Денисевич Д. С., Багмутов В. П., Захаров И. Н.
D. S. Denisevich, V. P. Bagmutov, I. N. Zakharov

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ТИТАНОВОМ СПЛАВЕ
ТИПА Ti6Al2V ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ УПРОЧНЕНИИ**

**SIMULATION OF RESIDUAL VOLTAGES IN TITANIUM Ti6Al2V ALLOY
AT ELECTROMECHANICAL LAMINATION**

Денисевич Денис Сергеевич – ассистент кафедры сопротивления материалов Волгоградского государственного технического университета (Россия, Волгоград); 400005, г. Волгоград, пр. Ленина, 28; тел.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: sopromat@vstu.ru.

Mr. Denis S. Denisevich – Assistant, Resistance of materials department, Volgograd State Technical University (Russia, Volgograd); 400005, Volgograd, 28 Lenin str.; tel.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: sopromat@vstu.ru.

Багмутов Вячеслав Петрович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой сопротивления материалов Волгоградского государственного технического университета (Россия, Волгоград); 400005, г. Волгоград, пр. Ленина, 28; тел.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: sopromat@vstu.ru.

Mr. Vyacheslav P. Bagmutov – Doctor of Engineering, Professor, Head of Resistance of materials department, Volgograd State Technical University (Russia, Volgograd); 400005, Volgograd, 28 Lenin str.; tel.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: sopromat@vstu.ru.

Захаров Игорь Николаевич – доктор технических наук, доцент кафедры сопротивления материалов Волгоградского государственного технического университета (Россия, Волгоград); 400005, г. Волгоград, пр. Ленина, 28; тел.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: zakharov@vstu.ru.

Mr. Igor N. Zakharov – Doctor of Engineering, Associate professor, Resistance of materials department, Volgograd State Technical University (Russia, Volgograd); 400005, Volgograd, 28 Lenin str.; tel.: + 7 (8442) 23-00-76. E-mail: zakharov@vstu.ru.

Аннотация. В данной работе представлено численное решение задачи связанной механики по прогнозированию остаточных напряжений, возникающих при импульсном термосиловом упрочнении титановых сплавов. Моделирование фазовых превращений при этом осуществлялось на основе совместного анализа динамики температурных полей и диаграммы непрерывного охлаждения для исследуемого сплава. Построение определяющих соотношений выполнено на основе аддитивного разложения тензора скоростей деформации в рамках изотропно-трансляционной нелинейной модели упрочнения. Представлены результаты моделирования остаточных напряжений для титанового сплава типа Ti6Al2V. В частности, установлено дискретное распределение остаточных напряжений, повторяющих тепловые импульсы переменного источника тепла.

Summary. In this paper, we present a numerical solution of the problem of coupled mechanics for the prediction of residual stresses that occur when pulsed thermosilic hardening of titanium alloys. Simulation of phase transformations was carried out based on a joint analysis of the dynamics of temperature fields and a continuous cooling diagram for the alloy under study. The construction of the defining relations is based on the additive decomposition of the strain rate tensor in the framework of the isotropic-translational nonlinear hardening model. The results of modeling the residual stresses for a titanium alloy of the Ti6Al2V type are presented, in particular, a discrete distribution of residual stresses is obtained that repeat the heat pulses of the alternating heat source.

Ключевые слова: остаточные напряжения, импульсное термосиловое упрочнение, фазовые превращения, температурное поле, титановый сплав, нелинейная модель упрочнения, хрупкое разрушение, поверхностный слой, электромеханическая обработка.

Key words: residual stresses, pulsed thermo-hardening, phase transformations, temperature field, titanium alloy, nonlinear hardening model, brittle fracture, surface layer, electromechanical treatment.

УДК 639.3

Работа выполнена при поддержке гранта Российского фонда фундаментальных исследований № 17-08-01742.

