

УДК 621.771.23

Кулик Т. А.
Кулик А. Н.
Кулик Н. А.**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НЕСТАЦИОНАРНЫХ
ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ НАГРЕВА ВАЛКОВ
СТАНОВ ТЕПЛОЙ ПРОКАТКИ**

Одним из технических решений по расширению сортамента и повышению качества готовой металлопродукции, производимой в рамках различных технологических схем обработки давлением, является более широкое использование процессов теплового деформирования. Основным технологическим предназначением процессов теплового деформирования является производство изделий из металлов и сплавов, обработка давлением которых в холодном состоянии вследствие высокого сопротивления деформации и низкой пластичности является невозможной или нецелесообразной [1]. Именно режимы теплового деформирования обеспечивают возможность достижения высокоразвитого пластического формоизменения при обработке давлением заготовок из цинка, бериллия и целого ряда других материалов [2]. При деформировании сталей, склонных к синеломкости, которыми и являются вышеперечисленные сплавы, следует учитывать, что температура деформации не должна совпадать с температурой снижения пластичности. В результате повышения температуры деформации подвижность дислокации значительно увеличивается, и они увлекают за собой атмосферы Коттрелла, которые, в свою очередь, легко перемещаются благодаря увеличению диффузионной подвижности атомов [3].

Все это предъявляет повышенные требования стабильности температурного режима деформирования и к выбору способа нагрева металла в очаге деформации до требуемых температур.

Анализ возможных способов нагрева деформируемого материала до температур теплой прокатки показал, что с точки зрения реконструкции действующего оборудования, удобства и скорости регулирования температуры нагрева, стабильности работы, и, наконец, экономичности и экологической чистоты наиболее целесообразным является использование внутреннего нагрева рабочих валков [4–6]. В этом случае непосредственно внутри их осевого канала размещают, например, электрический источник нагрева, имеющий удельную мощность q_u . Реализация данного подхода является эффективной исходя из условия минимизации окислительных процессов, а также с точки зрения расширения диапазонов регулирования распределениями остаточных напряжений и шероховатостью поверхности получаемых относительно тонких лент, листов и полос.

Исходя из результатов анализа, как конструктивных параметров узла рабочих валков, так и систем его нагрева представляет интерес количественная оценка нестационарного температурного режима, заключающаяся в определении времени нагрева рабочего валка θ_H до заданной температуры его наружной образующей поверхности t_b .

Целью работы является разработка методики определения времени выхода на стационарный режим работы станов теплой прокатки с использованием внутреннего источника нагрева рабочих валков.

Расчетная схема к расчету температурного поля рабочего валка с внутренним источником нагрева представлена на рис. 1.

Непосредственно определение θ_H в рамках данной методики осуществляли из условия баланса энергетических затрат, согласно которому энергия, выделенная источником нагрева за время θ_H , расходуется на нагрев самого рабочего валка, а также на теплоотдачу с поверхности данного валка в окружающую среду, что аналитически в интегральном виде соответствует условию:

$$N_u \theta_H = \int_{R_0}^{R_b} c_b \rho_b L_K 2\pi [t(r) - t_{окр.сп}] dr + \int_0^{\theta_H} 2\pi R_b L_K \alpha_b [t(\theta) - t_{окр.сп}] d\theta, \quad (1)$$

где N_u – мощность теплового источника; R_0, R_b, L_K – радиусы осевого канала и наружной поверхности, а также длина бочки рабочего валка, соответственно; c_b, α_b, ρ_b – коэффициенты теплоемкости, теплоотдачи и плотность материала валков; $t_{окр.сп}$ – температура окружающей среды.

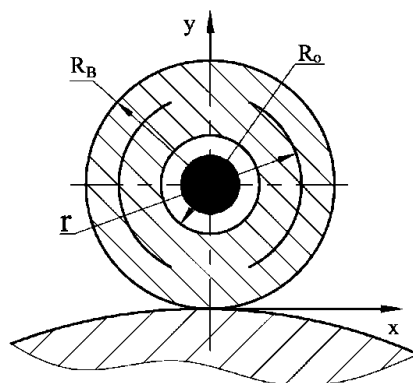


Рис. 1. Расчетная схема к определению температурного поля рабочего валка стана тепловой прокатки

В данном случае $t(\theta)$ – текущее по времени значение температуры наружной поверхности рабочего валка по мере его разогрева, описываемое согласно рекомендациям работы [5] в виде степенной зависимости второго порядка:

$$t(\theta) = t_{окр.сп.} + (t_u - t_{окр.сп.}) \left[1 - \left(\frac{\theta_H - \theta}{\theta_H} \right)^2 \right] \quad (2)$$

где t_u – температура нагрева теплового источника.

