

3. Термомеханика эластомерных элементов конструкций при циклическом нагружении / Потураев В.Н., Дырда В.И., Карнаухов В.Г., Сенченков И.К. и др., под ред. Потураева В.Н. – Киев: Наук. думка, 1987. – 288 с.
4. Сенченков И.К., Кропивный В.Н., Якименко С.Н., Якименко Н.Н. Вибрационный разогрев полимерного однонаправленного волокнистого композита при гармоническом сжатии поперек волокон / Матер. XII конф. ученых Украины, России и Белоруссии «Прикладные задачи математики и механики», Севастополь, 2003. – С.2428.
5. Теплофизические и реологические характеристики полимеров. Справочник./Под ред. Ю.С.Липатова.- Киев: Наук. думка, 1977. – 244 с.
6. Мотовиловец И.А., Козлов В.И. Термоупругость: Механика связанных полей в элементах конструкций. Т. 1. Термоупругость / Мотовиловец И.А., Козлов В.И. – Киев: Наук. Думка, 1987. – 264 с.

Поступила в редколлегию 29.02.2013

УДК 539.3

СЕНЧЕНКОВ И.К.¹
ЧЕРВИНКО О.П.¹
РЯБЦЕВ И.А.²

¹Институт механики им. С. П. Тимошенко НАН Украины

²Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НДС И МИКРОСТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ВАЛКА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ В ПРОЦЕССЕ МНОГОСЛОЙНОЙ НАПЛАВКИ И ЭКСПЛУАТАЦИИ

Введение. При оценке долговечности наплавленных валков горячей прокатки, роликов машин непрерывного литья заготовок, штампов горячего деформирования металла определяющую роль играют два фактора: 1) остаточные наплавочные напряжения и деформации; 2) характеристики напряженно-деформированного состояния при эксплуатационном циклическом термомеханическом нагружении. Исследованию остаточного НДС наплавленных деталей посвящены работы [1, 2, 3]. Обобщение результатов расчета эксплуатационных напряжений проведено в монографии [4], причем в большинстве работ не учитывалось влияние остаточных напряжений на долговечность деталей.

В настоящей работе в рамках сквозной расчетной схемы рассматривается история жизни валка горячей прокатки, включающая технологическую стадию многослойной наплавки рабочей поверхности и последующую эксплуатационную

стадию, которая моделируется вращающейся термомеханической нагрузкой.

Объект исследования, схема процесса наплавки и эксплуатации. Расчеты проводились для валка горячей прокатки НКМЗ из стали 50ХФА, наплавляемого подслоем низкоуглеродистой стали 08кп и наружным слоем мартенситной стали 25Х5ФМС. Конечно-элементная разбивка бочки валка показана на рис. 1. Диаметр бочки валка 1445 мм.

После наплавления валок подвергался эксплуатационному нагружению в условиях термомеханического цикла. Предполагается, что валок подпирается жестким валком и не испытывает деформаций изгиба (рис. 2).