Введение

Электромеханическая обработка (ЭМО), сочетающая в себе интенсивное термическое и силовое воздействия на поверхностный слой, является достаточно эффективным способом повышения износостойкости стальных и титановых сплавов [1]. В то же время интенсивное тепловое воздействие приводит к формированию растягивающих остаточных напряжений в направлении обработки, которые провоцируют хрупкое разрушение, коррозионное растрескивание и в целом оказывают негативное влияние на усталостную долговечность готового изделия. Особенно остро данная проблема возникает применительно к поверхностной обработке титановых сплавов [2; 3]. Особенно остро данная проблема возникает применительно к поверхностной обработке титановых сплавов [3; 4], для которых степень упрочнения поверхностного слоя оказывается недостаточной для компенсации отрицательного вклада остаточных напряжений. Оптимизацию технологических режимов (скорость обработки, величина прижимного усилия на инструменте и др.) или разработку новых технологических операций необходимо осуществить таким образом, чтобы сохранить достаточно высокую твёрдость поверхностного слоя материала после обработки и по возможности уменьшить величину растягивающих остаточных напряжений.

Структура и свойства поверхностного слоя при ЭМО формируются в условиях высоких скоростей нагрева и охлаждения ($10^5 \dots 10^6$ °C/с), а также горячего пластического деформирования с большим контактным давлением (до 1000 МПа). В связи с этим изучить условия её образования, а также спрогнозировать распределение образующейся дискретной структуры и остаточных напряжений, принимая во внимание импульсный характер воздействия на материал, достаточно трудно.

Использование для раскрытия функциональной связи «технологическое воздействие – структура – свойства» только экспериментальных способов исследования оказывается недостаточным. В результате возникает новый класс актуальных прикладных задач, которые требуют привлечения современных методов математического моделирования в рамках комплексной междисциплинарной проблемы, включающей механику деформируемого твёрдого тела, материаловедение, термодинамику, физику твёрдого тела и др.

В рамках данной статьи на основе метода конечных элементов (МКЭ) излагается методика решения связанной технологической задачи о поверхностном упрочнении электромеханической обработкой титанового сплава типа Ti6Al2V. Проводится анализ распределения остаточных напряжений, возникающих после упрочнения.

Постановка задачи

В данной статье мы рассматривали построение модели электромеханической обработки на основе совместного решения нескольких уравнений в трёхмерной постановке:

- уравнения равновесия;
- уравнения теплопроводности;
- феноменологического уравнения кинетики мартенситного фазового перехода.

Основные уравнения и граничные условия

Решение задачи основывается на системе связанных дифференциальных уравнений производных от закона сохранения импульса и энергии, содержащих в явном виде связанные члены:

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} &= \mathbf{0}, \\ -\nabla \cdot \mathbf{q} + Q_{\text{фаз}} + Q_{\text{мех}} &= c\rho\dot{T}, \end{aligned} \quad (1)$$

где ∇ – оператор набла в актуальной конфигурации деформируемого тела; $\boldsymbol{\sigma}$ – тензор напряжений Коши; $\mathbf{f}$ – вектор объёмных сил; $\mathbf{q}$ – вектор потока тепла; T – температура; $Q_{\text{фаз}}$ – скрытая теплота фазовых превращений; $Q_{\text{мех}}$ – теплота, соответствующая диссипации механической энергии при пластическом деформировании.

Основные уравнения дополняются начальными и граничными условиями применительно к импульсной (переменным током) ЭМО детали твердосплавным инструментом в форме ролика (см. рис. 1) (1 – 4).

Рис.1. Электромеханическая обработка детали твердосплавного инструмента в форме ролика

Контактный инструмент моделируется эллипсоидным штампом, который можно принять его абсолютно жёстким (материал ролика значительно твёрже материала обрабатываемой детали). Силовые граничные условия задают равенство нулю на свободной поверхности соответствующих нормальных и касательных напряжений, которые дополняются краевыми условиями Герца – Синьорини.

Кроме того, на границе структурных областей задаются условия совместности перемещений и поперечных (к поверхности раздела с нормалью в данной точке) нормальных и касательных напряжений, на бесконечности – равенство перемещений и напряжений нулю.

Принимается гипотеза о естественном, ненагруженном состоянии тела в начальный момент времени – напряжения и деформации отсутствуют:

$$\begin{aligned} \sigma \cdot n &= 0, & \Gamma \notin \Gamma_c, \\ \sigma \cdot n &= t_c, \int_{\Gamma_c} t_c d\Gamma = f_{\text{вн}}, & \Gamma \in \Gamma_c, \\ g_n &\geq 0, \sigma_n \geq 0, g_n \sigma_n = 0, \\ u_i^0 &= 0, \varepsilon_{ij}^0 = 0, \sigma_{ij}^0 = 0, \end{aligned} \quad (2)$$

где n – единичный вектор нормали к поверхности деформируемого тела в текущей конфигурации; t_c – интенсивность нагрузки в контактной зоне; $f_{\text{вн}}$ – вектор внешней нагрузки, действующей на ролик; g_n – функция расстояния; σ_n – контактное давление; u_i – компоненты вектора перемещений; ε_{ij} – компоненты тензора деформации; σ_{ij} – компоненты тензора напряжений.

