avrazzhivin75@gmail.com

Студенов А. Е.

магистр каф. АПП ДГМА

УДК 681.2: 669.041

**Разживин А. В., Студенов А. Е.**

## **РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПОЛЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРОКАТНОГО ВАЛКА ПРИ ОБРАБОТКЕ В ПЕЧИ СКОРОСТНОГО НАГРЕВА**

Дифференцированная термообработка (ДТО) прокатных валков – наиболее технически и экономически целесообразная технология их окончательной термообработки. Суть ДТО в скоростном газопламенном нагреве рабочего поверхностного слоя бочки валка на требуемые температуру и глубину с последующим регулируемым спрейерным охлаждением. В валках, подвергнутых ДТО, сочетаются пластинчатые структуры сердцевины и шеек валка, формируемые предварительной термообработкой (улучшением), способные противостоять возникновению и развитию усталостных трещин при длительных циклических нагрузках, с глубоким активным рабочим слоем, обладающим высоким сопротивлением износу, наклепу и выкрошиванию. Оптимальные режимы ДТО, реализованные в специализированном оборудовании, обеспечивают высокий комплекс эксплуатационных свойств и значительное повышение стойкости валков по сравнению с нормализацией, объемной или индукционной закалкой, что позволяет получить валки с повышенным качеством при существенно меньших капитальных и эксплуатационных затратах, нежели при использовании традиционной технологии индукционной закалки [1].

Печь скоростного нагрева (ПСН) предназначена для скоростного градиентного нагрева рабочих валков холодной прокатки и последующего ускоренного охлаждения в целях закалки рабочего слоя валка.

Конструктивно ПСН представляет собой герметизируемый корпус, футерованный изнутри термостойкой футеровкой (слои термоизолирующей ваты), оснащенный газовыми горелками и соответствующими регулирующими механизмами, в который помещается обрабатываемая заготовка (валок) и совмещенной спрейерной установкой, обеспечивающей максимальное сокращение времени между нагревом валка и его охлаждением.

Камерная печь отапливается природным газом, сжигаемым в высокоскоростных горелках.

Воздух для горения газа подогревается в рекуператоре за счет тепла уходящих из печи продуктов сгорания.

В исходном положении ПСН, состоящая из двух полукамер, пребывает в разомкнутом состоянии. Предложенная технология ДТО предусматривает нагрев под закалку рабочего слоя бочки валка, вместе с тем шейки валка защищены от нагрева специальными теплоизолирующими вставками. Внутреннее (рабочее) пространство печи имеет цилиндрическую форму.

Перед началом нагрева валок устанавливается шейками на ролики, вращение которых в ходе нагрева гарантирует симметрию температурного поля поверхности бочки. При довольно ограниченном объеме рабочего пространства печи поверхность валка подвергается интенсивному теплообмену со стороны греющих газов, поступающих из установленных вдоль камеры газовых горелок. В свою очередь интенсивная циркуляция продуктов сгорания природного газа в рабочем пространстве печи сопровождается существенным увеличением доли конвективного теплообмена в суммарном тепловом потоке, улавливаемом поверхностью валка, и увеличением скорости его нагрева.

Связанное с этим увеличение производительности агрегата и снижение расхода горючего считается экономически прибыльным.

Тогда как увеличение скорости нагрева поверхности валка сопровождается повышением градиента температур по сечению валка и соответствующим ростом растягивающих термических напряжений. В следствие возникает реальная опасность нарушения сплошности (разрушения) валка под действием образующихся при чрезвычайно насыщенном нагреве тепловых напряжений.

Разработке и исследованию режима термообработки валков холодной прокатки посвящены следующие работы. В своей работе Лаптев А. М., Захарчук С. С. и Вейнов А. М. предложили методику конечно-элементного моделирования поля температуры при спрейерной закалке крупных прокатных валков, что значительно помогает спрогнозировать структуру валка, а так же оптимизировать параметры процесса нагрева и закалки [2].