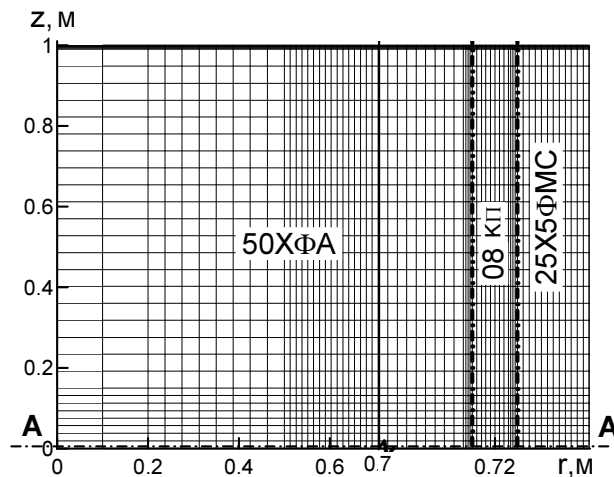


Рисунок 1

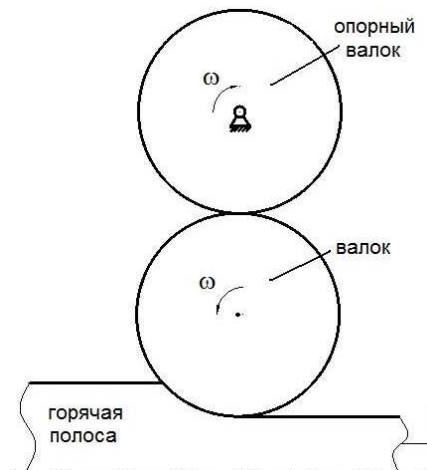


Рисунок 2

Методика расчета. Задача о наплавлении и последующем циклическом нагружении валка является трехмерной (3D-задача). На настоящем этапе такая постановка не может быть эффективной для практических расчетов.

Учитывая двухстадийный характер процесса – наплавка и эксплуатация, а также осевую протяженность геометрии валка, предлагается следующий подход к решению задачи.

1. Стадия наплавки моделируется в рамках осесимметричной постановки задачи.
2. Стадия эксплуатации, характеризующая высоко локализованными контактными температурно-механическими нагрузками, описывается в рамках задачи о плоской деформации для осевого сечения цилиндра.

При этом постановка задачи для стадии 2 учитывает остаточные деформации, сформированные на стадии наплавки. Такая постановка отличается от классической задачи о плоской деформации, в которой остаточные деформации отсутствуют.

Постановка задачи о наплавке. Задача решается в цилиндрической системе координат $orz\varphi$ и включает уравнения равновесия (1) и теплопроводности (2)

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r}(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} = 0, \quad \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r}\sigma_{rz} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = 0, \quad (1)$$

$$c_V \dot{\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) + Q, \quad (2)$$

где c_V и λ - коэффициенты объемной теплоемкости и теплопроводности;

кинематические уравнения, уравнения модели течения Боднера-Партома [5], а также начальные (3) и граничные условия (4), (5) на поверхностях бочки

$$\theta = \theta_0, \quad t = 0, \quad (3)$$

$$\sigma_{rr} = \sigma_{rz} = 0, \quad -k \frac{\partial \theta}{\partial r} = -q + \alpha(\theta - \theta_c) + c c_0 (T^4 - T_c^4), \quad r = R, R+h, \quad 0 < z < L, \quad t \neq t_{1,2}^*; \quad (4)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{rz} = 0, \quad \pm k \frac{\partial \theta}{\partial r} = -q + \alpha(\theta - \theta_c) + c \tilde{n}_0 (T^4 - T_c^4), \quad z = 0, \quad r = R, R+\tilde{h}, \quad t > 0; \quad (5)$$

где $\tilde{h} = h_1, h_1 + h_2$; $h_{1,2}$ - толщины первого и второго наплавляемого слоев; $t_{1,2}^*$ - время наложения наплавляемых слоев; $T = \theta + 273$; \tilde{n}_0 - постоянная Больцмана; \tilde{n} - коэффициент черноты, α - коэффициент теплоотдачи; θ_c - температура окружающей среды, q - поток, передаваемый дугой.

Для удовлетворения условий отсутствия напряжений в наращиваемых слоях закон Гука для девиаторных и шаровых составляющих тензоров напряжений и деформации записывается в виде [6]

$$s_{ij} = 2G \left(e_{ij} - e_{ij}^p - e_{ij}^* \right), \quad \sigma_{kk} = 3K_V \left(\varepsilon_{kk} - \varepsilon_{kk}^{ph} - \varepsilon_{kk}^* \right) \quad (6)$$

где G и K - сдвиговой и объемный модули; ε_{ij}^* - компоненты тензора собственных деформаций. Эти компоненты рассчитываются в процессе решения задачи из условия отсутствия напряжений в поверхностных слоях в момент их наращивания.

Постановка задачи о термомеханическом эксплуатационном нагружении валька. Задача формулируется в рамках обобщенной плоской деформации для сечения AA (рис. 1) с учетом остаточных деформаций. Условия нагружения отвечают схеме работы валька, показанной на рис. 3.