Расчётная область вследствие малой кривизны поверхности и локальности воздействия задаётся в виде полупространства с подобластями (зонами), различающимися физико-

механическими характеристиками. Границы данных зон соответствуют областям металла с разной структурой, формирующейся в ходе термосилового нагружения (например, фрагментам со структурой закалки, отпуска и исходного состояния – зоны 1, 2 на рис. 1). Их текущее положение устанавливается на каждом расчётном шаге из решения рассматриваемой связанной задачи.

С учётом принятого ранее допущения в зоне контакта эллипсоидного штампа и детали задаётся эквивалентный равномерно-распределённый поверхностный источник тепла q . Температура в начальный момент времени T^0 и на бесконечности T^∞ равна температуре окружающей среды $T_{\text{ср}}$, краевые условия на поверхности для второго уравнения системы (1) заданы системой (3):

$$\begin{aligned} \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} &= h(T - T_{\text{ср}}) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_{\text{ср}}^4), \quad \Gamma \notin \Gamma_{\text{с}}, \\ \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} &= -q_{\text{дж}}, \quad \Gamma \in \Gamma_{\text{с}}, \\ T^0 &= T_{\text{ср}} \quad T^\infty = T_{\text{ср}}, \end{aligned} \quad (3)$$

где h – коэффициент конвективного теплообмена; σ – постоянная Стефана – Больцмана; ε – коэффициент теплового излучения.

В случае ЭМО переменным током удельная мощность источника $q_{\text{дж}}$ определяется согласно закону Джоуля – Ленца:

$$q_{\text{дж}} = 2kUI \sin^2(2\pi vt), \quad (4)$$

где $k = \frac{\lambda_{\text{дет}}}{\lambda_{\text{инст}} + \lambda_{\text{дет}}}$ – коэффициент, учитывающий перераспределения тепла между инструментом и деталью; $\lambda_{\text{инст}}$, $\lambda_{\text{дет}}$ – коэффициенты теплопроводности материалов инструмента и обрабатываемой детали соответственно; U – действующее значение контактного напряжения; I – действующее значение силы тока; v – частота тока.

Специфика задачи также требует анализа диаграмм состояния структур металлического сплава, подвергнутого ЭМО, для определения физико-механических характеристик фаз в данной точке в текущий момент времени.

Моделирование фазовых превращений

Математическая модель фазовых переходов, инициируемых тепловым воздействием при ЭМО, для титановых псевдо- α -сплавов представляет собой моделирование $\alpha \rightarrow \beta$ и $\beta \rightarrow \alpha'$ (α'') превращений на основе анализа термокинетической диаграммы превращения переохлаждённой β -фазы.

На рис. 2 и 3 α , α' , α'' – стабильные и метастабильные фазы, образующиеся при распаде β -фазы в процессе непрерывного охлаждения. В текущий момент времени в рассматриваемой точке температура начала и конца мартенситного превращения, а также фазовый состав сплава определяются по термокинетической диаграмме в зависимости от скорости охлаждения (см. рис. 2).

В связи с высокой скоростью роста мартенсита в процессе трансформации (близкой к скорости звука) принято считать, что превращение происходит мгновенно. В этом случае кинетика образующейся мартенситной фазы в зависимости от температуры может быть описана эмпирическим законом Койстинена – Марбургера [5]:

$$\zeta = \zeta_\beta (1 - \exp(-b(M_s - T))), \quad (5)$$

где ζ – объёмная доля мартенситной фазы; ζ_β – объёмная доля β -фазы, образовавшейся на стадии нагрева; b – эмпирический коэффициент (для Ti6Al2V $b = -0,05$); M_s – температура начала мартенситного превращения.

На рис. 3 показан пример термического цикла при электромеханической обработке Ti6Al2V.

