

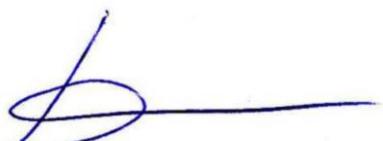
*На правах рукописи*

**Денисевич Денис Сергеевич**

**РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ОСТАТОЧНЫХ  
НАПРЯЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ  
ТЕРМОСИЛОВОЙ ОБРАБОТКЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ**

01.02.04 — Механика деформируемого твёрдого тела

АВТОРЕФЕРАТ  
диссертации на соискание ученой степени  
кандидата технических наук



Москва – 2019

Работа выполнена на кафедре «Сопротивление материалов» в Федеральном государственном бюджетном образовательном учреждении высшего образования «Волгоградский государственный технический университет»

Научный руководитель: доктор технических наук, профессор,  
**Багмутов Вячеслав Петрович**

Официальные оппоненты: **Радаев Юрий Николаевич**, доктор физико-математических наук, профессор, ведущий научный сотрудник лаборатории моделирования в механике деформируемого твердого тела Института проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН (г. Москва);

**Сердюк Дмитрий Олегович**, кандидат технических наук, инженер конструктор I категории АО «Гражданские самолеты Сухого» (г. Москва).

Ведущая организация: Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Самарский государственный технический университет».

Защита состоится «26» февраля 2020 г. в 14<sup>30</sup> на заседании диссертационного совета Д 212.141.03 при Московском государственном техническом университете им. Н. Э. Баумана по адресу: 105005, г. Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке и на сайте Московского государственного технического университета им. Н. Э. Баумана: [www.bmstu.ru](http://www.bmstu.ru)

Автореферат разослан «\_\_» 2019 г.

Ваш отзыв в двух экземплярах, заверенных гербовой печатью, просьба направлять по адресу: 105005, г. Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, МГТУ им. Н.Э. Баумана, учёному секретарю диссертационного совета Д 212.141.03

Ученый секретарь  
диссертационного совета Д 212.141.03  
к.т.н., доцент

М.В. Мурашов

## ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

**Актуальность работы.** Оптимизация механических свойств конструкционных материалов с помощью современных технологических решений, таких как лазерная обработка, ионная имплантация, электроискровое легирование и др., особенно применительно к перспективным материалам, является важной задачей современного машиностроения. В частности, износостойкость металлических сплавов повышают за счет создания на поверхности высокопрочных слоев, в том числе, с использованием интенсивных термосиловых воздействий, например, электромеханическая обработка (ЭМО). С помощью данной технологии успешно увеличивают твердость и износостойкость средне-, высокоуглеродистых и инструментальных сталей, повышают адгезионную и когезионную прочность плазменных покрытий. Однако попытки управления структурой и свойствами на новых материалах зачастую приводят к противоречивым результатам.

В частности, 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, для которых степень упрочнения поверхностного слоя оказывается недостаточной для компенсации неблагоприятного вклада остаточных напряжений. Разработку технологических режимов (скорость обработки, величина прижимного усилия на инструменте и др.) или новых операций необходимо осуществить таким образом, чтобы сохранить достаточно высокую твердость поверхностного слоя материала после обработки и по возможности уменьшить величину растягивающих остаточных напряжений.

Использование для раскрытия функциональной связи «технологическое воздействие — структура — свойства» только экспериментальных способов исследования оказывается недостаточным. В результате возникает новый класс актуальных прикладных задач, для решения которых требуется разработка и применение специальных вычислительных методов.

Объектом исследования является математическая модель электромеханической обработки образцов из титановых псевдо- $\alpha$ -сплавов, которые при локальном тепловом воздействии на поверхностный слой изменяют свой фазовой состав в связи с мартенситным фазовым переходом.

Актуальность выбранной темы подтверждается выполнением основных этапов диссертационной работы в рамках фундаментально ориентированных исследований (проекты РФФИ № 18-41-343007 р\_мол\_a, № 18-48-340010 р\_a, № 17-08-01742 а, № 17-08-01648 а, № 16-38-00939 мол\_a, 14-08-00837, № 14-01-97028 р\_поволжье\_a).

