

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРИ КОРОТКОИМПУЛЬСНОМ ЛАЗЕРНОМ ОБЛУЧЕНИИ ПОЛУПРОСТРАНСТВА

Ключевые слова: конечно-элементная методика, термомеханическое импульсное нагружение, модель течения, остаточное напряженно-деформированное состояние.

Введение

Лазерное ударное воздействие является одним из распространенных способов улучшения свойств поверхности материала с помощью технологий наклепа, закалки, формирования и др. [1–4]. Сущность технологии заключается в следующем: на поверхность материала действуют короткие мощные импульсы, в результате формируются зона упрочнения и сжимающие остаточные напряжения. При облучении увеличивается время инициации трещины, предотвращаются другие повреждения, которые могут быть вызваны усталостью и износом материала [5, 6].

Компьютерное моделирование и численное исследование динамических термомеханических процессов при импульсном термомеханическом нагружении цилиндрических тел из неупругих материалов являются существенными при их проектировании. Связанное динамическое поведение тонкостенных композитных элементов численно исследовалось с помощью метода конечных элементов в работе [7]. Обзор результатов моделирования условий нагрузки, текущего и остаточного напряженно-деформированного состояния тел при мощном лазерном облучении представлен в [8].

В данной статье проводится анализ основных закономерностей термомеханических процессов при комбинированном термомеханическом нагружении полупространства. Описывается численное исследование напряженно-деформированного состояния с учетом зависимости неупругих характеристик от фазового состава материала.

Постановка задачи

Рассматривается полупространство $z > 0$, $0 < r < \infty$, на поверхности которого задаются граничные условия импульсного термического и механического нагружения:

$$q_s = \begin{cases} q_0 \sin \frac{\pi}{t_q} t, & t \leq t_q, \\ 0, & t > t_q; \end{cases}$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} -p_0 \sin \frac{\pi}{t_\sigma} t, & t \leq t_\sigma, \\ 0, & t > t_\sigma. \end{cases}$$

Здесь принимаются следующие обозначения: q_0 , p_0 — параметры тепловой и механической нагрузки; t_q , t_σ — длительность действия теплового и механического импульсов, между которыми принимается соотношение $t_\sigma = 2t_q$.

Допускается, что нулю не равна только осевая компонента перемещения u_z , при этом $u_z = u_z(z, t)$, а также $\theta = \theta(z, t)$. При этих допущениях рассматриваемая задача для полупространства эквивалентна задаче для стержня $0 < r < R$, $z > 0$, на боковой поверхности которого реализуются условия жесткого гладкого контакта и теплоизоляции $u_r = 0$, $\sigma_{rz} = 0$, $\partial\theta/\partial r = 0$, $r = R$, $z > 0$, с условиями импульсного термического и механического нагружения на торце $z = 0$.

Математическая постановка динамической осесимметричной задачи в цилиндрической системе координат $Orz\varphi$ включает также:

— соотношения Коши

$$\varepsilon_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z}, \quad \varepsilon_{rr} = \frac{\partial u_r}{\partial r}, \quad \varepsilon_{\varphi\varphi} = \frac{u_r}{r}, \quad \varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial u_r}{\partial z} \right);$$

— уравнения движения

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_r,$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_z;$$

— уравнение теплопроводности

$$c_V \dot{\theta} + 3\alpha\theta K_V (\dot{\varepsilon}_{kk} - 3\alpha\dot{\theta}) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(rk \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) - D' = r_s.$$

Здесь принимаются обозначения: u_r и u_z — радиальная и осевая компоненты вектора перемещений; ε_{rr} , ε_{zz} , ε_{rz} , $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ и $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ — компоненты тензора деформации; σ_{rr} , σ_{rz} , $\sigma_{\varphi\varphi}$ — компоненты тензора напряжений; ρ — плотность материала; K_V — модуль объемного сжатия; $\dot{\varepsilon}_{kk} = \dot{\varepsilon}_{rr} + \dot{\varepsilon}_{zz} + \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi}$; θ — абсолютная температура; c_V и k — коэффициенты теплоемкости при постоянном объеме и теплопроводности; $\varepsilon_{ij}^{\theta ph}$ — термотрансформационная деформация, $\varepsilon_{ij}^{\theta ph} = \varepsilon^{\theta ph} \delta_{ij}$ [9]; α — коэффициент объемного расширения; D' — скорость диссипации; r_s — объемный источник тепла.