Выразив текущее значение $t_u(r)$ в соответствии с выражением:

$$t(r) = t_{окр.сп.} + \frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{r}, \quad (3)$$

и получили интегральное уравнение (1) в несколько измененном виде:

$$N_u \theta_H = 2\pi L_K c_b \rho_b \int_{R_o}^{R_b} \left(\frac{q_u R_o}{\alpha_b R_b} + \frac{q_u R_o}{\lambda_b} \ln \frac{R_o}{r} \right) r dr + 2\pi R_b L_K \alpha_b (t_b - t_{окр.сп.}) \times \int_0^{\theta_H} \left[1 - \left(\frac{\theta_H - \theta}{\theta_H} \right)^2 \right] d\theta, \quad (4)$$

где $q_u = N_u / 2\pi R_o L_K$ – удельная мощность теплового источника; λ_b – коэффициент теплопроводности материала рабочего валка.

В результате интегрирования выражения (4) и после небольших математических преобразований условие баланса энергетических затрат сводится к виду:

$$N_u \theta_H = \frac{N_u c_b \rho_b}{2} \left[(R_b^2 - R_o^2) \left(\frac{1}{\alpha_b R_b} + \frac{1}{2\lambda_b} \right) - \frac{R_o^2}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{R_o} \right] + \frac{4}{3} \pi R_b L_b \alpha_b (t_b - t_{окр.сп.}) \theta_H. \quad (5)$$

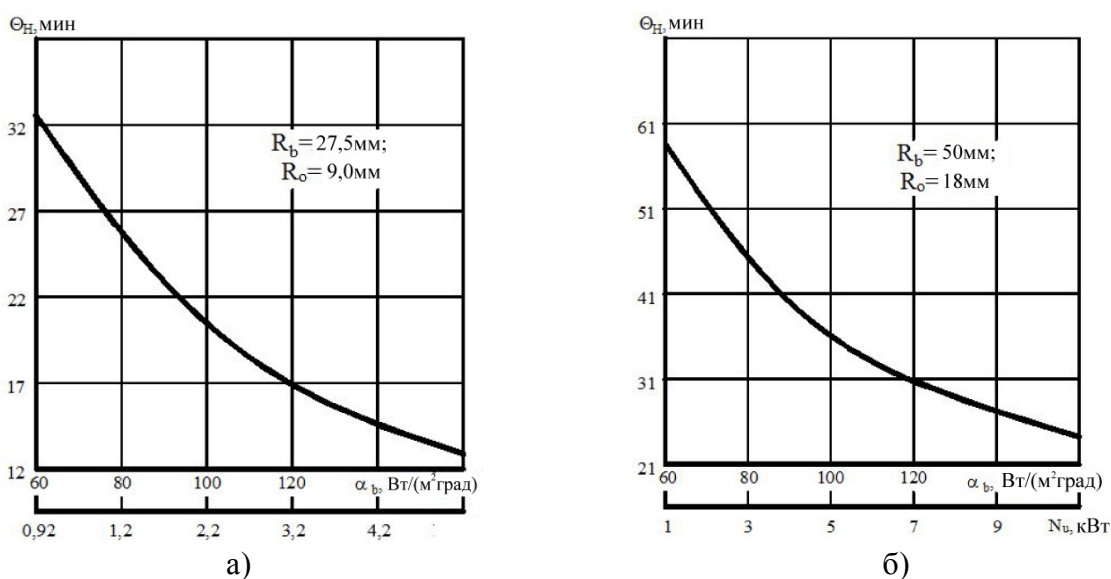
Таким образом, величину времени разогрева рабочего вала до заданной температуры его наружной образующей поверхности t_b можно определить как:

$$\theta_H = \frac{3N_u c_b \rho_b \left[(R_b^2 - R_o^2) \left(\frac{1}{\alpha_b R_b} + \frac{1}{2\lambda_b} \right) - \frac{R_o^2}{\lambda_b} \ln \frac{R_b}{R_o} \right]}{6N_u - 8\pi R_b L_b \alpha_b (t_b - t_{окр.ср.})} \quad (6)$$

В качестве примера результатов совместной численной реализации зависимости, описывающей интегральную мощность теплового источника [2, 4]:

$$N_u = 2\pi(1 + R_b/L_K)R_b L_K \alpha_b (t_u - t_{окр.ср.}) \quad (7)$$

и выражения (6) на рис. 2 дана графическая интерпретация расчетных распределений требуемого времени нагрева θ_H в зависимости от коэффициента теплоотдачи α_b , температуры нагрева t_b , а, значит, и мощности источника нагрева N_u применительно к специализированному стану тепловой прокатки 300.



$$(c_b = 460 \text{ Дж/(кг К)}; \rho_b = 7820 \text{ кг/м}^3; \lambda_b = 17,4 \text{ Вт/(м К)}; t_{окр.ср.} = 30^\circ\text{C})$$

Рис. 2. Расчетные распределения требуемого времени разогрева рабочих валков в зависимости от коэффициента теплоотдачи и мощности теплового источника:

а – рабочие валки радиусом $R_b = 27,5$ мм; б - рабочие валки радиусом $R_b = 50$ мм

Из представленных результатов следует, что по мере увеличения коэффициента теплоотдачи α_b и одновременного прямопропорционального, согласно (7), увеличения мощности теплового источника время разогрева рабочих валков до требуемой температуры снижается (≈ 5 мин на 1 кВт) (см. рис. 2). При этом влияние собственно температуры нагрева, компенсируемое соответствующим изменением требуемой мощности, является крайне незначительным ($\approx 0,1$ мин на 100°C).