**Цель работы** заключается в решении проблемы прогнозирования напряженно-деформированного состояния образцов из титановых псевдо- $\alpha$ -сплавов, подвергнутых импульсному термосиловому воздействию.

### **Задачи исследования:**

- создание модели нестационарных температурных полей, возникающих при высокоэнергетических воздействиях с учетом нелинейных и дополнительных связанных тепловых эффектов (фазовые превращения, тепловое излучение и др.);
- разработка макрофеноменологической модели мартенситного фазового перехода титановых псевдо- $\alpha$ -сплавов при высокотемпературных импульсных воздействиях с учетом высоких скоростей нагрева и охлаждения;
- создание модели контактного деформирования абсолютно жестким эллипсоидным штампом с учетом неупругого механического поведения исследуемого материала и быстротекущих процессов фазовых переходов;
- исследование механизмов формирования и оптимизация остаточных напряжений, возникающих при электромеханической обработке титановых псевдо- $\alpha$ -сплавов.

### **Научная новизна работы:**

- предложена методика прогнозирования остаточных напряжений, возникающих при импульсной термосиловой обработке изделий из титановых сплавов;
- на базе ассоциированного закона пластического течения разработана модель пластичности с изотропно-трансляционным нелинейным упрочнением и параметрами упрочнения, зависящими от температуры, скорости деформации и фазового состава;
- разработан алгоритм расчета, реализованный в виде программы, который позволяет получить распределение остаточных напряжений в поверхностном слое образцов из титановых сплавов после импульсных термосиловых воздействий, характерных для технологий поверхностного упрочнения (ЭМО, ЭМО + поверхностное пластическое деформирование).

### **Практическая значимость работы:**

- разработаны рекомендации по постановке и решению нового класса технологических задач механики деформируемого твердого тела с анализом допущений и связанных эффектов (фазовых превращений, зависимость свойств от температуры и др.), требующих учета при выборе методов решения;
- создана система компьютерного моделирования (СКМ) термосилового поверхностного упрочнения материалов концентрированными потоками энергии. На основе результатов, полученных с использованием СКМ, предложены методики назначения технологических режимов (сила тока, скорость обработки и др.) для поверхностного упрочнения металлов ЭМО, обеспечивающие создание на поверхности изделия слоя с требуемым распределением остаточных напряжений, упрочнённых и неупрочнённых областей;
- разработаны оригинальные алгоритмы, необходимые для численной реализации методов решения задач механики по прогнозированию напряжений, возникающих при импульсном термосиловом упрочнении.

**Достоверность результатов** подтверждается соответствием полученных расчетных результатов экспериментальным данным, а также известным численным и аналитическим решениям.

**Структура и объем диссертации.** Диссертационная работа состоит из введения, 5 глав, заключения, приложения и списка использованной литературы из 119 источников. Работа изложена на 148 страницах, включая 51 рисунок и одну таблицу.

**Апробация работы.** Материалы диссертационной работы докладывались на Всероссийской научно-технической конференции «Механика и математическое моделирование в технике», (г. Москва, 2016 г.); 5 международных конференциях «Краевые задачи и математическое моделирование», (г. Новокузнецк, 2016 г.); «Инновационные информационные технологии» (г. Прага, 2013 г.); International Conference on Advanced Materials with Hierarchical Structure for New Technologies and Reliable Structures (г. Томск, 2017 г.); XII Международная конференция «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций» (г. Екатеринбург, 2018 г.); Third International Youth Scientific Forum with International Participation «New Materials» (г. Москва, 2017 г.); 2nd International Conference on Structural Integrity and Exhibition 2018 (SICE 2018) (г. Хайдерабад, 2018 г.); научных семинарах отдела прочности, живучести и безопасности машин Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН (Москва, 2016 г.) ; научных семинарах кафедры прикладной механики (РК-5) МГТУ им. Н.Э. Баумана (Москва, 2016 г., 2017 г., 2018 г.).

**Внедрение.** Созданная СКМ используется в лаборатории физикохимии и технологии покрытий ИМЕТ РАН (Москва), ООО «Материалы Технологии Сервис», а также в учебном процессе ВолгГТУ студентами, обучающимися по дисциплине «Технология сварки плавлением» направления 15.14.01 – Машиностроение.