Нелинейное поведение материала описывается обобщенной моделью течения Боднера–Партома [10]. Модель включает:

— уравнение аддитивности деформации

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^{in} + \varepsilon_{ij}^{\theta ph} \quad i, j = r, z, \varphi;$$

— закон Гука, записанный для девиаторной и шаровой составляющих тензоров,

$$s_{ij} = 2G(e_{ij} - \varepsilon_{ij}^{in}), \quad \sigma_{kk} = 3K_V(\varepsilon_{kk} - \varepsilon_{kk}^{ph});$$

— закон течения Прандтля–Рейса с условием неупругой несжимаемости

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{in} = D_0 \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left[\frac{(\bar{K}_0 + K)^2}{3J_2} \right]^n \right\} \frac{s_{ij}}{\sqrt{J_2}}, \quad \dot{\varepsilon}_{kk}^{in} = 0, \quad \varepsilon_{ij}^{in}(0) = 0;$$

— уравнение эволюции параметра изотропного упрочнения

$$\dot{K} = m_1(\bar{K}_1 - K)\dot{W}^{in}, \quad K(0) = 0.$$

Здесь G — модуль сдвига; s_{ij} , e_{ij} — девиаторы тензоров напряжений и деформации соответственно, $s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_{kk} / 3$, $e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{kk} \delta_{ij} / 3$; δ_{ij} — символ Кронекера; J_2 — второй инвариант девиатора тензора напряжений, $J_2 = s_{ij} s_{ij} / 2$; \dot{W}^{in} — неупругая мощность, $\dot{W}^{in} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^{in}$; ε_{ij}^{in} , ε_{ij}^e — неупругая и упругая составляющие деформации; D_0 — предельное значение скорости неупругой деформации при сдвиге, $D_0 = 10^8 \text{ c}^{-1}$; n , m_1 , K_0 , K_1 — параметры модели.

Считается, что учет микроструктурных превращений в неупругие свойства материала осуществляется через влияние фазового состава на предел текучести σ_{02} и временное сопротивление σ_B . Упругие и тепловые характеристики принимаются независимыми от микроструктуры материала. Предполагается, что для различных фаз диаграммы нагружения являются подобными по температуре и скорости деформации.

В модели Боднера–Партома за предел текучести σ_{02} и временное сопротивление σ_B соответственно отвечают параметры K_0 и K_1 , для нахождения которых используются линейные правила смесей

$$K_0 \rightarrow \bar{K}_0 = K_0^{(\xi)} y_\xi, \quad K_1 \rightarrow \bar{K}_1 = K_1^{(\xi)} y_\xi,$$

где y_ξ — объемные концентрации микроструктурных фаз, $\xi = f, p, b, m$, — соответственно феррита, перлита, бейнита и мартенсита; $K_1^{(\xi)}$, $K_0^{(\xi)}$ — параметры модели для соответствующих фаз.

Методы исследования

Сформулированная задача нелинейная и решается численно. Используется метод пошагового интегрирования по времени. Уравнение теплопроводности интегрируется по времени с использованием неявной схемы, а уравнения модели течения — неявным методом Эйлера. Нелинейная задача, которая возникает на каждом шаге интегрирования, решается методом простой итерации.

Линеаризованная задача термомеханики на каждой итерации решается методом конечных элементов на базе вариационной формулировки Лагранжа. Используется конечно-элементная методика, адаптированная к динамическим задачам неупругих тел в работе [11].