М. Д. Казяевым был предложен режим нагрева, при котором минимизируется вероятность разрушения валка под воздействием внутренних термических напряжений с помощью физико-математического моделирования [3].

Так же проблемами данной области занимались и иностранные ученые, труды которых описаны в источниках [4, 5, 6].

Однако, основной проблемой внедряемой технологии – является отсутствие контроля температуры поверхности металла бочки термообрабатываемого валка непосредственно в процессе его нагрева.

Целью данной работы является разработка математической модели поля температуры при нагреве в камерной печи скоростного (градиентного) нагрева под закалку прокатных валков, которая позволит минимизировать вероятность разрушения валка под воздействием внутренних термических напряжений.

Известно, что экспериментальные методы определения температур в теле валка затруднены из-за сложности и дороговизны проведения экспериментов. Поэтому для определения поля температур в теле прокатного валка было применено математическое моделирование.

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

Математическая модель, применяемая при расчетах температурного поля нагреваемого валка, базируется на численном решении уравнения нестационарной теплопроводности, в котором предусматривается 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;

$\rho, C, \lambda$  – 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  $D = 2R = 500$  мм, длиной  $L = 1500$  мм.

На поверхности бочки валка используется граничное условие:

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

где  $T_G$  – температура греющей среды;

$\alpha_K$  – коэффициент теплоотдачи конвекцией от потока греющих газов к поверхности валка;

$\sigma$  – коэффициент теплообмена излучением;

$T_{пов}$  – 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  $\sigma$  в рабочем пространстве печи определяется по формуле Д. В. Будрина [7]:

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

где  $\varepsilon_\Gamma$ ,  $\varepsilon_M$  – степени черноты газов и поверхности валка;  
 $F_K$ ,  $F_M$  – 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 значениям коэффициента теплообмена излучением, изменяющимся в пределах  $(2,30-2,38) \times 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>).

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 [7].

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.

Так как валок имеет форму цилиндра, в расчетах применяется трехмерная система координат, она же цилиндрическая.

При этом система уравнений термовязкоупругости имеет следующий вид:

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

где обозначено:

$$\begin{aligned} e_j^* &= \partial e_j / \partial t, S_j^* = \partial S_j / \partial t; \\ e_r &= \varepsilon_r - \varepsilon, e_g = \varepsilon_g - \varepsilon, e_z = \varepsilon_z - \varepsilon; \\ S_r &= \sigma_r - \sigma, S_g = \sigma_g - \sigma, S_z = \sigma_z - \sigma. \end{aligned} \quad (6)$$

Динамические уравнения (5) дополняются уравнением равновесия:

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

и уравнением взаимосвязи средних значений деформаций и напряжений с локальным изменением температуры  $\delta T$ :

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

где  $N = \frac{(1-\nu)}{E}$ ,  $\varepsilon$ ,  $\sigma$  – средние значения деформаций и напряжений;

$\tau$  – время релаксации, определяемое по формуле Френкеля:

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

где  $\eta$  – 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 ( $T, \sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ ) относительно продольной оси валка.

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 500 мм из стали 60X2СМФ.

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 20–30 мм.

Согласно разработанной технологии валки из стали 60X2СМФ необходимо нагреть под закалку до 1000–1010 °С с последующей выдержкой при этих температурах в течение 40–50 мин.

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 20 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.

Изложенные данные подтверждают необходимость учета продольной компоненты тензора напряжений при расчетной оценке допустимой 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.

