

## РАСЧЕТ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МНОГОСЛОЙНОЙ НАПЛАВКЕ И ЭКСПЛУАТАЦИОННОМ ЦИКЛИЧЕСКОМ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

И.К. СЕНЧЕНКОВ<sup>1</sup>, О.П. ЧЕРВИНКО<sup>1</sup>, И.А. РЯБЦЕВ<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Ин-т механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины. 03057, г. Киев. ул. Нестерова, 3

<sup>2</sup> ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Разработана методика расчета остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния цилиндрической детали при многослойной наплавке по боковой поверхности, а также расчета ее термомеханического состояния и усталостной долговечности при последующем эксплуатационном циклическом термомеханическом нагружении. Методика создана в рамках единой математической модели на основе теории растущих тел, современной модели вязкопластического неизотермического течения, термокинетических диаграмм распада аустенита, наплавленного и основного металлов с учетом остаточного напряженно-деформированного и структурного состояния при одно- и многослойной наплавке деталей слоями различного химического состава, структуры и толщины. Она позволяет оценивать усталостную долговечность наплавленных деталей в зависимости от величины и соотношения эксплуатационных циклических термических и механических нагрузок и от применяемых наплавочных материалов для подслоя и износостойкого слоя. Библиогр. 21, рис. 7.

*Ключевые слова:* многослойная наплавка, численное моделирование, остаточные наплавочные напряжения, циклическое термомеханическое нагружение, усталостная долговечность

Валки горячей прокатки, ролики МНЛЗ, штампы горячего деформирования металла и т. п. при изготовлении или ремонте подвергаются многослойной наплавке и последующему циклическому эксплуатационному термомеханическому нагружению [1, 2].

При оценке напряженно-деформированного и микроструктурного состояния наплавленных деталей и их усталостной долговечности в процессе эксплуатации используются методы численного моделирования термомеханических процессов. Сущность процесса наплавки состоит в нанесении расплавленного металла на поверхность упрочняемой или восстанавливаемой детали. С точки зрения механики деформируемого твердого тела такие процессы описываются в рамках неклассических моделей так называемых растущих тел [3]. Применительно к наплавке и родственным технологиям такие модели представлены в работах [4–7].

Процесс наплавки реализуется в широком интервале гомологических температур, в котором материал проявляет термоупруговязкопластические свойства. Экспериментальные и теоретические исследования показали, что определяющие уравнения для неупругого деформирования развиваются на основе унифицированных моделей [8]. Одной из них является модель Боднера–Партома

[9], хорошо обоснованная экспериментами и широко используемая на практике. Адаптация этой модели к процессам, характерным для наплавки, дана в работе [10].

В термомеханических процессах материал детали при ее изготовлении и эксплуатации может изменять свою структуру. Структурные изменения сопровождаются изменениями физико-механических характеристик, скрытой теплотой каждого из используемых материалов, изменениями объема, появлением термофазовых деформаций и т.д. При расчете кинетики концентрации фаз используют термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита [11] в сочетании с уравнением Коистинена–Марбургера [12].

Для решения рассматриваемого класса задач в работах [5–7, 13] развита конечно-элементная (КЭ) методика в сочетании с неявными временными шаговыми схемами интегрирования нестационарных уравнений, а также итерационными методами решения нелинейных краевых задач термомеханики на каждом временном шаге. В целом современный уровень численного моделирования рассматриваемых процессов зафиксирован в работах [2, 14, 15].

Расчет остаточного и текущего эксплуатационного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния является важным, но не окончательным этапом решения задачи. Опреде-

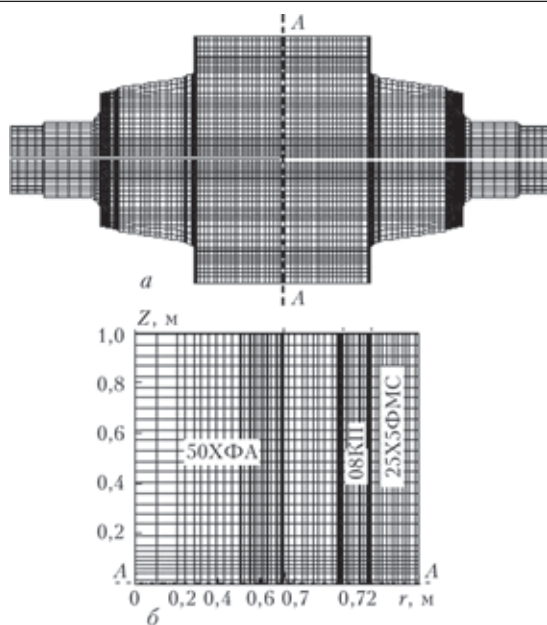


Рис. 1. Конечно-элементная разбивка прокатного вала (а) и наплавленной бочки вала (б)

ляющим является оценка долговечности наплавленного элемента конструкции и ее связь с выбором наплавочных материалов и технологических параметров наплавки.