Вариационная формулировка рассматриваемой задачи имеет вид

$$\delta\Phi = \int_F (\sigma_{rr} \delta\varepsilon_{rr} + \sigma_{zz} \delta\varepsilon_{zz} + \sigma_{\varphi\varphi} \delta\varepsilon_{\varphi\varphi} + 2\sigma_{rz} \delta\varepsilon_{rz} + \rho\ddot{u}_r \delta u_r + \rho\ddot{u}_z \delta u_z) dF - \int_S (t_{nr} \delta u_r + t_{nz} \delta u_z) dS = 0, \quad (1)$$

$$\delta I = \int_F \left[k \left(\frac{\partial\theta}{\partial r} \delta \left(\frac{\partial\theta}{\partial r} \right) + \frac{\partial\theta}{\partial z} \delta \left(\frac{\partial\theta}{\partial z} \right) \right) + c_v \dot{\theta} \delta\theta \right] dF - \int_S q \delta\theta dS = 0,$$

где δI — вариация функционала для задачи теплопроводности; $\delta\Phi$ — вариация функционала для задачи движения; t_{nr} и t_{nz} — компоненты вектора внешних нагрузок t на контуре S с внешней нормалью $t_{ni} = \sigma_{ij} n_j$.

Для повышения эффективности расчетов, а также для более точного описания криволинейных границ тела используются четырехугольные изопараметрические конечные элементы с квадратичной аппроксимацией перемещений и температуры.

Перемещения, вектор напряжений и температура в рамках конечного четырехугольного элемента раскладываются по функциям формы

$$u_z = \sum_{i=1}^8 \varphi_i u_{zi}, \quad u_r = \sum_{i=1}^8 \varphi_i u_{ri}, \quad \theta = \sum_{i=1}^8 \varphi_i \theta_i, \\ \theta_0 = \sum_{i=1}^8 \varphi_i \theta_{0i}, \quad t_{nz} = \sum_{i=1}^8 \varphi_i t_{nzi}, \quad t_{nr} = \sum_{i=1}^8 \varphi_i t_{nri},$$

где u_{ri} , u_{zi} , θ_i , θ_{0i} , t_{nzi} , t_{nri} — узловые значения соответствующих величин, φ_i , $i = 1 \div 8$, — набор восьми квадратических функций формы.

Координаты цилиндрической системы координат (r, z) связаны с локальными координатами (ζ, η) и координатами узловых точек (r_i, z_i) соотношениями

$$z(\zeta, \eta) = \sum_{i=1}^8 z_i \varphi_i(\zeta, \eta), \quad r(\zeta, \eta) = \sum_{i=1}^8 r_i \varphi_i(\zeta, \eta).$$

Из условия стационарности функционала $\delta\Phi = 0$ (1) получаем систему линейных алгебраических уравнений

$$\frac{\partial\Phi}{\partial u_{km}} = \sum_{p=1}^K \frac{\partial\Phi_p}{\partial u_{km}} = 0, \quad m = 1 \div N,$$

где $k = r, z$, N — количество узлов, K — количество четырехугольников.

Полученная система уравнений решается методом Гауса без выбора главного элемента [11]. Решением системы являются значения компонент вектора перемещения в узлах конечно-элементной сетки. С помощью найденных значений перемещений следующими формулами вычисляются компоненты тензора деформации:

$$\varepsilon_{zz} = \sum_{i=1}^8 \phi_i u_{iz}, \quad \varepsilon_{rr} = \sum_{i=1}^8 \psi_i u_{ir}, \quad \varepsilon_{\varphi\varphi} = \sum_{i=1}^8 \frac{\varphi_i}{r} u_{ir}, \quad \varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^8 (\psi_i u_{iz} + \phi_i u_{ir}),$$

где $\phi_i = \frac{1}{|J|} \left(\frac{\partial \varphi_i}{\partial \zeta} \frac{\partial r}{\partial \eta} - \frac{\partial \varphi_i}{\partial \eta} \frac{\partial r}{\partial \zeta} \right)$, $\psi_i = \frac{1}{|J|} \left(\frac{\partial \varphi_i}{\partial \eta} \frac{\partial z}{\partial \zeta} - \frac{\partial \varphi_i}{\partial \zeta} \frac{\partial z}{\partial \eta} \right)$, $J = \frac{\partial z}{\partial \zeta} \frac{\partial r}{\partial \eta} - \frac{\partial z}{\partial \eta} \frac{\partial r}{\partial \zeta}$ — якобиан.

Дальше по известным деформациям вычисляются напряжения. Из условия стационарности функционала $\delta I = 0$ для определения узловых значений температуры θ_i получаем систему линейных дифференциальных уравнений первого порядка по времени.

