

21. Hoffbeck J. P., Sarwar M., Rix E. J. Interfacing MATLAB with a parallel virtual processor for matrix algorithms, *Journal of Systems and Software*, 2001, Volume 56, Issue 1, pp. 77—80.
22. Rahman T., Valdman J. Fast MATLAB assembly of FEM matrices in 2D and 3D: Nodal elements, *Applied Mathematics and Computation*, 2013, Volume 219, Issue 13, pp. 7151—7158.
23. Romanuke V. V. Method of practicing the optimal mixed strategy with innumerable set in its spectrum by unknown number of plays, *Measuring and Computing Devices in Technological Processes*, 2008, N. 2, pp. 196—203.

УДК 539.373

РАСЧЕТ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЦИЛИНДРА ПРИ МНОГОСЛОЙНОМ НАРАЩИВАНИИ ЖИДКИМ МЕТАЛЛОМ ПО БОКОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ И ПОСЛЕДУЮЩЕМ ЦИКЛИЧЕСКОМ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

¹Сенченков И. К., д. ф.-м. н., с. н. с., ¹Червинко О. П., к. ф.-м. н., с. н. с.,
²Доля Е. В., к. ф.-м. н., доцент

¹*Институт механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины,
ул. Нестерова, 3, г. Киев, 03057, Украина*

²*Киевский национальный университет строительства и архитектуры,
Воздухофлотский проспект, 31, г. Киев, 03680, Украина*

term@inmech.kiev.ua

Развита методика расчета остаточных напряжений в цилиндре при многослойной наплавке, эксплуатационного термомеханического состояния и долговечности при последующем циклическом термомеханическом нагружении. Получены количественные оценки указанных параметров.

Ключевые слова: многослойное наращивание, численное моделирование, микроструктура, остаточные напряжения, циклическое нагружение, долговечность.

РОЗРАХУНОК ВТОМНОЇ ДОВГОВІЧНОСТІ ЦИЛІНДРА ПРИ БАГАТОШАРОВОМУ НАРОЩУВАННІ РІДКИМ МЕТАЛОМ ПО БОКОВІЙ ПОВЕРХНІ І НАСТУПНОМУ ЦИКЛІЧНОМУ ТЕРМОМЕХАНІЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ

¹Сенченков І. К., д. ф.-м. н., с. н. с., ¹Червинко О. П., к. ф.-м. н., с. н. с.,
²Доля О. В., к. ф.-м. н., доцент

¹*Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України,
вул. Нестерова, 3, м. Київ, 03057, Україна*

²*Київський національний університет будівництва і архітектури,
Повітрянофлотський проспект, 31, м. Київ, 03680, Україна*

term@inmech.kiev.ua

Розвинуто методику розрахунку залишкових напружень у циліндрі при багат шаровому наплавленні, термомеханічного стану та довговічності при наступному циклічному термомеханічному навантаженні. Отримано кількісні оцінки вказаних параметрів.

Ключові слова: багат шарове нарощування, чисельне моделювання, микроструктура, залишкові напруження, циклічне навантаження, довговічність.

CALCULATION OF FATIGUE DURABILITY OF CYLINDER UNDER MULTILAYERED DEPOSITION OF LIQUID METAL ON LATERAL SURFACE AND SUBSEQUENT CYCLIC THERMOMECHANICAL LOADING

Senchenkov I. K., D.Sc. in Physics and Maths, Chervinko O. P., Ph.D. in Physics and Maths,
Dolya H. V., Ph.D. in Physics and Maths

*S.P. Timoshenko Institute of Mechanics NASU,
Nesterova str., Kiev, 03057, Ukraine*

*Kiev National University of Construction and Architecture,
Vozduhoflotsky ave., Kiev, 03680, Ukraine*

term@inmech.kiev.ua

The paper deals with the numerical simulation of residual and current thermo-mechanical and microstructural state of cylindrical parts subjected a multi-layer surfacing as well as their durability under subsequent thermal and mechanical loading. Statement of the problem is based on the quasi-static thermal mechanics of inhomogeneous inelastic bodies. As constitutive equations the unified flow model Bodner-Partom is utilized. The experimentally defined dependences of model parameters on temperature and phase composition are taken into account. The calculation of the structural state is performed using thermo-kinetic diagrams of decay of super cooled austenite and Koistinen-Marburger equation of phase accumulation during microstructure transformations is applied. The process of a multi-layer surfacing of cylindrical bodies is simulated within the model of growing bodies. To meet the conditions on the surface of metal deposition the concept of “eigen strain and temperature” is implemented. Scheme of “layer by layer” deposition is employed. To solve the problem of three-dimensional spiral surfacing and subsequent operational loading an approximate scheme is developed. The proposed scheme uses an axisymmetric formulation of the problem of the modeling of process of surfacing residual stresses formation, as well as formulation of the problem of generalized plane strain of long cylinder under operational loading with accounting of the residual strains is used. Finite element method developed is combined with the implicit time stepping scheme for integrating the unsteady equations and iterative schemes for solving nonlinear boundary value problems of thermomechanics at each time step. Isoparametric quadrilateral element is utilized. The calculation method is being tested on the example of the roller for hot rolling of 50HFM steel with two-layer surfacing of working side surface of the first layer (sub-layer) is surfaced steel 08kp, and the second (external) layer is 25H5FMS steel. To determine the characteristics of that steel wire used in the embodiment, 4H5FMS tool steel properties are being utilized. Being calculated the average and peak values of the parameters of the stress state in conjunction with the original properties of the material are used in the Manson-Birger equation of the fatigue life to make an estimate of the durability of the surface layer, sublayer, and the base metal. The calculations revealed that conditional critical damage level occurs in the outside layer, in which there are maximum values of temperature and equivalent stress amplitudes. The sub-layer and the base metal therewith have a substantial margin of durability.