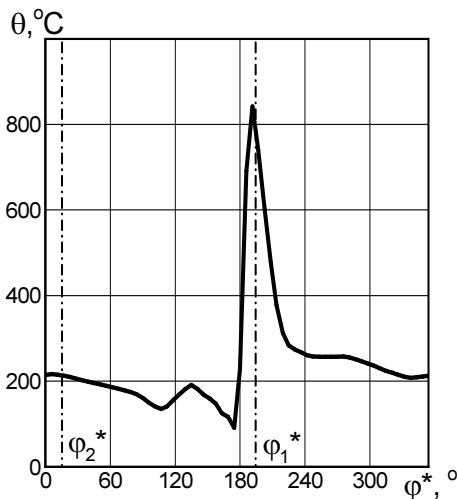


Рисунок 3

В полярной системе координат $r\varphi$ граничные условия для напряжений и температуры принимаются в виде

$$\sigma_{rr} = \sigma(\varphi^*), \quad \sigma_{rz}(\varphi^*) = 0, \quad \theta = \theta(\varphi^*), \quad 0 < \varphi^* < 2\pi \quad (7)$$

Здесь $\varphi^* = \varphi - \omega t$; распределение $\theta(\varphi^*)$ приведено на рис. 3. Функция $\sigma(\varphi^*)$ отвечает распределению нормального напряжения в задаче Герца о гладком штампе и задается в виде

$$\sigma(\varphi^*) = \sigma_0 \sqrt{1 - \left(\frac{\varphi^* - \varphi_{1,2}^*}{\varphi_0^*} \right)^2} \quad \text{при } |\varphi^* - \varphi_{1,2}^*| < \varphi_0^*,$$

$$\sigma(\varphi^*) = 0 \quad \text{при } |\varphi^* - \varphi_{1,2}^*| > \varphi_0^*, \quad (8)$$

где $2\varphi_0^*$ - область действия нагрузки (контакта). Значения φ_1^* и φ_2^* отвечают центральным точкам областей контакта вала с горячей полосой и опорным валком (рис. 3).

Расчет остаточных напряжений в наплавленном валке. Упрощенная схема мгновенной наплавки по слоям реализовывалась для следующего режима. Поверхность бочки вала в течение 2,8 с разогревалась до 1800°C , после чего на нее наплавлялся первый слой наплавки (подслой) из стали 08кп толщиной $h_1 = 5\text{ мм}$ температуры 1800°C . После остывания детали до 300°C ее поверхность снова за 2,6 с разогревалась до 1800°C , после чего накладывался второй слой наплавки толщиной $h_2 = 8\text{ мм}$ из стали 23Х2НВФА. Затем деталь остывала до комнатной температуры 20°C .

Радиальные распределения в валке концентраций фаз распада аустенита при охлаждении и остаточных напряжений и интенсивности пластических деформаций e_i^p показаны на рис. 4 а, б.