Использование метода конечных элементов приводит в рамках внешнего итерационного процесса к векторной линеаризованной задаче динамики в виде

$$\mathbf{K} \bar{u} + \mathbf{M} \ddot{\bar{u}} = \bar{f}, \quad \bar{u}(0) = \bar{u}_1, \quad \dot{\bar{v}}(0) = \bar{v}_1, \quad (2)$$

где \mathbf{K} и \mathbf{M} — матрицы жесткости и масс, \bar{u} , \bar{v} , \bar{f} , \bar{u}_1 , \bar{v}_1 — векторы узловых перемещений и скоростей, внешних сил, начальных перемещений и скоростей соответственно.

Для интегрирования уравнений движения по времени используется метод Ньюмарка. При этом вторые производные по времени в уравнениях движения в момент времени t_{i+1} представляются формулами Ньюмарка [12]

$$\ddot{u}_{i+1} = \frac{1}{\zeta \Delta t} (\dot{u}_{i+1} - \dot{u}_i) - \frac{1-\zeta}{\zeta} \ddot{u}_i, \quad \dot{u}_{i+1} = \frac{1}{\zeta \Delta t} (u_{i+1} - u_i) - \frac{1-\zeta}{\zeta} \dot{u}_i, \quad (3)$$

где Δt — шаг по времени, ζ — параметр схемы, $0 \leq \zeta \leq 1$.

Подстановка (3) в (2) после преобразований дает

$$\begin{aligned} & \left(\frac{1}{\zeta \Delta t} \mathbf{M} + \zeta \Delta t \mathbf{K} \right) \bar{u}_{i+1} = \\ & = \Delta t [\zeta \bar{f}_{i+1} + (1-\zeta) \bar{f}_i] + \left[\frac{1}{\zeta \Delta t} \mathbf{M} - (1-\zeta) \Delta t \mathbf{K} \right] \bar{u}_i + \frac{1}{\zeta} \mathbf{M} \dot{\bar{u}}_i. \end{aligned} \quad (4)$$

В случае $\zeta = 1/2$ из соотношений (3), (4) получаем рекуррентную систему линейных алгебраических уравнений для нахождения решения на $i+1$ -м шаге:

$$\mathbf{K} \bar{u}_{i+1} = \bar{f}_i^{(T)} + \bar{f}_i^{(d)} + \bar{f}_i^{(in)} + \bar{f}_{i+1}^{(SV)};$$

$$\dot{\bar{u}}_{i+1} = \frac{2}{\Delta t} (\bar{u}_{i+1} - \bar{u}_i) - \dot{\bar{u}}_i;$$

$$\ddot{u}_{i+1} = \frac{4}{\Delta t^2} (\bar{u}_{i+1} - \bar{u}_i) - \frac{4}{\Delta t} \dot{u}_i - \ddot{u}_i,$$

$$\text{где } \bar{f}_i^{(d)} = \mathbf{M} \left(\frac{4}{\Delta t^2} \bar{u}_i + \frac{4}{\Delta t} \dot{u}_i + \ddot{u}_i \right), \mathbf{K}' = \frac{4}{\Delta t^2} \mathbf{M} + \mathbf{K}.$$

В рамках предложенной схемы $\bar{f}_i^{(d)}$, $\bar{f}_i^{(T)}$, $\bar{f}_i^{(in)}$ учитывают динамические, тепловые и неупругие деформации соответственно, а $\bar{f}_{i+1}^{(SV)}$ — объемное и поверхностное нагружение. Параметры микроструктурного состояния учитываются с помощью $\bar{f}_i^{(T)}$.

На каждом шаге задача решается методом итераций. Линеаризованная на каждой итерации задача движения имеет вид

$$\mathbf{K}' \bar{u}_{i+1}^{L+1} = \bar{f}_i^{(T)L} + \bar{f}_i^{(in)L} + \bar{f}_i^{(d)L} + \bar{f}_{i+1}^{(SV)L},$$

где L — номер итерации.

На каждом шаге по времени учитывается зависимость параметров модели течения от температуры. Определение параметров модели течения для каждой фазы производится на основе экспериментальных данных по методике, описанной в работе [6].