В данной работе представлена методика оценки усталостной долговечности цилиндрических деталей, наплавленных по боковой поверхности, при действии эксплуатационных циклических термомеханических нагрузок.

Объектом исследования является валок горячей прокатки (рис. 1, а) из стали 50ХФА, наплавленный подслоем низкоуглеродистой стали 08кп (сплошная проволока Св-08А) и наружным слоем мартенситной стали 25Х5ФМС (порошковая проволока ПП-Нп-25Х5ФМС) (рис. 1, б). Диаметр бочки вала 1435 мм. После наплавки валок подвергается эксплуатационному циклическому термомеханическому нагружению. Предполагается, что валок подпирается жестким опорным валком и не испытывает деформаций изгиба.

Задача о спиральной (винтовой) наплавке и последующем циклическом нагружении вала является трехмерной (3D-задача). На настоящем этапе развития ЭВМ такая постановка не может быть эффективной для практических расчетов.

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

1. Стадия наплавки моделируется в рамках осесимметричной постановки задачи.

2. Стадия эксплуатации, характеризующаяся высоколокализованными контактными температурно-механическими нагрузками, описывается в рамках задачи о плоской деформации для осевого сечения цилиндра А–А (рис. 1, а).

При этом постановка задачи для стадии 2 должна учитывать остаточные деформации ( $\epsilon_{zz} \neq 0$ ), сформированные на стадии наплавки. В этом аспекте такая постановка отличается от классической задачи о плоской деформации, в которой остаточные деформации отсутствуют ( $\epsilon_{zz} = 0$ ).

Механическое поведение материала описывается моделью Боднера–Партома [9], которая включает следующие соотношения в цилиндрической системе координат  $O_{r\varphi z}$ :

закон течения и уравнение пластической несжимаемости:

$$\dot{\epsilon}_{kk} = \dot{\epsilon}_{ij}^p + \dot{\epsilon}_{ij}^e, \quad \dot{\epsilon}_{kk}^p = 0, \quad i, j = r, z, \varphi; \quad (1)$$

закон течения Прандтля–Рейсса:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{D_0}{J_2^{1/2}} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{K_0 + K}{\sqrt{3} J_2} \right)^{2n} \right] s_{ij}, \quad (2)$$

где  $J_2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij}$ ;  $S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk}$ ;

эволюционное уравнение для параметра изотропного упрочнения  $K$ :

$$\dot{K} = m_1 (K_1 - K) \dot{W}_p, \quad K(0) = 0, \quad (3)$$

где  $\dot{W}_p = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p$ ;  $D_0, K_0, K_1, m_1, n$  — параметры модели,

закон Гука

$$\sigma_{kk} = 3K_v (\epsilon_{kk} - 3\alpha(\theta - \theta_0)), \quad (4)$$

$$s_{ij} = 2G \left( e_{ij} - \epsilon_{ij}^p \right), \quad e_{ij} = \epsilon_{ij} - \frac{1}{3} \epsilon_{kk} \delta_{ij},$$

где  $G, K_v, \alpha$  — модули сдвига, объемного сжатия и коэффициент линейного теплового расширения.

Соотношения дополняются универсальными уравнениями квазистатического равновесия и теплопроводности для осесимметричной задачи:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} = 0, \quad (5)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = 0,$$

$$c_V \dot{\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) + Q, \quad (6)$$

где  $c_V$  и  $\lambda$  — коэффициенты объемной теплоемкости и теплопроводности;  $Q$  — источник тепла;  $\theta = \partial \theta / \partial t$ , а также граничными и начальными (для температуры) условиями:

$$\sigma_{rr} = \sigma_{rz} = 0, \quad -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha (\theta - \theta_c) + cc_0 (T^4 - T_c^4),$$

$$r = R, R + h, \quad 0 < z < L, \quad t \neq t_{1,2}^*;$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{rz} = 0, \quad \pm \lambda \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha (\theta - \theta_c) + cc_0 (T^4 - T_c^4),$$

$$z = 0, r = R, R + \tilde{h}, t > 0; \quad (7)$$

$$\theta = \theta_c, t = 0, \quad (8)$$

где  $\tilde{h} = h_1, h_1 + h_2$ ;  $h_{1,2}$  — толщины первого и второго наплавляемых слоев;  $t_{1,2}^*$  — время наложения наплавляемых слоев;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности;  $c$  — коэффициент черноты;  $c_0$  — постоянная Больцмана;  $\alpha$  — коэффициент теплоотдачи;  $\theta_c$  — температура окружающей среды.