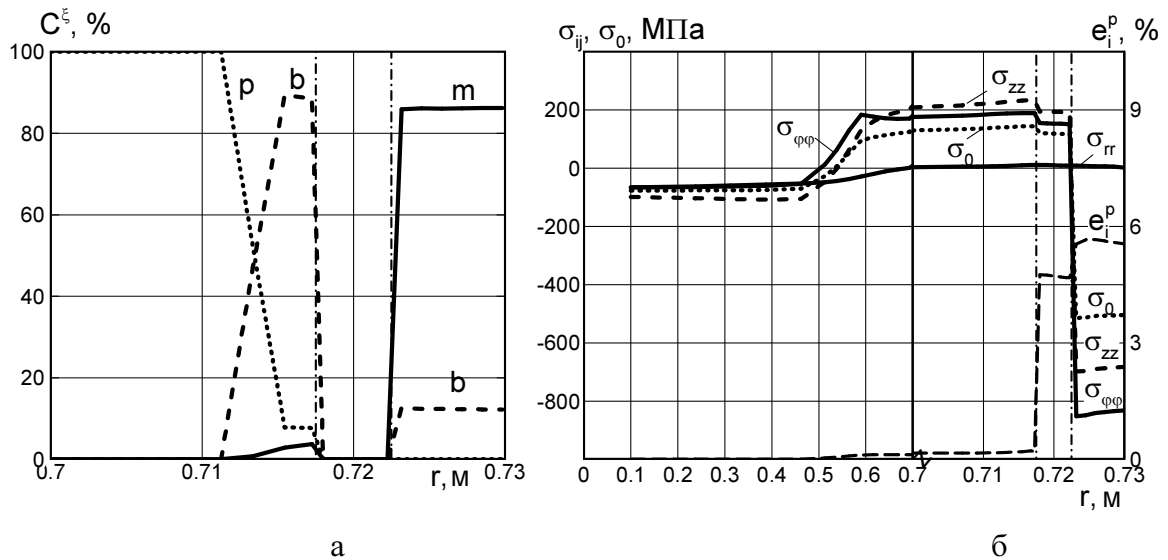


Рисунок 4

Здесь приняты следующие обозначения: C^ξ - объемные доли p - перлита, b - бейнита, m - мартенсита; s_i - интенсивность девиатора тензора напряжений,

$s_i = \left(\frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \right)^{1/2}$, $e_i^p = \left(\frac{1}{2} e_{ij}^p e_{ij}^p \right)^{1/2}$. Штрих-пунктирными линиями показаны границы наплавленных слоев и основного материала. Концентрации фаз распада аустенита

рассчитывались на основе термокинетических диаграмм и закона Коистинена-Марбургера.

Из рис. 4 а видно, что наращенный наружный слой имеет преимущественно мартенситную структуру; в основном металле в зоне термического влияния – бейнит-перлитная структура. Мартенсит за счет большего удельного объема формирует в наружном слое сжимающие напряжения σ_{zz} и $\sigma_{\varphi\varphi}$ (рис. 4 б). В основном металле их уравнивают растягивающие значения компонент.

Эксплуатационное нагружение. Выводы. На рис. 5 показаны циклы главных напряжений σ_1 , σ_3 и температуры θ в наружной точке наплавленного цилиндра при $\omega = 0,69\tilde{n}^{-1}$ и $p_0 = 300\tilde{l} \tilde{I} \tilde{a}$. Кинетика деформационного процесса в наружной точке показана на рис. 6.

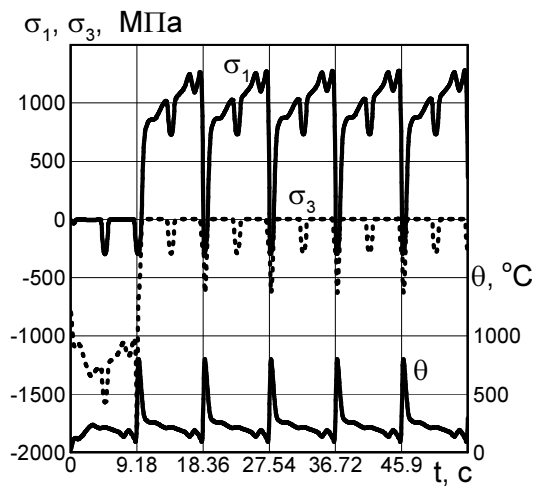


Рисунок 5

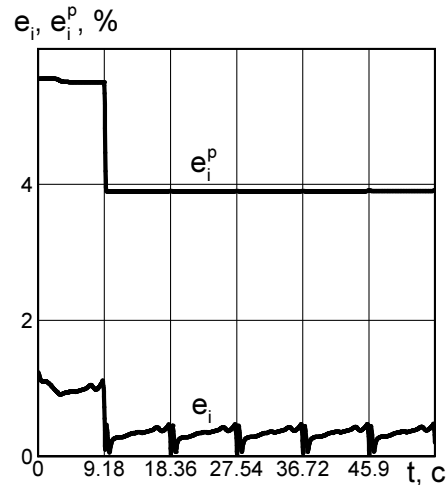


Рисунок 6

Здесь приведены кривые для интенсивности деформаций $e_i = (1/2 e_{ij} e_{ij})^{1/2}$ и интенсивности пластических деформаций e_i^p . Для поверхностных точек имеем: $\sigma_1 = \sigma_{\varphi\varphi}$, $\sigma_3 = \sigma_{rr}$. После выхода точки из зоны нагрева от контакта с горячей полосой, вследствие резкого охлаждения, в поверхностном слое формируются значительные растягивающие напряжения. В результате в этом слое неупругая остаточная деформация снижается. Начальная стадия термомеханического нагружения оказывает существенное влияние на всю последующую историю эксплуатации вала. На этой стадии формируется его пластическое состояние.