Анализ результатов

Расчеты проводятся для стержня с поперечным сечением радиусом $R = 5 \cdot 10^{-6}$ м и длиной $L = 2 \cdot 10^{-3}$ м. Конечно-элементная сетка, при которой достигается практическая сходимость, состоит из 405 прямоугольников и 2028 узлов. Параметр тепловой нагрузки принимает значение $q_0 = 2 \cdot 10^8$ кВт/м², а параметр механической нагрузки $p_0 = 8000$ МПа; длительность теплового импульса равна $t_q = 10^{-8}$ с, а механического импульса — $t_\sigma = 2t_q$. Начальная температура равна 20 °С. Температура на поверхности изменяется в пределах 20 °С ÷ 1300 °С. Начальный шаг по времени равен $\Delta t = 0,5 \cdot 10^{-10}$ с.

Кинетика характеристик теплового и напряженно-деформированного состояния (НДС) по времени, а именно, интенсивности неупругой деформации e_i^{in} , интенсивности полной деформации e_i , интенсивности напряжений s_i и радиально-го напряжения σ_{rr} на поверхности $z = 0$ показана на рис. 1. Также для удобства приняты обозначения: $t_a = 0,37 \cdot 10^{-8}$ с, $t_m = 0,34 \cdot 10^{-7}$ с — время начала образования фазы аустенита и мартенсита соответственно; $\theta_H = 390$ °С — температура, при которой начинает создаваться фаза мартенсита; $A_{c1} = 760$ °С — температура, при которой происходит переход исходной фазы в фазу аустенита; $t = 5 \cdot 10^{-7}$ с — время окончания распада фазы аустенита.

Микроструктурные превращения блокируют активный процесс неупругого деформирования, поскольку формируют гидростатическое неупругое состояние вследствие расширения материала. Поэтому с начала мартенситного превращения имеет место разгрузка $e_i^{in} = 0$ (кривая e_i^{in} на рис. 1).

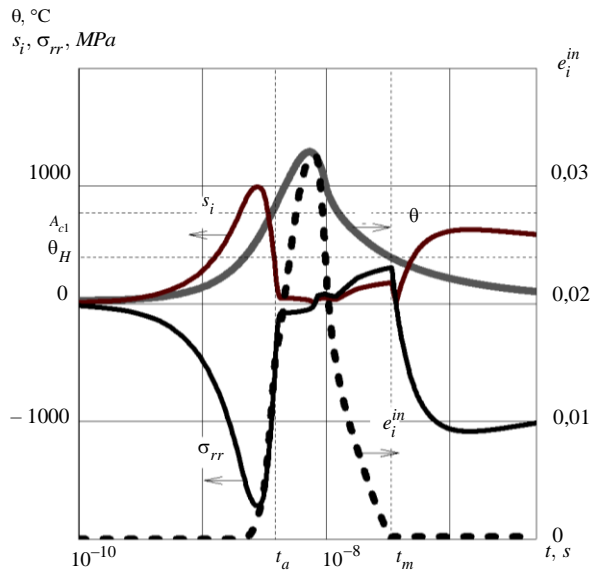


Рис. 1

В интервале $0,37 \cdot 10^{-8} \text{ с} \leq t \leq 5 \cdot 10^{-7} \text{ с}$ имеет место мартенситное превращение при $\theta < \theta_s = 390^\circ \text{C}$. В данном интервале происходит трансформация растягивающих напряжений в сжимающие (кривая σ_{rr} на рис. 1) и уменьшается уровень неупругой деформации e_i^{in} вследствие увеличения объема материала и учета зависимости предела текучести σ_{02} и временного сопротивления σ_B от микроструктурных превращений.

Остаточное напряженно-деформированное состояние по глубине полупространства при термомеханическом нагружении иллюстрируется на рис. 2, 3. Здесь показана интенсивность неупругой деформации $e_i^{in}(z)$ и радиального напряжения σ_{rr} соответственно. Время остаточного распределения характеристик НДС равно $t = 5 \cdot 10^{-7} \text{ с}$.