Key words: multilayered surfacing, numerical simulation, microstructures, residual stresses, cyclic loading, durability.

ВВЕДЕНИЕ

Ряд элементов конструкций, таких, как ролики МНРЗ, валки горячей прокатки, штампы горячего деформирования металла и т. п. при изготовлении или восстановительном ремонте подвергаются многослойной наплавке и последующему циклическому эксплуатационному нагружению [1, 2].

При разработке технологии наплавки и оценке усталостной долговечности деталей используются методы численного моделирования термомеханических процессов на указанных стадиях жизни детали. Сущность процесса наплавления состоит в нанесении расплавленного металла на поверхность тела. С точки зрения механики деформируемого твердого тела такие процессы описываются в рамках неклассических моделей т. н. растущих тел [3]. Применительно к наплавлению и родственным технологиям такие модели развиты в работах [4-7].

Процесс наплавления реализуется в широком интервале гомологических температур, в котором материал проявляет термоупруговязкопластические свойства. В настоящее время для описания такого неупругого поведения материала широко применяются модели, основанные на унифицированном подходе, использующем переменные состояния. Унифицированные модели деформирования учитывают зависимость напряжений от скорости деформации и не содержат отдельного описания пластичности и ползучести.

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 в приложениях. Адаптация этой модели к процессам, характерным для наплавления, дана в работе [10].

В термомеханических процессах материал детали при ее изготовлении и эксплуатации может иметь различные температурные истории. На стадии достаточно высокого нагрева исходные фазы материала, в частности, стали, превращаются в аустенит, который на стадии охлаждения может распадаться на перлит, бейнит и мартенсит. Превращения фаз сопровождаются изменениями физико-механических характеристик, скрытыми теплотами, изменениями объема, появлением термофазовых деформаций и т. д.

Указанные факторы отражены в алгоритме анализа термомеханических процессов, изложенном в работах [6, 7, 11, 12]. При расчете кинетики концентрации фаз используются термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита [13] в сочетании с уравнением Коистинена-Марбургера [14].

Для решения рассматриваемого класса задач в работах [5-7, 11] развита конечно-элементная 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 монографиях [2, 15, 16].

Расчет остаточного и текущего эксплуатационного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния является важным, но не окончательным этапом решения задачи. Определяющим является оценка долговечности наплавленного элемента конструкции и ее связь с выбором наплавочных материалов и технологических параметров наплавления.

В настоящей работе развита методика оценки усталостной долговечности цилиндрических деталей при многослойном наплавлении по боковой поверхности с учетом остаточных напряжений при действии циклического термомеханического нагружения.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Объектом исследования является валок горячей прокатки НКМЗ (рис. 1) из стали 50ХФА, наплавленный подслоем низкоуглеродистой стали 08кп и наружным слоем мартенситной стали 25Х5ФМС (рис. 2). Диаметр бочки вала 1435 мм.

После наплавления валок подвергается эксплуатационному нагружению в условиях термомеханического цикла. Предполагается, что валок подпирается жестким валком и не испытывает деформаций изгиба.

Задача о спиральном наплавлении 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 наплавления моделируется в рамках осесимметричной постановки задачи.
2. Стадия эксплуатации, характеризующаяся высоко локализованными контактными температурно-механическими нагрузками, описывается в рамках задачи о плоской деформации для осевого сечения цилиндра А–А (рис. 1).

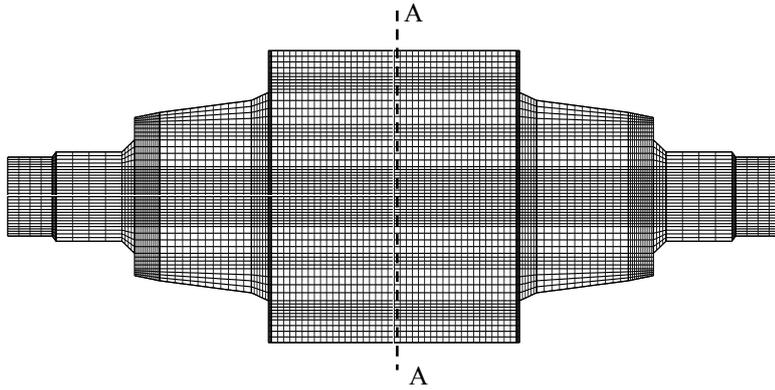


Рис. 1. Конечно-элементная разбивка прокатного вала

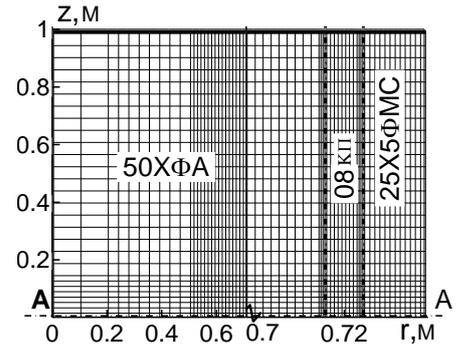


Рис. 2. Конечно-элементная разбивка наплавленной бочки вала

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

Механическое поведение материала описывается моделью Боднера-Партома, которая включает следующие соотношения в цилиндрической системе координат $Orz\phi$:

– закон течения и уравнение пластической несжимаемости

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

– закон течения Прандтля-Рейсса

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

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

– закон Гука

$$\sigma_{kk} = 3K_v (\varepsilon_{kk} - 3\alpha(\theta - \theta_0)), \quad s_{ij} = 2G(e_{ij} - \varepsilon_{ij}^p), \quad e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3} \varepsilon_{kk} \delta_{ij}, \quad (4)$$

где G, K_v, α – модули сдвига, объемного сжатия и коэффициент линейного теплового расширения.

Соотношения дополняются универсальными уравнениями квазистатического равновесия и теплопроводности для осесимметричной задачи

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

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

где c_v и λ – коэффициенты объемной теплоемкости и теплопроводности, Q – источник тепла, $\dot{\theta} = \partial\theta/\partial t$, а также граничными и начальными (для температуры) условиями:

$$\sigma_{rr} = \sigma_{rz} = 0, \quad -\lambda \frac{\partial\theta}{\partial r} = \alpha(\theta - \theta_c) + cc_0(T^4 - T_c^4), \quad r = R, R+h, \quad 0 < z < L, \quad t \neq t_{1,2}^*;$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{rz} = 0, \quad \pm \lambda \frac{\partial\theta}{\partial r} = \alpha(\theta - \theta_c) + c\tilde{n}_0(T^4 - T_c^4), \quad z = 0, \quad r = R, R+\tilde{h}, \quad t > 0; \quad (7)$$

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

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; λ – коэффициент теплопроводности; c – коэффициент черноты; \tilde{n}_0 – постоянная Больцмана; α – коэффициент теплоотдачи; θ_c – температура окружающей среды.

Рассмотрим процесс наплавления ($t = t_{1,2}^*$) и модификацию соотношений (2)-(4) с учетом процесса наращивания. Задача решается методом конечных элементов. Пусть процесс наращивания является контролируемым, т.е., известны скорость наращивания и конечная конфигурация тела. Простейший вариант алгоритма решения состоит в следующем. 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, ν – коэффициент Пуассона, α_f – коэффициент линейного теплового 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 ε_{ij}^* и пусть он заполняется материалом, имеющим температуру θ^* . Предполагается, что материал наращиваемого слоя вплоть до контакта с поверхностью тела является ненапряженным

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

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

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

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

$$s_{ij} = 2G_f (e_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - e_{ij}^*), \quad \sigma_{kk} = 3K_f (\varepsilon_{kk} - \varepsilon_{kk}^* - 3\alpha_f (\theta - \theta^*)); \quad t > t^*,$$

$$\varepsilon_{ij}^p(t^*) = 0, \quad K_0(t^*) = K_{0f}(\theta^*).$$
(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 ε_{ij}^* и температуры θ^* , при которых происходило их заполнение. Поэтому состояние $(\varepsilon_{ij}^*, \theta^*)$ можно трактовать, как «собственное», поскольку оно не вызывает напряжений.

В настоящей работе для расчета микроструктурного состояния металла используются термокинетические диаграммы (ТКД). Они описывают распад переохлажденного аустенита в режиме непрерывного охлаждения. ТКД для стали 50ХФА и 25Х5ФМС приведены на рис. 3 и 4 [13].

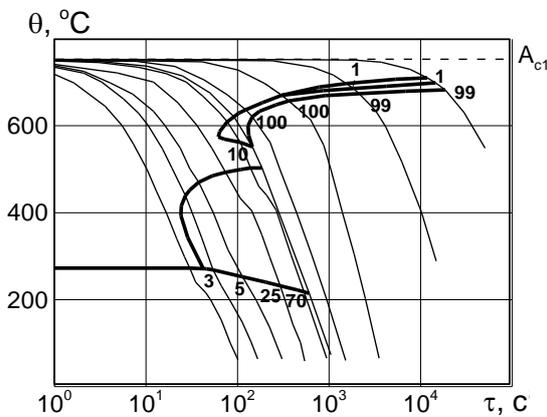


Рис. 3. ТКД для стали 50ХФА

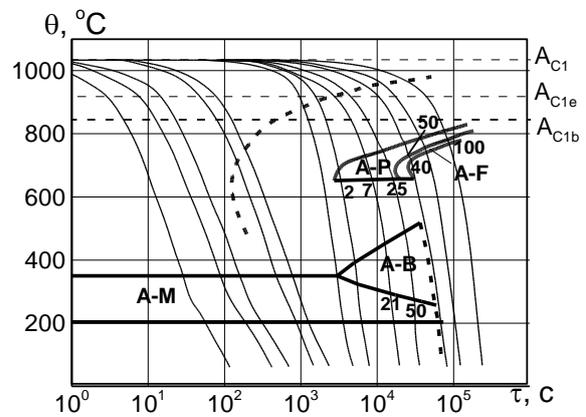


Рис. 4. ТКД для стали 25Х5ФМС

Эти диаграммы отображают аллотропические превращения в твердом теле, обусловленные распадом аустенита ($\xi = A$) в сталях в фазы феррита ($\xi = F$), перлита ($\xi = P$), бейнита ($\xi = B$) и мартенсита ($\xi = M$) при охлаждении. Жирными линиями ограничены области превращения, а тонкие линии отвечают кривым охлаждения. Цифры показывают объёмные проценты распавшегося аустенита на выходе из областей превращений.