При исследовании высокоскоростных процессов термической обработки необходимо учитывать зависимость величины критических температур $T_{кр}$ (температур фазовых превращений) от скорости нагрева. Для титановых сплавов с ростом скорости нагрева характерно смещение критических точек $\Delta T_{кр}$ при $\alpha \rightarrow \beta$ превращении за счёт подавления роста β -фазы, фазовый переход при этом осуществляется только путём образования новых зародышей в области более высоких значений температур. Максимальное смещение при скорости нагрева порядка $10^5 \dots 10^7$ °C/c составляет 90 °C [6].

Рис. 2. Термокинетическая диаграмма

Рис. 3. Пример термического цикла при электромеханической обработке Ti6Al2V

Определяющие соотношения

Решение уравнения теплопроводности осуществлялось на основе МКЭ в слабой форме Галеркина, для интегрирования по времени использовалась полностью неявная схема. Для решения полученной нелинейной задачи применялся итерационный метод Пикара совместно с формулой релаксации [7].

Задача механики решалась на основе вариационной постановки в актуальной конфигурации деформируемого тела с дополнительным контактным членом, полученным согласно методу штрафов для одностороннего контакта.

Определяющие соотношения строились на основе аддитивного разложения тензора скоростей деформации на упругую, пластическую и дилатационную части:

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^e + \mathbf{D}^p + \mathbf{D}^d, \quad (7)$$

где $\mathbf{D}^d = \left(\alpha_T \dot{T} + \frac{1}{3} \delta_\phi \dot{\zeta} \right) \mathbf{1}$ – дилатационная часть тензора скоростей деформации; α_T – коэффициент линейного теплового расширения; δ_ϕ – относительное изменение объёма при фазовом переходе; $\dot{\zeta}$ – скорость образования новой фазы ($\zeta = \zeta(T)$); $\mathbf{1} = \delta^{ij} \mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j$ – единичный тензор второго ранга; $\delta^{ij} = \delta_{ij}$ – символ Кронекера.

Связь между напряжениями и деформацией в итоге выражается в скоростной форме (с заменой материальных производных на объективные), то есть

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = {}^4C : (\mathbf{D} - \mathbf{D}^p - \mathbf{D}^d) + {}^4C^{\text{rot}} : \mathbf{W}, \quad (8)$$

где $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ – материальная производная тензора напряжений Коши; ${}^4C^{\text{rot}} = 1/2(\sigma^{il}\delta^{jk} + \sigma^{jl}\delta^{ik} - \sigma^{ik}\delta^{jl} - \sigma^{jk}\delta^{il})\mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j \otimes \mathbf{e}_k \otimes \mathbf{e}_l$ – тензор четвёртого ранга, воспроизводящий эффект поворота тензора напряжений Коши (${}^4C^{\text{rot}} : \mathbf{W} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{W} - \mathbf{W} \cdot \boldsymbol{\sigma}$); ${}^4C = (\lambda + (2/3)\mu)\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + 2\mu {}^4\mathbf{1}_{\text{dev}}$ – тензор упругости четвёртого ранга для изотропной среды; λ, μ – константы Ляме; ${}^4\mathbf{1}_{\text{dev}} = {}^4\mathbf{1} - \frac{1}{3}\mathbf{1} \otimes \mathbf{1}$ – единичный тензор-девиатор четвёртого ранга; единичный тензор четвёртого ранга – ${}^4\mathbf{1} = 1/2[\delta^{ik}\delta^{jl} + \delta^{il}\delta^{jk}]\mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j \otimes \mathbf{e}_k \otimes \mathbf{e}_l$.

Эволюционные соотношения для тензора скоростей деформации с учётом принятой изотропно-трансляционной модели упрочнения примут следующий вид:

$$\begin{aligned} \mathbf{D}^p &= \dot{\gamma} \frac{\mathbf{s}}{\|\mathbf{s}\|} = \dot{\gamma} \mathbf{N}, \\ \boldsymbol{\alpha}^J &= {}^4H_{\alpha} : \mathbf{D}^p = H_{\alpha} \mathbf{D}^p, \\ \dot{\epsilon}^p &= \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{D}^p : \mathbf{D}^p} = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\gamma}, \end{aligned} \quad (9)$$

где $\dot{\gamma}$ – пластический множитель (множитель Лагранжа), связанный со скоростью пластической деформации; $\mathbf{s} = {}^4\mathbf{1}_{\text{dev}} : \boldsymbol{\sigma}$ – девиаторная часть тензора напряжений Коши; $\mathbf{N}$ – ортогональный по поверхности текучести единичный тензор-девиатор; $\boldsymbol{\alpha}^J$ – производная Яуманна от тензора микронапряжений.