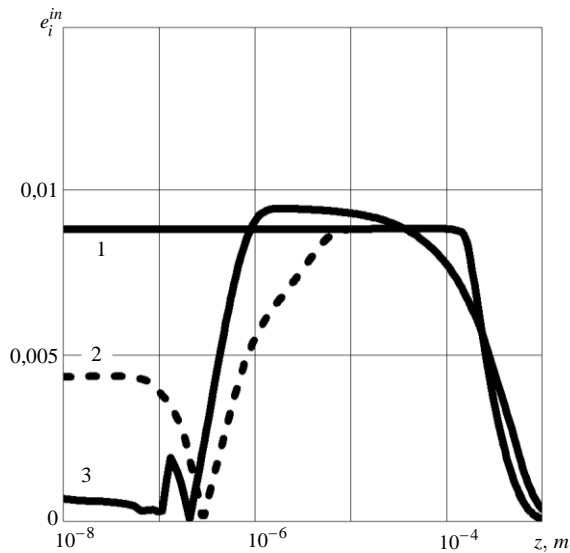


Рис. 2

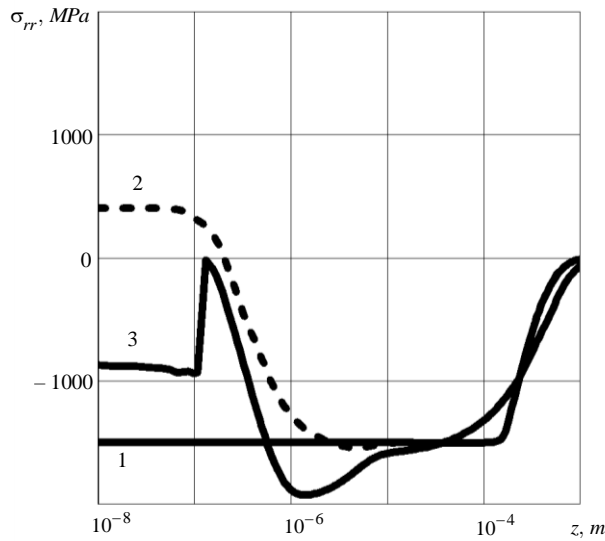


Рис. 3

На рис. 2, 3 приняты следующие обозначения: кривая 1 соответствует механическому нагружению ($q_0 = 0, p_0 \neq 0$); кривая 2 — комбинированному термомеханическому нагружению без учета микроструктурных превращений ($p_0 \neq 0, q_0 \neq 0$); кривая 3 — комбинированному термомеханическому нагружению с учетом зависимости границы течения и временного сопротивления материала от микроструктурных превращений.

Отметим следующие особенности результатов расчетов. При комбинированном термомеханическом нагружении с учетом зависимости неупругих характеристик материала от фазового состава формируются остаточные сжимающие напряжения $\sigma_{rr} = -1100$ МПа на уровне интенсивности напряжений $s_i = 600$ МПа, а интенсивность неупругой деформации принимает значение $e_i^{in} = 0,0006$. Если при облучении микроструктурные превращения не учитываются, то при заданной нагрузке $q_0 = 2 \cdot 10^8$ кВт/м² и $p_0 = 8000$ МПа характеристики НДС равны $\sigma_{rr} = 400$ МПа и $e_i^{in} = 0,004$. Механическая нагрузка (кривая 1, рис. 2, 3) формирует сжимающие напряжения $p_0 = -1500$ МПа в области $z < 10^{-3}$ м на уровне неупругой деформации $e_i^{in} \approx 0,008$.

Сравнение с экспериментальными данными

Объем экспериментальных данных о лазерном облучении ограничен и касается разных материалов. Практически отсутствуют результаты для мартенситных сталей. Это обусловлено, с одной стороны, скоротечностью процессов и, с другой, сложностью исследования фазы мартенсита в сверхтонких поверхностных слоях материала. В работе [3] экспериментально определено для полупространства из мягкой и нержавеющей (аустенитной) сталей с пределами динамической текучести соответственно $\sigma_{Y0} = 165$ МПа и $\sigma_{Y0} = 200$ МПа, что при импульсе сжатия $p = 1$ ГПа граница неупругого деформирования

(упрочнения) равна $\Delta z \cong 0,45$ мм. В задаче о механической нагрузке область неупругого деформирования составляет $\Delta z \cong 0,64$ мм, что согласовывается с экспериментальными данными. Аналогичное согласование имеет место при сравнении расчетных результатов с экспериментальными данными работы [4], где установлено, что зона ударного влияния составляет $\Delta z \cong 0,6 \div 0,8$ мм.