Закон накопления новой фазы ξ в соответствующих областях вдоль траектории охлаждения дается феноменологическим уравнением Коистинена-Марбургера [14]

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

где θ_s, θ_e – температуры начала и конца превращения, $p_{\xi} = C_{\xi} \cdot 100\%$, $p_{\xi e}$ – максимальное значение новой фазы для данной траектории, C_{ξ} – объёмная доля фазы, $0 \leq C_{\xi} \leq 1$, $\sum_{\xi} C_{\xi} = 1$.

Материальные свойства каждой фазы Y_{ξ} 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 записывается в виде:

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

Физическими величинами, рассчитанными по правилу смесей, могут быть: c_V – теплоемкость; k – теплопроводность; E – модуль Юнга; α – коэффициент линейного термического расширения; ν – коэффициент Пуассона.

В широком интервале температур правило смесей (13) используется и сопоставляется с экспериментами в работах [5, 16, 17].

Для оценки усталостной долговечности используем модель Мэнсона-Биргера [18]. При асимметричном цикле нагружения с использованием уравнения Гудмана [19] 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 σ_{-1} – предел выносливости, N_0 – база определения предела выносливости, E – модуль Юнга, ψ – пластичность при разрушении, k – параметр, определяющий угол наклона кривой усталости, σ_B – временное сопротивление, σ_m и σ_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 $\Delta\varepsilon = \Delta\sigma/E$, $\Delta\sigma = 2\sigma_a$, получаем:

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

Переход от одноосного уравнения (15) к многоосному напряженному состоянию осуществляется с использованием эквивалентного напряжения σ_i [18],

$$\sigma_i = \sqrt{3}s_i = \left(2/3s_{ij}s_{ij} \right)^{1/2}.$$

С учетом соотношений $\sigma_{ia} = \sqrt{3}s_{ia}$ и $\sigma_m = \sqrt{3}s_{im}$, 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

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

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 [19-21], а значения s_{ia} , s_{im} и θ рассчитывались с использованием численных методов в каждой точке цилиндра.

Для конкретизации соотношения (16) применялись следующие упрощающие допущения: (1) отношение $\sigma_{-1}(\theta)/\sigma_B(\theta) = const$, $k = const$ и $N_0 = const$ для всех температур; (2) предел прочности σ_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 $Or\varphi$ типичное

распределение температуры и давления в развертке $\varphi^* = \varphi - \omega t$, где ω – круговая частота вращения валка, показана на рис. 5.

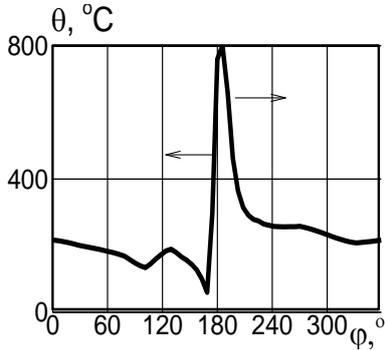


Рис. 5. Распределение температуры и давления по окружной координате на поверхности валка при $\theta_{\max} = 800^\circ\text{C}$

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

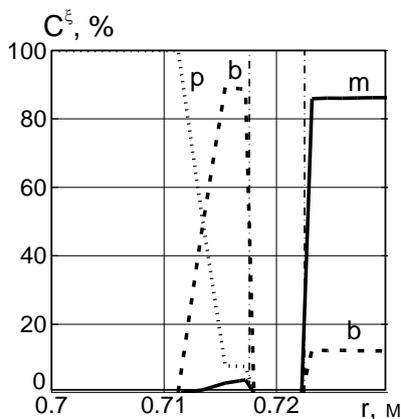
$$\sigma_{rr} = \sigma(\varphi^*), \quad \sigma_{rz}(\varphi^*) = 0, \quad |\varphi^*| < \varphi_0^* \quad (18)$$

Здесь $\varphi^* = \varphi - \omega t$; распределение $\theta(\varphi^*)$ приведено на рис. 5, а $\sigma(\varphi^*) = p_0 \sqrt{1 - (\varphi^* / \varphi_0^*)^2}$, где $2\varphi_0^*$ – область действия нагрузки.

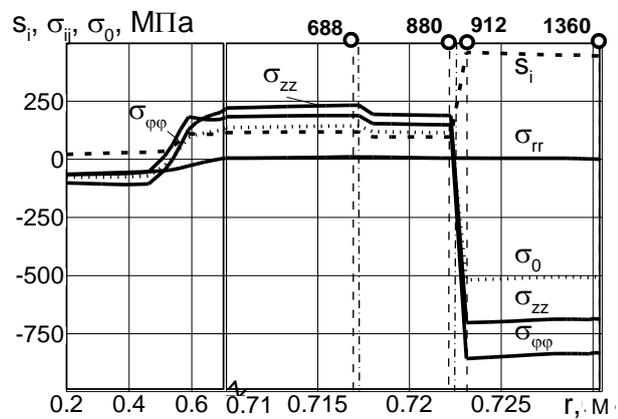
Функция $\sigma(\varphi^*)$ отвечает распределению нормального напряжения в задаче Герца о гладком контакте [22]. Аналогичное (18) условие ставится на границе контакта с подпирающим валком.