Для оценки усталостной долговечности вводятся амплитудные (индекс a), средние (индекс m) и усредненные (индекс s) характеристики полевых величин:

$$\sigma_{1a} = (\max_T \sigma_1(t) - \min_T \sigma_1(t)) / 2, \quad \sigma_{1m} = (\max_T \sigma_1(t) + \min_T \sigma_1(t)) / 2; \quad \sigma_{1s} = \frac{1}{T} \int_0^T \sigma_1 dt, \quad T = \frac{2\pi}{\omega}.$$

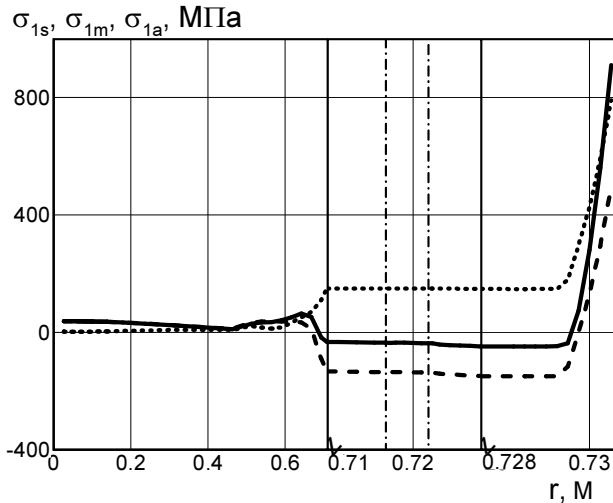


Рисунок 7

Очевидно, что средние значения механических величин определяются наложением остаточного напряженного состояния и средними значениями величин, обусловленными циклической термической и механической нагрузками.

Для оценки многоциклового усталости на рис. 7 приведены радиальные распределения характеристик σ_{1a} (пунктирная линия), σ_{1m} (штриховая линия) и σ_{1s}

(сплошная линия). В поверхностном слое реализуется экстремальный режим нагружения вследствие быстрого охлаждения после выхода из зоны контакта с горячей полосой. В результате численного анализа установлено, что циклические неупругие деформации возникают при $p_0 = p_0^* \approx 1000 \dot{l} \dot{l} \dot{a}$. Следовательно, при $p_0 > p_0^*$ происходит смена механизма многоциклового усталости на малоцикловую. При этом значение p_0^* в значительной мере определяется скоростью вращения вала и режимом его охлаждения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Senchenkov I.K., Zhuk Y.A., Chervinko O.P., Turyk E. Modeling of residual stresses developed in steel cylinders subjected to surface-layer deposition by welding // J. Eng. Math. – 2008. – 61. – P. 271-284.
2. Senchenkov I. K., Chervinko O. P., Ryabtsev I. A., Kondratiev I. A. A method for calculating the heat resistance of deposited metal // Welding Intern. — 2012. — Vol. 25. — №12. — P. 952—956.
3. Radaj D. Welding residual stresses and distorsion. Calculation and measurment. – Dusseldorf. DVs Verlag GmbH, 2003. – 396 p
4. Домбровский Ф.С., Лещинский Л.К. Работоспособность наплавленный роликов машин непрерывного литья заготовок. – К.: Изд. ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины, 1995. – 225с.
5. Сенченков И.К., Табиева Г.А. Определение параметров модели Боднера-Партома термовязкопластического деформирования материалов // Прикл. механика. – 1996. – 32, № 2. – С. 64–72.
6. Сенченков И.К. Термомеханическая модель растущих цилиндрических тел из физически нелинейных материалов // Прикл. механика. – 2005. – 41, № 9. – С.118 – 126.

Поступила в редколлегию 11.03.2013