Рассмотрим процесс наплавки ( $t = t_{1,2}^*$ ) и модификацию соотношений (2)–(4) с учетом процесса наращивания. Задача решается методом КЭ. Процесс наращивания является контролируемым, т.е. известны скорость наращивания и конечная конфигурация тела. Конфигурация наращиваемого тела покрывается фиксированной КЭ-сеткой. КЭ-сетка покрывает как наращиваемое тело в исходной конфигурации, так и все наращиваемые в будущем слои. Таким образом, сетка (количество узлов) не изменяется в процессе численного моделирования.

В области, занимаемой исходным телом, свойства определяются материалом тела. Материалу наращивания первоначально приписываются свойства материала «пустоты», который считается термоупругим с характеристиками  $E = 0, \nu = 0, \alpha = \alpha_f$  где  $E$  — модуль Юнга;  $\nu$  — коэффициент Пуассона;  $\alpha_f$  — коэффициент термического расширения материала наращивания. Теплофизические свойства «пустоты» принимаются такими же, как у материала, который наращивается. Следовательно, элемент «пустой» только с точки зрения механики. В процессе заполнения, который рассматривается как процесс, развивающийся во времени, «пустые» элементы КЭ-сетки будут заполняться наращиваемым материалом. Важно иметь в виду, что в процессе заполнения элементов (наращивания) деформируется вся КЭ-сетка, как покрывающая исходное тело, так и примыкающие к телу «пустые» элементы.

Пусть в момент заполнения  $t^*$  некоторый пустой элемент сетки  $\Delta V(t^*)$  имеет деформацию  $\epsilon_{ij}^*$  и пусть он заполняется материалом, имеющим

температуру  $\theta^*$ . Предполагается, что материал наращиваемого слоя вплоть до контакта с поверхностью тела является ненапряженным:

$$\sigma_{rr} = \sigma_{\phi\phi} = \sigma_{zz} = \sigma_{rz} = 0, \text{ при } t = t^*. \quad (9)$$

В рамках рассматриваемой модели наращивание есть заполнение элемента, имеющего предварительную деформацию  $\epsilon_{ij}^*$ , материалом наращивания с температурой  $\theta^*$ . Таким образом, условия (9), по сути, означают, что

$$\sigma_{ij}(\epsilon_{ij}^*, \theta^*) = 0 \text{ в } \Delta V(t^*). \quad (10)$$

Для того, чтобы определяющие уравнения наращиваемого материала (2), (4) согласовывались с условием (9), (10), необходимо и достаточно модифицировать уравнения (2) и (4) следующим образом:

$$\begin{aligned} s_{ij} &= 2G_f(e_{ij} - \epsilon_{ij}^p - e_{ij}^*), \\ \sigma_{kk} &= 3K_f(\epsilon_{kk} - \epsilon_{kk}^* - 3\alpha_f(\theta - \theta^*)); t > t^* \\ \epsilon_{ij}^p(t^*) &= 0, K_0(t^*) = K_0(\theta^*). \end{aligned} \quad (11)$$

Здесь нижний индекс  $f$  показывает, что параметры относятся к материалу наращиваемого объема. Таким образом, чтобы удовлетворить условие наращивания (9), все элементы, которые наращиваются, будут иметь определяющие уравнения, индивидуализированные теми конкретными значениями деформации  $\epsilon_{ij}^*$  и температуры  $\theta^*$ , при которых происходило их заполнение. Поэтому состояние  $(\epsilon_{ij}^*, \theta^*)$  можно трактовать как «собственное», поскольку оно не вызывает напряжений.