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

Упрощенная схема мгновенной наплавки по слоям реализовывалась в следующем режиме. Поверхность бочки валка в течение 2,8 с разогревалась до 1800°C , после чего на нее наплавлялся первый слой стали 08 кп наплавки (подслой) 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 25Х5ФМС. Затем деталь остывала до комнатной температуры 20°C . На рис. 6 показано остаточное микроструктурное (рис. 6,а) и напряженно-деформированное (рис. 6,б) состояние наплавленного цилиндра. Штрихпунктирные линии показывают границы слоев. Видно, что наружный слой имеет преимущественно мартенситную фазу, а приграничная зона основного металла – бейнитную. Поскольку мартенситная фаза имеет максимальный объем, то остаточные напряжения в наружном слое сжимающие, а в подслое и основном металле – растягивающие (рис. 6 б). Здесь $\sigma_0 = 1/3\sigma_{kk}$.



а



б

Рис. 6. Остаточное состояние наплавленного цилиндра, а – микроструктура, б – НДС. Цифры в верхней части рисунка б б отвечают номерам точек на рис. 7 б

РАСЧЕТ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

На рис. 7,а показана КЭ-сетка сечения цилиндра $z = L/2$ (сечение А–А на рис. 1), а на рис. 8,б – фрагмент сетки, выделенный штриховым квадратом. Цифрами здесь (и на рис. 7) показаны номера точек.

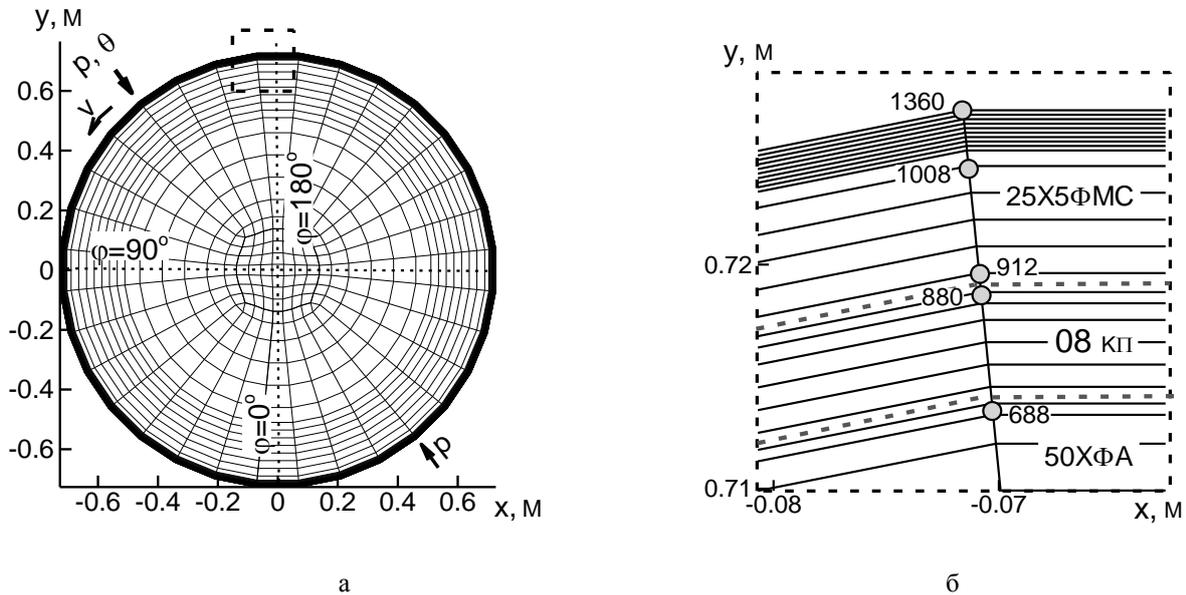


Рис. 7. КЭ-сетка и схема нагрузки вала, а – полный круг, б – фрагмент сетки и номера точек

Стрелками показаны подвижные нагрузки, v – линейная скорость точек поверхности.

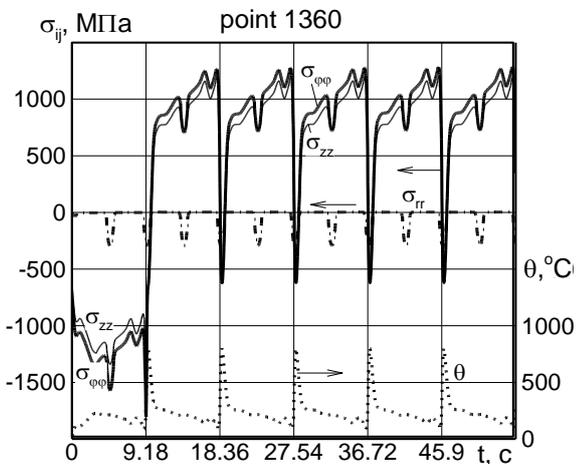


Рис. 8. Эксплуатационное НДС в точке 1360 во внешнем наплавленном слое.
 $p_0 = 300 \text{ МПа}$, $\theta_{\text{max}} = 800^\circ\text{C}$

Для $v = 0,5 \text{ м/с}$ временные зависимости компонент напряжений и температуры для точки 1360 вблизи поверхности цилиндра показаны на рис. 8.