Отметим, что кинематическое упрочнение при этом соответствует обобщённой модели Прагера – Ишлинского.

Интегрирование соотношений (8), (9) по времени осуществлялось на основе неявной схемы согласно алгоритму, предложенному в работе [7]. Для решения нелинейного вариационного уравнения использовался метод Ньютона.

Результаты расчёта

На рис. 4 представлен термический цикл точек, расположенных на пересечении плоскостей $x_1 0x_2$ и $x_3 0x_2$ на глубинах 0; 0,25; 0,5; 0,75 мм (кривые 1, 2, 3 и 4 соответственно).

Температурное воздействие на материал носит достаточно сложный характер, различные точки материала могут несколько раз проходить стадию закалки и упрочнения (см. рис. 4, кривая 1).

При этом максимальная температура достигает практически температуры плавления, однако носит локальный характер и быстро затухает. Глубина упрочнённой зоны, соответствующей закалке, составляет порядка 200 мкм. Скорость охлаждения при этом составляет $\dot{T} = (1,2 - 1,5) \cdot 10^5$ °C/с. На основе разработанной модели осуществлён расчёт остаточных напряжений, возникающих после электромеханической обработки.

Как видно на рис. 5, распределение остаточных напряжений соответствует фрагментации микроструктуры. Максимальное растягивающее окружное напряжение в квазистационарной области составляет 395 МПа, в то же время максимальное сжимающее напряжение находится в осевом направлении и составляет 295 МПа на расстоянии 0,5 мм от оси направления обработки.

Таким образом, показано, что электромеханическая обработка поверхности титановых сплавов приводит к формированию в поверхностном слое дискретно структурированных областей остаточных напряжений с периодичностью, аналогичной распределению зон упрочнения.

Напряжённое состояние при этом делится на чередующиеся в пространстве зоны с наибольшими по модулю сжимающими и растягивающими напряжениями.

Рис. 4. Термический цикл и картина микроструктуры на поверхности сплава типа Ti6Al2V при обработке со скоростью $v = 1,23$ м/мин

Рис. 5. Картина структуры и остаточных напряжений в поверхностном слое титанового сплава Ti6Al2V после электромеханической обработки ($I = 400$ А, $F = 250$ Н со скоростью $v = 1,64$ м/мин)

ЛИТЕРАТУРА

1. Bagmutov, V. P. Effect of intense thermomechanical treatment on the structure and properties of titanium pseudo- α alloys during electromechanical treatment / V. P. Bagmutov, V. I. Vodop'yanov, I. N. Zakharov, A. I. Gorunov, D. S. Denisevich // Russian Metallurgy (Metally). – 2013. – Vol. 2013. – № 9. – P. 712-715.
2. Bagmutov, V. P. Relation between the fracture laws and the fatigue life of a surface-hardened pseudo- α titanium alloy / V. P. Bagmutov, V. I. Vodop'yanov, I. N. Zakharov, D. S. Denisevich. Relation between the fracture laws and the fatigue life of a surface-hardened pseudo- α titanium alloy // Russian Metallurgy (Metally). – 2016. – Vol. 2016. – № 7. – P. 663-668.
3. Fanrong, K. 3D-finite element modeling of the thermally induced residual stress in the hybrid laser/arc welding of lap joint Radovan Kovacevic / K. Fanrong, K. Radovan // Journal of Materials Processing Technology. – 2010. – Vol. 210. – P. 941-950.
4. De, A. A perspective on residual stresses in welding / A. De, T. DebRoy // Science and Technology of Welding and Joining. – 2011. – Vol. 6. – № 3. – P. 204-208.
5. Şimşir, C. Mathematical Framework for Simulation of Thermal Processing of Materials: Application to Steel Quenching / C. Şimşir, C. H. Gür // Turkish J. Eng. Env. Sci. – 2008. – №. 32. – P. 85-100.
6. Gordienko, A. I. Strukturnye i fazovye prevrashcheniia v titanovykh splavakh pri bystrom nagreve / A. I. Gordienko, A. A. Shipko. – Minsk: Nauka i tekhnika, 1983. – 336 p.