Для расчета микроструктурного состояния металла используют термокинетические диаграммы (ТКД). ТКД для стали 50ХФА и 25Х5ФМС приведены на рис. 2 [11]. Они отображают превращения в стали при охлаждении, обусловленные распадом аустенита ( $\xi = A$ ) в феррит ( $\xi = F$ ), перлит ( $\xi = P$ ), бейнит ( $\xi = B$ ) и мартенсит ( $\xi = M$ ). Жирными линиями ограничены области превращения, а тонкие отвечают кривым охлаждения. Цифры показыва-

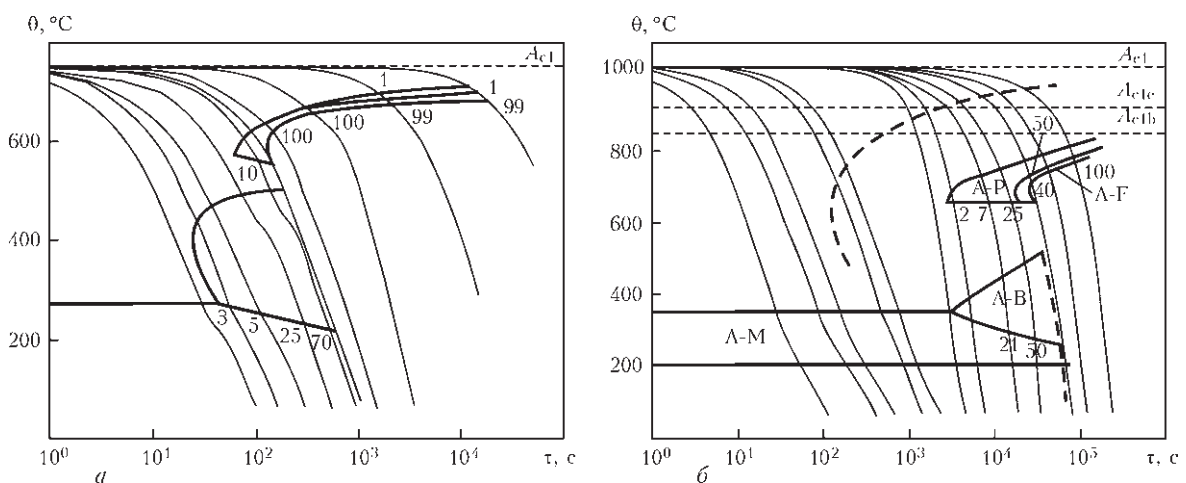


Рис. 2. Термокинетические диаграммы для стали 50ХФА (а) и 25Х5ФМС (б)

ют объемные проценты распавшегося аустенита на выходе из областей превращений.

Закон накопления новой фазы  $\xi$  в соответствующих областях вдоль траектории охлаждения дается феноменологическим уравнением Коистинена–Марбургера [12]:

$$p_\xi = \left[ 1 - \exp\left(-k \frac{\theta_s - \theta}{\theta_s - \theta_e}\right) \right] p_{\xi e}, \quad (12)$$

где  $\theta_s, \theta_e$  — температуры начала и конца превращения;  $p_\xi = C_\xi \cdot 100\%$ ,  $p_{\xi e}$  — максимальное значение новой фазы для данной траектории;  $C_\xi$  — объемная доля фазы,  $0 \leq C_\xi \leq 1$ ,  $\sum_\xi C_\xi = 1$ .

Свойства каждой фазы  $Y_\xi$  рассчитываются с учетом зависимости от температуры  $Y_\xi = Y_\xi(\theta)$ . Для расчета макрохарактеристик  $Y$  для произвольного фазового состава используется линейное правило смесей. Общая формула имеет вид:

$$Y(\theta, t) = \sum_\xi C_\xi(\theta, t) Y_\xi(\theta). \quad (13)$$

Физические величины, рассчитанные по правилу смесей:  $c_V$  — коэффициент объемной теплоемкости;  $k$  — теплопроводность;  $E$  — модуль Юнга;  $\alpha$  — коэффициент линейного термического расширения;  $\nu$  — коэффициент Пуассона. В широком интервале температур правило смесей (13) используется и сопоставляется с экспериментами, описанными в работах [5, 15, 16].

Для оценки усталостной долговечности используется модель Мэнсона–Биргера [17]. При асимметричном цикле нагружения с учетом уравнения Гудмана [18] имеем:

$$\Delta \varepsilon = \left( \ln \frac{1}{1 - \psi} \right)^{0,6} N^{-0,6} + \frac{2\sigma_{-1}}{E} \left( 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_b} \right) \left( \frac{N}{N_0} \right)^k, \quad (14)$$

где  $\sigma_{-1}$  — предел выносливости;  $N_0$  — база определения предела выносливости;  $E$  — модуль Юнга;  $\psi$  — пластичность при разрушении;  $k$  — параметр, определяющий угол наклона кривой усталости;  $\sigma_b$  — временное сопротивление;  $\sigma_m$  и  $\sigma_a$  — среднее и амплитудное значения напряжения в цикле.