Видно, что в области контакта с горячей полосой ($\theta = \theta_{\text{max}}$) напряжения в поверхностном слое сжимающие, а при остывании они становятся растягивающими. Расчеты показывают, что при $p_0 < 300 \text{ МПа}$ 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 (рис. 7,а).

На рис. 9 показано радиальное распределение долговечности $\lg N$, а также среднего s_{im} и амплитудного s_{ia} значений интенсивности s_i для цикла $p_0 = 0$, $\theta_{\text{max}} = 500^\circ\text{C}$. Видно, что минимальной долговечностью $N \approx 10^4$ обладают поверхностные слои наружного наплавленного слоя. При этом долговечность приповерхностного слоя существенно зависит от температуры (рис. 10).

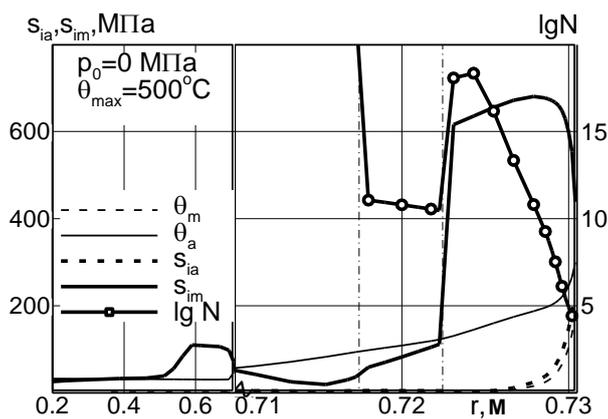


Рис. 9. Распределение параметров для цикла
 $p_0 = 0$, $\theta_{\max} = 500^\circ\text{C}$

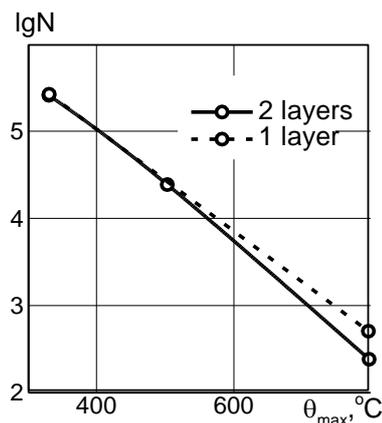


Рис. 10. Температурная зависимость минимальной долговечности, сплошная линия – наплавка с подслоем, штриховая – без подслоя

Подслои и основной металл имеют существенно более высокую долговечность. Влияние давления p_0 на долговечность проявляется при повышенных температурах $\theta_{\max} \geq 500 \div 600^\circ\text{C}$ при $p_0 \geq 300$ МПа.

Таким образом, в работе развита методика расчета остаточных напряжений в цилиндре при многослойной наплавке, термомеханического состояния и долговечности при последующем эксплуатационном циклическом термомеханическом нагружении. Получены количественные оценки указанных параметров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рябцев И. А. Наплавка машин и механизмов / И.А. Рябцев. – К. : Экотехнология, 2004. – 160 с.
2. Рябцев И. А. Теория и практика наплавочных работ / И.А. Рябцев, И.К. Сенченков. – К. : Экотехнология, 2013. – 400 с.
3. Арутюнян Н. Х. Механика растущих вязкоупругопластических тел / Н.Х. Арутюнян, А.Д. Дроздов, В.Э. Наумов. – М. : Наука, 1987. – 472 с.
4. Сенченков И. К. Закономерности относительных продольных смещений пластины при стыковой электросварке / И.К. Сенченков, Л.М. Лобанов, О.П. Червинко, Н.А. Пашин // ДАН НАНУ. – 1998. – С. 66-70.
5. Сенченков И. К. Термомеханические модели растущих цилиндрических тел из физически нелинейных материалов / И.К. Сенченков // Прикл. механика. – 2005. – 41, № 9. – С. 118-126.
6. Senchenkov I. K. Modeling of thermomechanical process in growing viscoplastic bodies with accounting of microstructural transformation / I.K. Senchenkov, O.P. Chervinko, M.V. Banyas // Encyclopedia of Thermal Stresses. R.B.Hetnarsky (ed.). Springer Reference. – 2013. – V. 6. – P. 3147-3157.
7. Senchenkov I. K. 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. – V. 22, N 7. – P. 457-464.
8. Krempl E. Viscoplastic models for high temperature applications / E. Krempl // Int. J. of Solids and Structures. – 2000. – V. 37. – P. 279-291.
9. Bodner S. R. Unified Plasticity – An Engineering Approach (Final Report) / S.R. Bodner // Faculty of Mech. Eng., Technion – Israel Inst. of Tech. – Haifa 32000, Israel. – 2000. – 106 p.