Снижение времени разогрева θ_H , как показал структурный анализ зависимости (6), является возможным за счет предварительного разогрева рабочих валков, то есть повышения его исходной температуры, за счет использования систем экранизации, то есть снижения коэффициента теплоотдачи α_b и, наконец, за счет использования на стадии разогрева мощности теплового источника, несколько превышающую мощность N_u , полученную в результате решения (7) для условий реализации установившегося квазистационарного температурного режима.

ВЫВОДЫ

На основе решения условия баланса энергетических затрат, согласно которому энергия, выделенная источником нагрева за определенное время расходуется на нагрев самого рабочего валка, а также на теплоотдачу с поверхности данного валка в окружающую среду, разработана методика определения времени выхода стана теплой прокатки или дрессировки на стационарный режим работы. Структурный анализ полученной зависимости, показал, что снижение времени разогрева рабочих валков является возможным либо за счет предварительного разогрева рабочих валков, либо за счет использования систем экранизации, либо, наконец, за счет использования на стадии разогрева мощности теплового источника, несколько превышающую мощность $N_{ц}$, необходимую для реализации установившегося квазистационарного температурного режима.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Никитин Г.С. Теория непрерывной продольной прокатки / Г. С. Никитин. - Москва: МГТУ им Баумана, 2009. – 203 с.
2. Третьяков А.В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А.В. Третьяков, В.Н. Зюзин. – М.: Металлургия, 1973. – 224 с.
3. Николаев В.А. Параметры деформации металла в гладких валках и в простых калибрах / В. А. Николаев, Н. Ш. Босхамджиев, В. П. Полухин. - Киев: Освіта України, 2010. – 235 с.
4. Экспериментальные исследования комплексного влияния температурных и деформационных параметров прокатки на энергосиловые параметры процесса / Г. В Бергеман, А. А. Самсоненко, О. А. Ремез, Ю. Ю. Зубко // Вісник НТУ «ХПИ». - 2015. - № 47 (1166). – С. 21–24.
5. Потапкин В.Ф. Математическое моделирование температурных условий реализации процесса деформации между неподвижным и приводным валками / В.Ф. Потапкин, В.А. Федоринов, Т.А. Кулик, В.И. Шпак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. пр. – ДДМА: Краматорськ-Слов'янськ, 2003. – С. 62–66.
6. Шпак В.И. Тепловая профилировка рабочих валков станов теплой прокатки и методика расчета компенсирующего теплового профиля / В.И. Шпак, Т.А. Кулик, Д.В. Морозько // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – ДДМА, Краматорськ, 2003. – С. 203–206.

REFERENCES

1. Nikitin G.S. Teorija neprerivnoj prodol'noj prokatki / G. S. Nikitin. Moskva: MGTU im Baumana, 2009. – 203 s.
2. Tret'jakov A.V. Mehanicheskie svojstva metallov i splavov pri obrabotke davleniem / A.V. Tret'jakov, V.N. Zjuzin. – M.: Metallurgija, 1973. – 224 s.
3. Nikolaev V.A. Parametry deformacii metalla v gladkih valkah i v prostyh kalibrah / V. A. Nikolaev, N. Sh. Boshamdzhiev, V. P. Poluhin. – Kiev: Osvita Ukrainy, 2010. – 235 s.
4. Jeksperimental'nye issledovanija kompleksnogo vlijanija temperaturnyh i deformacionnyh para-metrov prokatki na jenergosiловые parametry processa / G. V Bergeman, A. A. Samsonenko, O. A. Remez, Ju. Ju. Zubko // Visnik NTU «HPI». – 2015. – № 47 (1166). – S. 21–24.
5. Potapkin V.F. Matematicheskoe modelirovanie temperaturnyh uslovij realizacii processa de-formacii mezhdru nepodvizhnym i privodnym valkami / V.F. Potapkin, V.A. Fedorinov, T.A. Kulik, V.I. Shpak // Udokonalennja procesiv i obladnannja obrobki tiskom v metalurgii i mashinobuduvanni: tematich. zb. nauk. pr. – DDMA: Kramators'k-Slov'jans'k, 2003. – S. 62–66.
6. Shpak V.I. Teplovaja profilirovka rabochih valkov stanov teploj prokatki i metodika rascheta kompensirujushhego teplovogo profilja / V.I. Shpak, T.A. Kulik, D.V. Moroz'ko // Udokonalennja procesiv i obladnannja obrobki tiskom v metalurgii i mashinobuduvanni: Tematich. zb. nauk. pr. – DDMA, Kramators'k, 2003. – S. 203–206.

Кулик Т. А. – канд. техн. наук, ст. преп. каф. ОПМ ДГМА
Кулик А. Н. – канд. техн. наук, доц. каф. АММ ДГМА;
Кулик Н. А. – ассист. каф. МПФ ДГМА

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.
E-mail: mto@dgma.donetsk.ua