При отсутствии циклической пластической деформации  $\Delta \varepsilon^p = 0$ , первым слагаемым в (14) можно пренебречь. В результате с учетом соотношений, получаем  $\Delta \varepsilon = \Delta \sigma / E$ ,  $\Delta \sigma = 2\sigma_a$ :

$$\ln N = \frac{1}{k} \lg \left[ \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_b} \left( \frac{\sigma_b - \sigma_m}{\sigma_a} \right) N_0^k \right]. \quad (15)$$

Переход от одноосного уравнения (15) к многоосному напряженному состоянию осуществляется с использованием эквивалентного напряжения  $\sigma_1 = \sqrt{3s_i} = (2/3s_{ij}s_{ij})^{1/2}$  [17].

С учетом соотношений  $\sigma_{ia} = \sqrt{3s_{ia}}$  и  $\sigma_m = 3s_{im}$ , после некоторых преобразований получаем:

$$\ln N = \frac{1}{k} \lg \left[ \chi \left( \frac{\sigma_b - \sqrt{3}s_{im}}{s_{ia}} \right) \right], \quad (16)$$

где

$$\chi = \frac{\sigma_{-1} N_0^k}{\sigma_b \sqrt{3}}. \quad (17)$$

Значения величин  $\sigma_b = \sigma_b(\theta)$ ,  $\sigma_{-1} = \sigma_{-1}(\theta)$ ,  $N_0(\theta)$  и  $k(\theta)$  для каждого материала выбирались из справочной литературы [18–20], а значения  $s_{ia}$ ,  $s_{im}$  и  $\theta$  рассчитывали с использованием численных методов в каждой точке цилиндра.

Для конкретизации соотношения (16) применяли следующие допущения:  $\sigma_{-1}(\theta)/\sigma_b(\theta) = \text{const}$ ,  $k = \text{const}$ ,  $N_0 = \text{const}$  для всех температур;  $\sigma_b$  зависит от температуры и в соотношении (16) рассчитывается для максимального значения температуры в цикле. Указанные допущения приводят к некоторому обобщению многоциклового варианта универсального уравнения Мэнсона. Значения параметров в (16) и (17) приводятся ниже.

Задача эксплуатационного нагружения цилиндра формулируется в рамках плоской деформации для срединного сечения  $z = L/2$ . В полярной системе координат  $O\varphi$  типичное распределение температуры и давления в развертке  $\varphi^* = \varphi - \omega t$ , где  $\omega$  — круговая частота вращения вала, показана на рис. 3.

В области контакта с горячей полосой граничные условия принимаются в виде:

$$\sigma_{rr} = \sigma(\varphi^*), \quad \sigma_{rz}(\varphi^*) = 0, \quad |\varphi^*| < \varphi_0^*. \quad (18)$$

Здесь  $\varphi^* = \varphi - \omega t$ ; распределение  $\theta(\varphi)$  приведено на рис. 3, а  $\sigma(\varphi^*) = p_0 \sqrt{1 - (\varphi^*/\varphi_0^*)^2}$ , где  $2\varphi_0^*$  — область действия нагрузки.

**Расчет остаточных напряжений.** Упрощенная схема мгновенной наплавки по слоям реализовывалась в следующем режиме. Поверхность бочки вала в течение 2,8 с разогревалась до 1800 °С, после чего на нее наплавлялся первый слой стали 08кп (подслой) толщиной  $h_1 = 5$  мм. После остыв-

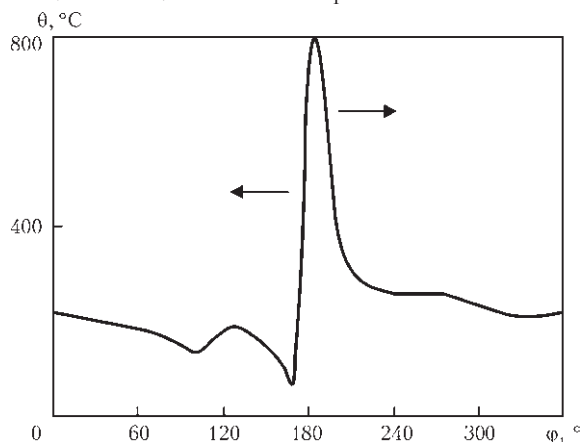


Рис. 3. Распределение температуры по окружной координате на поверхности вала при  $\theta_{max} = 800$  °С