10. Сенченков И. К. Термодинамически согласованные модификации обобщенных моделей термовязкопластичности / И.К. Сенченков, Я.А. Жук, Г.А. Табиева // Прикл. механика. – 1998. – 34, № 4. – С. 53-60.
11. Сенченков И. К. Расчет остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния цилиндра при многослойном наращивании по боковой поверхности / И.К. Сенченков, О.П. Червинко, М.В. Баняс // Прикл. механика. – 2011. – 48, № 2. – С. 7-12.
12. Сенченков И. К. Моделирование остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния цилиндра при наращивании по боковой поверхности слоями расплавленного металла / И.К. Сенченков, О.П. Червинко, Е.В. Доля // Теор. и прикл. механика, 2014. – Вып. 8(54). – С. 34-44.
13. Попов А. А. Справочник термиста. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита / А.А. Попов, Л.Е. Попова. – Москва-Свердловск : ГНТИ Машиностр. лит., 1961. – 430 с.
14. Koistinen D. R. A general equation prescribing the extent of austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and carbon steel / D.R. Koistinen, R.E. Marburger // Acta Metall. – 1959. – V. 7. – P. 56-60.
15. Radaj D. Welding residual stresses and distorsion / D. Radaj // Calculation and measurement. – Dusseldorf : DVs Verlag GmbH, 2003. – 396 p.
16. Lindgren L.-E. Computational welding mechanics. Thermomechanical and microstructural simulations / L.-E. Lindgren. – Cambridge : CRC Press, 2007. – 222 p.
17. Inone T. Mechanics and characteristics of transformation plasticity and metallo-thermo-mechanical process simulations / T. Inone // Procedia Engineerin. – 2011, № 10. – P. 3793-3798.
18. Дульнев П. А. Термическая усталость металлов / П.А. Дульнев, П.И. Котов. – М. : Машиностроение, 1980. – 200 с.
19. Трощенко Б. Т. Сопrotивление усталости металлов и сплавов. Справочник. Ч. 1. / Б.Т. Трощенко, Л.А. Сосновский. – К. : Наук думка, 1987. – 506 с.
20. Безухов Н. И. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / [Безухов Н.И., Бажанов В.Л., Гольденблат И.И., Николаенко Н.А., Синюков А.М.]. – М. : Машиностроение, 1965.– 568 с.
21. Марочник сталей и сплавов / Под. ред. А.С. Зубченко. – М. : Машиностроение - 1, 2003. – 782 с.
22. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. - М. : Мир, 1989. - 510 с.

REFERENCES

1. Ryabtsev, I.A. (2004), *Naplavka mashin i mehanizmov* [Surfacing machines and mechanisms], Ekotehnologiya, Kiev, Ukraine.
2. Ryabtsev, I.A. and Senchenkov, I.K. (2013), *Teoriya i praktika naplavochnyih rabot* [Theory and practice of surfacing works], Ekotehnologiya, Kiev, Ukraine.
3. Arutyunyan, N.H., Drozdov, A.D. and Naumov, V.E. (1987), *Mehanika rastuschih vyazkouprugoplasticheskikh tel* [Mechanics growing viscoelastoplastic bodies], Nauka, Moscow.

4. Senchenkov, I.K., Lobanov, L.M., Chervinko, O.P. and Paschin, N.A. (1998), “Laws relative longitudinal displacement in the butt plate electric welding”, *DAN NANU*, pp. 66-70.
5. Senchenkov, I.K. (2005), “Thermomechanical model growing cylindrical bodies of physically nonlinear materials”, *Prikl. Mehanika*, 41, no. 9, pp. 118-126.
6. Senchenkov, I.K., Chervinko, O.P. and Banyas, M.V. (2013), “Modeling of thermomechanical process in growing viscoplastic bodies with accounting of microstructural transformation”, *Encyclopedia of Thermal Stresses*, R.B. Hetnarsky (ed.), *Springer Reference*, vol. 6, pp. 3147-3157.
7. Senchenkov, I.K., Chervinko, O.P., Turyk, E. and Ryabtsev, I.A. (2008), “Examination of the thermomechanical state of cylindrical components deposited with layers of austenitic and martensitic steels”, *Weld. Int.*, vol. 22, no. 7, pp. 457-464.
8. Krempl, E. (2000), “Viscoplastic models for high temperature applications”, *Int. J. of Solids and Structures*, vol. 37, pp. 279-291.
9. Bodner, S.R. (2000), “Unified Plasticity – An Engineering Approach (Final Report)”, *Faculty of Mech. Eng., Technion – Israel Inst. of Tech.*, Haifa 32000, Israel.
10. Senchenkov, I.K., Zhuk, Ya.A. and Tabieva, G.A. (1998), “Termodinamicheski soglasovannyie modifikatsii obobschennyih modeley termovyazkoplastichnosti”, *Prikl. Mehanika*, 34, no. 4, pp. 53-60.
11. Senchenkov, I.K., Chervinko, O.P. and Banyas, M.V. (2011), “Calculation of residual stress-strain state and microstructural cylinder with multi-layer build-up on the lateral surface”, *Prikl. Mehanika*, 48, no. 2, pp. 7-12.
12. Senchenkov, I.K., Chervinko, O.P. and Dolya, E.V. (2014), “Simulation of the residual stress and strain and microstructural state of the cylinder while building on the lateral surface layers of molten metal”, *Teor. i prikl. mehanika*, issue 8(54), pp. 34-44.
13. Popov, A.A. and Popova, L.E. (1961), *Spravochnik termista. Izotermicheskie i termokineticheskie diagrammyi raspada pereohlazhdennogo austenita* [Directory treatise. Isothermal and Thermokinetic chart collapse of supercooled austenite], GNTI Mashinost. lit., Moscow-Sverdlovsk.
14. Koistinen, D.R. and Marburger, R.E. (1959), “A general equation prescribing the extent of austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and carbon steel”, *Acta Metall.*, vol. 7, pp. 56-60.
15. Radaj, D. (2003), “Welding residual stresses and distortion. Calculation and measurement”, DVs Verlag GmbH, Dusseldorf.
16. Lindgren, L.-E. (2007), “Computational welding mechanics. Thermomechanical and microstructural simulations”, CRC Press, Cambridge.
17. Inone, T. (2011), “Mechanics and characteristics of transformation plasticity and metal-thermo-mechanical process simulations”, *Procedia Engineering*, no. 10, pp. 3793-3798.
18. Dulnev, P.A. and Kotov, P.I. (1980), *Termicheskaya ustalost metallov* [Thermal fatigue], Mashinostroenie, Moscow.
19. Troschenko, B.T. and Sosnovsky, L.A. (1987), *Soprotivlenie ustalosti metallov i splavov. Spravochnik* [Fatigue resistance of metals and alloys. Directory], part 1, Nauk. dumka, Kiev.
20. Bezuhov, N.I., Bazhanov, V.L., Goldenblat, I.I., Nikolaenko, N.A. and Sinyukov, A.M. (1965), *Raschetyi na prochnost, ustoychivost i kolebaniya v usloviyah vyisokih temperature* [Calculations of strength, stability and vibration at high temperatures], Mashinostroenie, Moscow.