Таким образом, результаты численного моделирования коррелируют с имеющимися в наличии экспериментальными данными.

Заключение

В данной статье численно исследуются динамические термомеханические процессы при короткоимпульсном лазерном облучении полупространства с учетом микроструктурных превращений. При постановке краевой задачи используются классические балансовые и кинематические уравнения. Нелинейное поведение материала описывается с помощью модели течения Боднера–Партома, параметры которой зависят от температуры и фазового состава материала.

Задача — нелинейная и решается численно с использованием итерационного метода на каждом временном шаге и метода конечных элементов.

С помощью численного моделирования установлено, что при комбинированном термомеханическом импульсном нагружении с параметрами тепловой и механической нагрузки $q_0 = 2 \cdot 10^8$ кВт/м² и $p_0 = 8000$ МПа вследствие учета микроструктурных превращений формируется трехзонная область: зона влияния микроструктурных превращений $z \leq 10^{-7}$ м, зона термомеханического влияния $z < 10^{-6}$ м и зона механического нагружения $z_p < 10^{-3}$ м.

Параметрический анализ решения задачи позволяет управлять толщиной упрочненного слоя, остаточными напряжениями и микроструктурой путем выбора длительности импульса и парциальными вкладами механического давления и теплового потока в нем. Результаты работы могут использоваться для выбора рациональных параметров технологических процессов лазерного ударного поверхностного упрочнения, закалки, формирования элементов конструкций.

*К.П. Сторчак, Н.Д. Яковенко, О.В. Полоневич,
І.М. Срібна, В.Р. Миколайчук*

ЧИСЕЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ПРИ КОРОТКОІМПУЛЬСНОМУ ЛАЗЕРНОМУ ОПРОМІНЕННІ ПІВПРОСТОРУ

Лазерне опромінення металевих поверхонь інтенсивними тепловими джерелами використовується для генерації коротких зондуєчих імпульсів, які поширюються всередину тонких зразків і дозволяють оцінювати структуру та механічні властивості останніх в рамках класичного акустичного підходу. При короткочасному опроміненні поверхні конструкції джерелом енергії високої густини виникають великі теплові напруження і залишкові деформації. У даній статті чисельно досліджується осесиметрична задача про термомеханічне навантаження півпростору. При цьому враховується

вплив об'ємних і непружних характеристик окремих фаз на залишковий напружено-деформований стан півпростору. Постановка задачі включає співвідношення Коші, рівняння руху, рівняння теплопровідності, початкові умови, теплові та механічні граничні умови. Термомеханічна поведінка ізотропного матеріалу описується уніфікованою моделлю течії Боднера–Партома. Задача розв'язується за допомогою скінченно-елементної методики. Чисельна реалізація задачі проводиться за допомогою покрокового інтегрування за часом. Рівняння руху інтегруються методом Ньюмарка, а рівняння теплопровідності — неявним методом першого порядку. За допомогою методики чисельного розв'язування осесиметричної динамічної задачі для півпростору при термомеханічному навантаженні та моделі течії описано залишковий напружено-деформований стан. Встановлено, що мікроструктурні перетворення, які враховуються через термотрансформаційну деформацію, та залежність непружних характеристик матеріалу від фазового складу суттєво зменшують залишкові непружні деформації та сприяють появі стискальних напружень. Отримано трьохзонну область формування поля залишкових напружень.

Ключові слова: скінченно-елементна методика, термомеханічне імпульсне навантаження, модель течії, залишковий напружено-деформований стан.