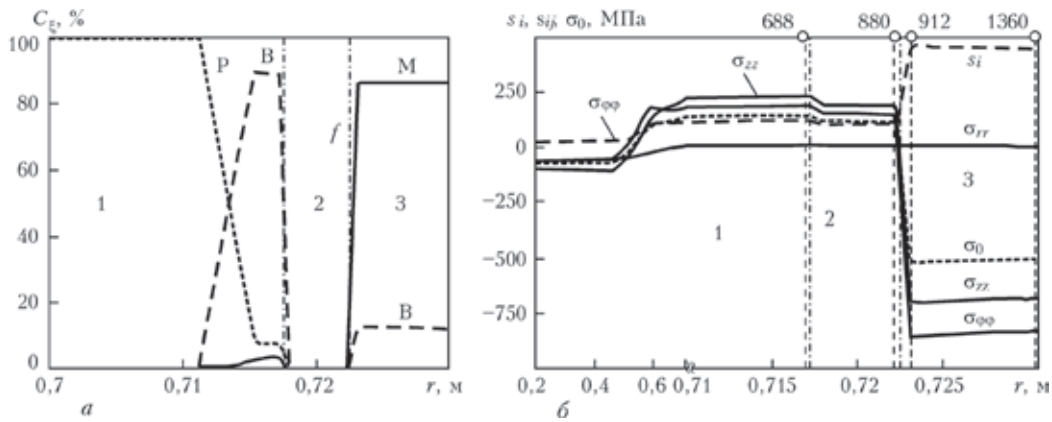


Рис. 4. Остаточное микроструктурное (а) и напряженно-деформированное (б) состояние наплавленного цилиндра: 1 — основной слой; 2 — наплавленный подслои; 3 — наплавленный износостойкий слой (числа в верхней части рис. 4, б отвечают номерам точек на рис. 5, б,  $\sigma_0 = 1/3\sigma_{kk}$ )

вания детали до 300 °С ее поверхность снова за 2,8 с разогревалась до 1800 °С, после чего накладывался второй слой толщиной  $h_2 = 8$  мм из стали 25Х5ФМС. Затем деталь остывала до комнатной температуры 20 °С.

Микроструктурное и напряженно-деформированное состояние наплавленного цилиндра показано на рис. 4. Штрихпунктирные линии показывают границы слоев. Видно, что структура наружного слоя преимущественно мартенситная, а приграничной зоны основного металла — бейнитная. Поскольку мартенситная фаза имеет максимальный объем, то остаточные напряжения в наружном слое сжимающие, а в подслои и основном металле — растягивающие (рис. 4, б).

**Расчет эксплуатационных напряжений.** На рис. 5, а показана КЭ-сетка сечения цилиндра  $z = L/2$  (сечение А-А на рис. 1), а на рис. 5, б — фрагмент сетки, выделенный на рис. 5, а штриховым квадратом. Цифрами здесь и на рис. 4 показаны номера точек, для которых рассчитывались показатели напряженно-деформированного состояния. Стрелками показаны подвижные нагрузки,  $v$  — линейная скорость точек поверхности.

Для  $v = 0,5$  м/с временные зависимости компонент напряжений и температуры для точки 1360 вблизи поверхности цилиндра показаны на рис. 6. Видно, что в области контакта с горячей полосой ( $\theta = \theta_{max}$ ) напряжения в поверхностном слое вала сжимающие, а при остывании они становятся растягивающими. Расчеты показывают, что при  $p_0 < 300$  МПа влияние механической составляющей нагрузки не существенно и НДС формируется за счет тепловой нагрузки.

**Оценка долговечности.** Долговечность рассчитывается по формулам (16), (17) в каждой точке сечения цилиндра (см. рис. 5, б). На рис. 7, а в качестве примера показано радиальное распределение долговечности  $lgN$ , а также среднего  $s_{im}$  и амплитудного  $s_{ia}$  значений интенсивности напряжений  $s_i$  для цикла  $p_0 = 0$ ,  $\theta_{max} = 500$  °С. Видно, что минимальную долговечность  $N \approx 10^4$  имеют поверхностные слои наружного наплавленного слоя вала. При этом долговечность поверхностного слоя существенно зависит от температуры (рис. 7, б). Подслои и основной металл в этих условиях имеют существенно более высокую долговечность.