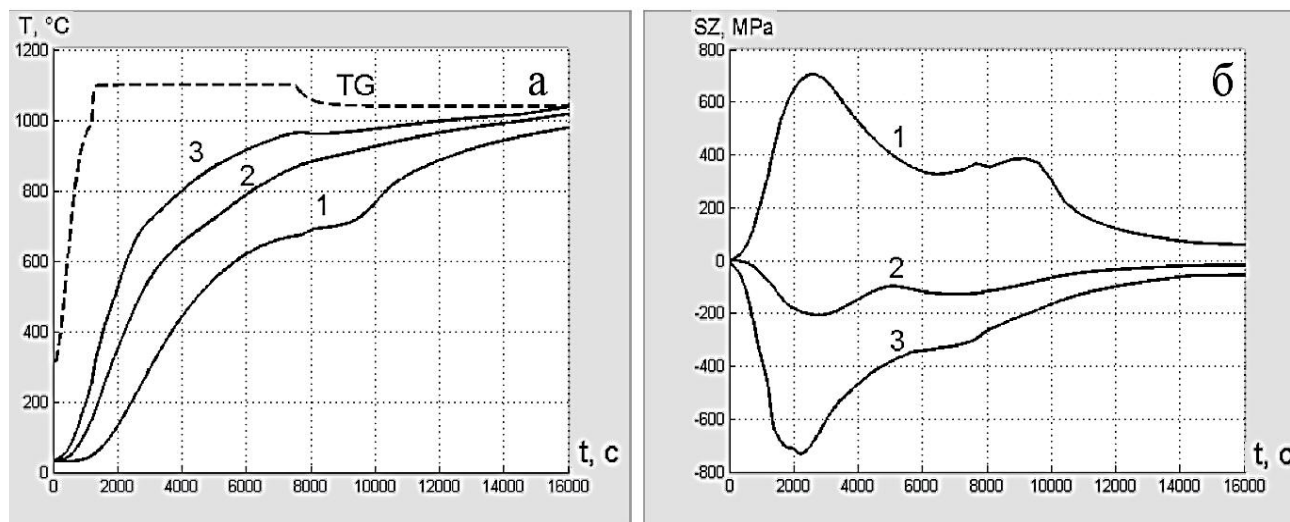


Рис. 1. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в трех точках по радиусу бочки валка диаметром 500 мм из стали 60Х2СМФ при форсированном режиме нагрева:

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

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 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  $\Delta t_1$  со скоростью  $W_1$  (этап № 1) с последующей выдержкой валка при неизменной температуре  $T_B$  в течение интервала времени  $\Delta t_2$  (этап № 2);

– подъем температуры валка до температуры аустенизации  $T_A$  со скоростью  $W_2$  за время  $\Delta t_3$  (этап № 3) с последующей выдержкой в течение интервала времени  $\Delta t_4$  (этап № 4).

На рис. 2, 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  $^{\circ}\text{C}$  в течение 35 мин.

Как следует из рассмотрения графиков изменения продольных напряжений в трех точках по сечению бочки валка на рис. 2, б, задание ограниченной скорости нагрева в начальной стадии, вкуче с выдержкой валка при температуре 450  $^{\circ}\text{C}$ , 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.