*K.P. Storchak, N.D. Yakovenko, O.V. Polonevych,
I.N. Sribna, V.R. Mykolaichuk*

NUMERICAL INVESTIGATION OF THERMOMECHANICAL PROCESSES UNDER SHORT-PULSED LASER IRRADIATION OF A HALF-SPACE

The laser irradiation of metallic surfaces by intense heat sources is used for the generation of short probing pulses, which propagate into thin specimens and enable one to estimate their structure and mechanical properties within the framework of the classical acoustic approach. High thermal stresses and residual strains occur during the short-term irradiation of the surface of a construction by an energy source of high density. In the present work, we solve the axially symmetric problem of a half-space under thermomechanical loading. We take into account the influence of volume and inelastic characteristics of separate phases on the residual stress-strain state of the half-space. The statement of the problem includes: Cauchy relations, equations of motion, heat conduction equation, initial conditions, thermal and mechanical boundary conditions. The thermomechanical behavior of an isotropic material is described by the Bodner-Partom unified model of flow. The problem is solved with using the finite element technique. The numerical realization of our problem is performed with the help of step-by-step time integration. The equations of motion are integrated by the Newmark method. The residual stress-strain state is described using the method of numerical solution of the axisymmetric dynamic problem for a half-space under thermomechanical loading and the flow model. We established that microstructural transformations, which are taken into account due to the thermophase volume strain and dependence of inelastic characteristics of the material on the phase composition, significantly reduce residual inelastic strain and promote the appearance of compressive stresses. The three-zone region of residual stresses field formation is obtained.

Keywords: finite-element method, thermomechanical pulse loading, model of flow, stress-strain state.

1. Azari S., Hosseini-Tehrani P., Hagh-Panahi M. Thermomechanical model for determination of weld dimensions and residual stresses in pulsed laser spot welding of 304 stainless steel. *Proc. of the XVI Int. Congress on Thermal Stresses*. Vienna, 2005. **1**. P. 361–364.
2. Chen H., Kysar J., Yao Y.L. Characterization of plastic deformation induced by microscale laser shock peening. *ASME. J. Appl. Mech.* 2004. **71**. P. 713–723. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.1782914>
3. Dean G., Read B. Modeling the behavior of plastics for design under impact. *Polymer testing*. 2001. **20**. P. 677–683.
4. Yilbas B. S., Shuja S.Z., Arif A., Gondal M.A. Laser-shock processing of steels. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. **135**. P. 6–17. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00813-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00813-0)
5. Rubio-Gonzalez C., Ocana J.L., Gomez-Rosas G et. al. Effect of laser shock processing on fatigue crack growth and fracture toughness of 6061-T6 aluminum alloy. *Mater. Sci. & Engng.* 2004. **386**. P. 291–295. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.07.025>
6. Zhaopeng Tong, Xudong Ren et. al. Effect of laser shock peening on microstructure and hot corrosion of TC11 alloy. *Surface and Coatings Technology*. 2018. **335**. P. 32–40. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2017.12.003>
7. Mukherjee N., Sinha P.K. Thermal shock in composite plates: a coupled thermoelastic finite element analysis. *Composite Structures*. 1996. **34**. P. 1–12. DOI: [https://doi.org/10.1016/0263-8223\(95\)00121-2](https://doi.org/10.1016/0263-8223(95)00121-2)
8. Mackwood A.P., Crafer R.C. Thermal modelling of laser welding and related processes: a literature review. *Optic and Laser Technology*. 2005. **37**, N 2. P. 99–115. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2004.02.017>
9. Leblond J.B., Mottet G., Devaux J.C. A theoretical and numerical approach to the plastic behavior of steel during phase transformation. – I. Derivation of general relations. *J. Mech. Phys. Solids*. 1986. **34**, N 4. P. 395–409.
10. Senchenkov I.K., Oksenchuk N.D. Modeling of a nonisothermal flow with regard for the dependence of plastic properties on the microstructure of a material. *J. Math. Sci.* 2013. **190**, N 6. P. 796–803. – DOI: <https://doi.org/10.1007/s10958-013-1289-6>
11. Zhuk Y.A., Senchenkov I.K., Kozlov V.I., Tabieva G.A. Axisymmetric dynamic problem of coupled thermoviscoplasticity. *Int. Appl. Mech.* 2001. **37**, N 10. P. 1311–1317. <https://doi.org/10.1023/A:1013976219144>
12. Smith I.M., Griffiths D.V. Programming the finite element method. Chichester. 4th edition. New York : John Wiley and Sons. 2004. 542 p.

*Получено 26.06.2021
После доработки 03.11.2021*