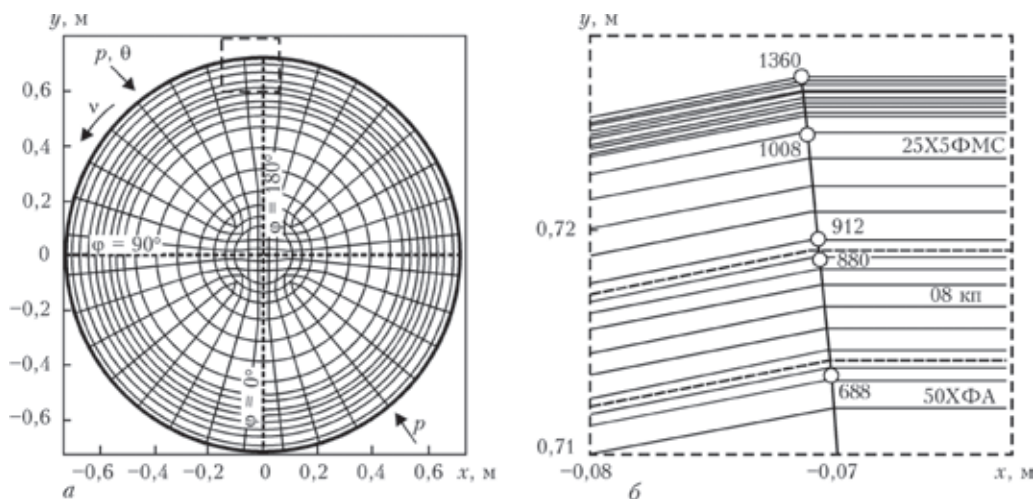


Рис. 5. КЭ-сетка и схема нагрузки вала: а — полный круг; б — фрагмент круга и номера точек

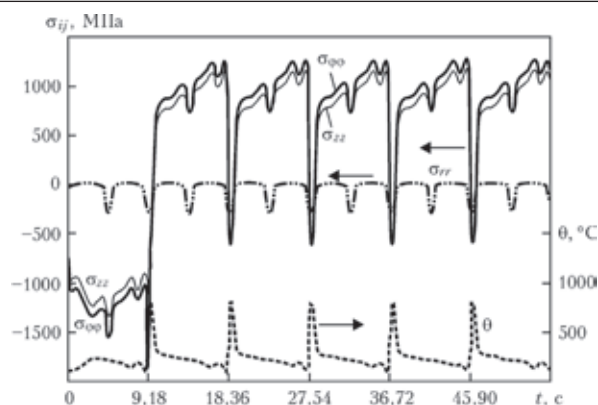


Рис. 6. Эксплуатационное НДС в точке 1360 во внешнем наплавленном слое ( $P_0 = 300$  МПа,  $\theta_{\max} = 800$  °С)

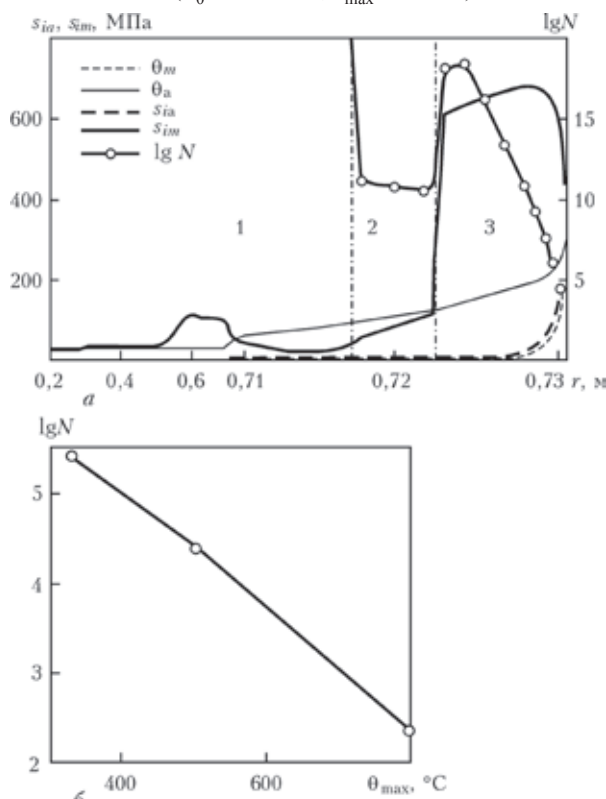


Рис. 7. Радиальное распределение долговечности  $lgN$ ,  $s_{im}$  и амплитудного  $s_{ia}$  значений интенсивности напряжений  $s_i$  для цикла  $p_0 = 0$ ,  $\theta_{\max} = 500$  °С (а) и зависимость долговечности наружного наплавленного слоя от температуры (б) (1 — основной слой; 2 — наплавленный подслои; 3 — наплавленный износостойкий слой)

### Выводы

1. Предложена методика расчета остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния цилиндрической детали (прокатного валка) при многослойной наплавке по боковой поверхности, а также расчета ее термомеханического состояния и усталостной долговечности при последующем эксплуатационном циклическом термомеханическом нагружении.