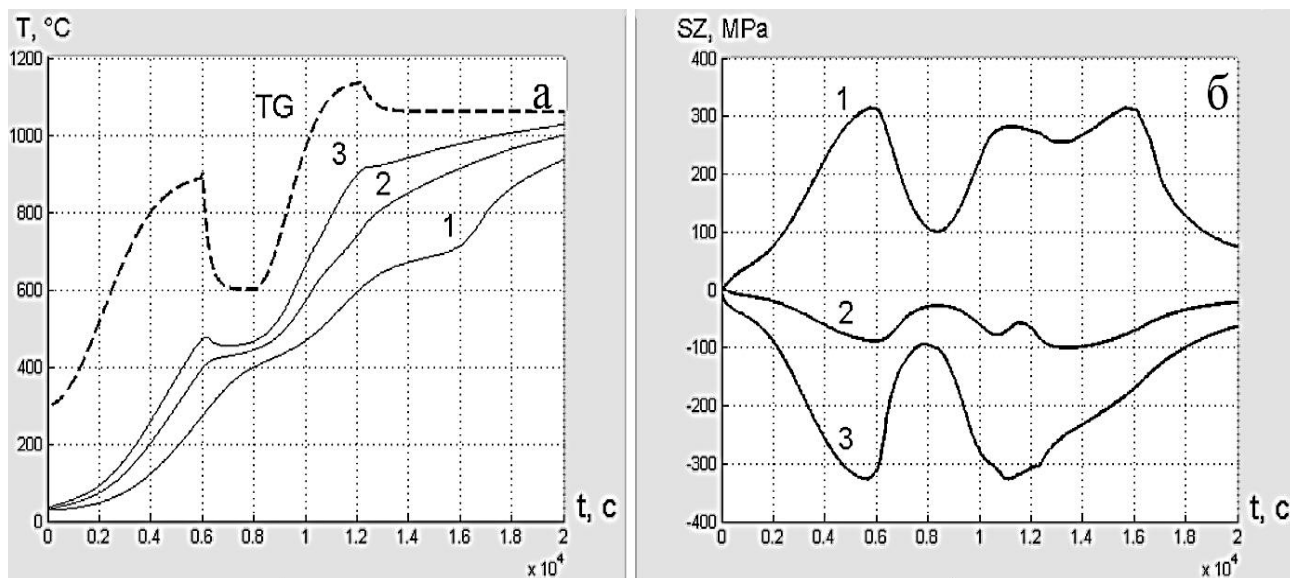


Рис. 2. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в трех точках по радиусу бочки вала диаметром 500 мм из стали 60Х2СМФ при ступенчатом режиме нагрева:

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

#### ВЫВОДЫ

В ходе исследования была построена математическая модель температурного поля прокатного вала при обработке в печи скоростного нагрева. С использованием математической модели сопоставлен режим нагрева.

Для нагрева рабочего вала холодной прокатки диаметром 500 мм из стали 60Х2СМФ 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 ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Немзер Г. Г. Дифференцированная термообработка прокатных валков / Г. Г. Немзер, Н. А. Немзер // Ежемесячный международный научно-технический и производственный журнал «Сталь». – М. : Интермет Инжиниринг, 2017. – С. 62–64
2. Лантев А. М. Компьютерное моделирование спреерной закалки прокатных валков / А. М. Лантев, С. С. Захарчук, А. М. Вейнов // Металлургическая теплотехника : сб. науч. тр. НметАУ. – Днепропетровск : Новая идеология, 2008. – С. 198–204.
3. Казяев М. Д. Исследование напряженного состояния при нагреве валков холодной прокатки с помощью математического моделирования / М. Д. Казяев, Ю. А. Самойлович, В. С. Палеев // Современные научные достижения металлургической теплотехники и их реализация в промышленности : сборник докладов Международной научно-практической конференции «Современные научные достижения металлургической теплотехники и их реализация в промышленности». – Екатеринбург : УрФУ, 2015. – С. 286–294.
4. Ruan Y. A steady-state thermomechanical solution of continuously quenched axisymmetric bodies / Y. Ruan // Journal of Applied Mechanics. – 1999. – Vol. 66. – N 2. – P. 334–339.
5. Practical implementation of a hybrid fuzzy neural network for one-day-ahead load forecasting / D. Srinivasan, S. S. Tan, C. S. Chang, E. K. Chan // IEE Proc. Gener. Transm. Distrib. – 1998. – Vol. 145. – № 6.
6. Yoshitani N. Model-based control of strip temperature for the heating furnace in continuous annealing / N. Yoshitani, A. Hasegawa // Dept. of Mater. Sci. & Eng., Teikyo Univ., Utsunomiya. – Japan 1998. – Vol. 6, Issue 2.
7. Будрин Д. В. Расчет лучистого теплообмена / Д. В. Будрин // Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах. – Свердловск, М. : Изд-во Уральского политехнического института, 1951. – С. 13–37.