21. Marochnik staley i splavov [Database of steels and alloys], Pod. red. A.S. Zubchenko (2003), Mashinostroenie 1, Moscow.
22. Dzhonson, K. (1989), Mehanika kontaktnogo vzaimodeystviya [The mechanics of contact interaction], Mir, Moscow.

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛЗУЧЕСТИ МНОГОСЛОЙНЫХ ПЛАСТИН СЛОЖНОЙ ФОРМЫ

Склепус С. Н., к. ф.-м. н.

*Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины,
ул. Пожарского, 2/10, Харьков, 61000, Украина*

ssklepus@rambler.ru

Рассмотрена задача расчета напряженно-деформированного состояния и ползучести многослойных пластин сложной формы. Вариационная постановка выполнена в рамках уточненной теории пластин и оболочек. Для решения нелинейной начально-краевой задачи ползучести используется сочетание методов R-функций, Ритца и Рунге-Кутта-Мерсона. Приведены примеры расчета ползучести квадратной двухслойной пластины и пластины сложной формы с угловыми круговыми вырезами, моделирующей термобарьерное покрытие.

Ключевые слова: многослойные пластины, термобарьерное покрытие, ползучесть, метод R-функций

ДОСЛІДЖЕННЯ ПОВЗУЧОСТІ БАГАТОШАРОВИХ ПЛАСТИН СКЛАДНОЇ ФОРМИ

Склепус С. М., к. ф.-м. н.

*Институт проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України,
вул. Пожарського, 2/10, Харків, 61000, Україна*

ssklepus@rambler.ru

Розглянута задача розрахунку напружено-деформованого стану та повзучості багатошарових пластин складної форми. Варіаційну постановку виконано в рамках уточненої теорії пластин та оболонок. Для розв'язання нелінійної початково-крайової задачі повзучості використовується поєднання методів R-функцій, Рітца та Рунге-Кутта-Мерсона. Наведено приклади розрахунку повзучості квадратної двошарової пластины і пластины складної форми з кутовими круговими вирізами, що моделюють термобар'єрне покриття.

Ключові слова: багатошарові пластины, термобар'єрне покриття, повзучість, метод R-функцій

INVESTIGATION OF CREEP OF MULTILAYER PLATES WITH COMPLEX SHAPE

Sklepus S. N., Ph. D. in Physics and Maths

*A.N. Podgorny Institute for Mechanical Engineering Problems, NAS of Ukraine,
Pozharsky str., 2/10, Kharkov, 61000, Ukraine*

ssklepus@rambler.ru

The problem of calculating the stress-strain state and creep of laminated plate with complex form is considered. A variational formulation of the problem is made in the terms of refined theory of plates and shells, which takes into account the non-linear distribution of transverse shear stresses. To solve the nonlinear initial-boundary creep problem proposes to use a combination of R-functions, Ritz and Runge-Kutta-Merson methods. The R-functions method allows to taken into account exactly the geometry of the domain and the boundary conditions of the most general form. The solution of the boundary value problem is represented as a formula - structure of the solution that exactly satisfies all (general structure of the solution) or part (partial structure of the solution) boundary conditions. Structure of solution is invariant with respect to the shape of the domain. An example of calculating of creep of double-layer square plate has been shown. The first, or top layer of the plate is made from yttria partially stabilized zirconia (8YSZ). This ceramic