2. Разработанная методика позволяет оценивать усталостную договечность наплавленных деталей

в зависимости от величины и соотношения эксплуатационных циклических термических и механических нагрузок и от применяемых наплавленных материалов для подслоя и износостойкого слоя.

1. *Рябцев И.А.* Наплавка деталей машин и механизмов. — Киев: Экотехнология, 2004. — 160 с.
2. *Рябцев И.А., Сенченко И.К.* Теория и практика наплавленных работ. — Киев: Экотехнология, 2013. — 400 с.
3. *Арутюнян Н.Х., Дроздов А.Д., Наумов В.Э.* Механика растущих вязкоупругопластических тел. — М.: Наука, 1987. — 472 с.
4. *Закономерности относительных продольных смещений пластины при стыковой электросварке / И.К. Сенченко, Л.М. Лобанов, О.П. Червинко, Н.А. Пашин // Докл. НАНУ. — 1998. — С. 66–70.*
5. *Сенченко И.К.* Термомеханические модели растущих цилиндрических тел из физических нелинейных материалов // Прикл. механика. — 2005. — 41, № 9. — С. 118–126.
6. *Senchenkov I.K., Chervinko O.P., Banyas M.V.* Modeling of thermomechanical process in growing viscoplastic bodies with accounting of microstructural transformation / Encyclopedia of Thermal Stresses. Springer Reference. — 2013. — V. 6. — P. 3147–3157.
7. *Examination of the thermomechanical state of cylindrical components deposited with layers of austenitic and martensitic steels / I.K. Senchenkov, O.P. Chervinko, E. Turyk, I.A. Ryabtsev // Weld. Int. — 2008. — 22, № 7. — P. 457–464.*
8. *Krempf E.* Viscoplastic models for high temperature applications // Int. J. of Solids and Structures. — 2000. — V. 37. — P. 279–291.
9. *Bodner S.R.* Unified Plasticity — An Engineering Approach (Final Report). Faculty of Mech. Eng., Technion — Israel Inst. of Tech. — Haifa 32000, Israel. — 2000. — 106 p.
10. *Сенченко И.К., Жук Я.А., Табиева Г.А.* Термодинамически согласованные модификации обобщенных моделей термовязкопластичности // Прикл. механика. — 1998. — 34, № 4. — С. 53–60.
11. *Сенченко И.К., Червинко О.П., Доля Е.В.* Моделирование остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния цилиндра при наращивании по боковой поверхности слоями расплавленного металла // Теор. и прикл. механика. — 2014. — Вып. 8(54). — С. 34–44.
12. *Попов А.А., Попова Л.Е.* Справочник термиста. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. — М.-С.: ГНТИ Машиностр. лит., 1961. — 430 с.
13. *Koistinen D.R., Marburger R.E.* A general equation prescribing the extent of austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and carbon steel // Acta Metall. — 1959. — V. 7. — P. 56–60.
14. *Radaj D.* Welding residual stresses and distortion/ Calculation and measurement. — Dusseldorf: DVS Verlag GmbH, 2003. — 396 p.
15. *Махненко В.И.* Ресурс безопасности эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.
16. *Inone T.* Mechanics and characteristics of transformation plasticity and metallo-thermo-mechanical process simulations // Procedia Engineerin. — 2011. — № 10. — P. 3793–3798.
17. *Дульнев П.А., Котов П.И.* Термическая усталость металлов. — М.: Машиностроение, 1980. — 200 с.
18. *Троценко Б.Т., Сосновский Л.А.* Сопротивление усталости металлов и сплавов. Справочник. Ч. 1. — Киев: Наук. думка, 1987. — 506 с.
19. *Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Н.И. Безухов, В.Л. Бажанов, И.И. Гольденблат и др. — М.: Машиностроение, 1965. — 568 с.*
20. *Марочник сталей и сплавов / Под. Ред. А.С. Зубченко. — М.: Машиностроение, 2003. — 782 с.*
21. *Джонсон К.* Механика контактного взаимодействия. — М.: Мир, 1989. — 510 с.

Поступила в редакцию 20.04.2015