**Публикации.** По теме диссертации имеется 23 публикации: 1 монография, 6 статей в журналах, входящих в базу данных Scopus, 13 статей в рецензируемых журналах из перечня ВАК, 9 в сборниках трудов и конференций.

**Личный вклад автора.** Все выносимые на защиту научные и практические результаты получены автором лично или в соавторстве. Соискателем Денисевичем Д. С. лично разработаны используемые методики и программное обеспечение для численного моделирования. В частности, в работе [1] автору принадлежит раздел, посвященный моделированию электромеханической обработки. В работах [2, 3, 5, 8–11, 12] диссертант лично выполнил постановку задач, разработку методов решения, а также необходимые расчеты. В остальных работах, опубликованных в соавторстве, автору в равной степени принадлежат постановка задач, проведение экспериментальных исследований, а также анализ и систематизация полученных результатов.

## СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

**Во введении** обоснована актуальность работы, изложена научная новизна, а также краткое содержание диссертационного исследования.

**В первой главе** на основе анализа литературных источников исследуются особенности решения нелинейных задач механики деформируемого твердого тела применительно к современным высокоэнергетическим технологиям.

В рамках общего комплекса проблем выделены основные, в частности, рассматриваются проблемы моделирования нестационарных тепловых процессов с учетом нелинейных и связанных эффектов, возникающих при воздействии высоких температур. Большой вклад в развитие теории и практики моделирования тепловых процессов в разное время внесли А. А. Самарский, В. С. Зарубин, В. А. Судник, D. Weiss, L. Lindgren, J. Goldak, T. Ohji, T. Debroy, В. И. Махненко, V. Pavelic, E. Hughes и др.

Моделирование тепловых процессов, протекающих непосредственно при электромеханической обработке стальных сплавов, представлено в работах В.П. Багмутова, И.Н. Захарова, Xiaoben Qi, Shigen Zhu и др. Далее обсуждаются проблемы моделирования нестационарных тепловых процессов с учетом нелинейных и связанных эффектов, возникающих при воздействии высоких температур в рамках современных технологических процессов.

Высокие температуры и интенсивные силовые воздействия неизбежно сопровождаются пластическими деформациями, возникающая при этом проблема определения НДС и остаточных напряжений, особенно при конечных деформациях, является важнейшей в рамках развития любой современной технологии обработки металлических материалов. Применительно к технологии электромеханической обработки задача определения остаточных напряжений с учетом нестационарности термосилового воздействия и фазовых превращений в настоящее время остается нерешенной. Однако отметим, что в целом проблема расчета остаточных напряжений при высокоэнергетических воздействиях достаточно хорошо проработана в рамках исследования сварочных процессов. Создано множество термомеханических моделей для контактной сварки, сварки плавящимся электродом в защитных газах, в том числе для многопроходной сварки. Данные модели основаны на соотношениях теории пластичности малых или при необходимости больших деформаций.

Далее отдельно рассмотрены вопросы корректного построения определяющих соотношений необходимых для решения технологических задач в том числе и при конечных деформациях. Кроме того, приведены способы и особенности описания фазовых превращений в рамках механики деформируемого твердого тела.

**Во второй главе** описана сущность исследуемой технологии. В частности, ЭМО представляет собой поверхностную закалку за счет тепла, выделяющегося при прохождении переменного тока высокой плотности через зону контакта детали и движущегося со скоростью  $v$  и усилием  $P$  деформирующего электрод-инструмента (ролика или пластины).

Приведено построение системы связанных математических моделей применительно к ЭМО, выделены наиболее значимые физические процессы и явления. Данна математическая постановка термосиловой контактной задачи с учетом фазовых превращений.

Решение задачи основано на системе дифференциальных уравнений теплопроводности и равновесия (квазистатическая постановка), содержащей в явном виде связанные члены:

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

где  $\nabla$  — оператор набла в актуальной конфигурации деформируемого тела;  $\boldsymbol{\sigma}$  — тензор напряжений Коши;  $\mathbf{f}$  — вектор объемных 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.

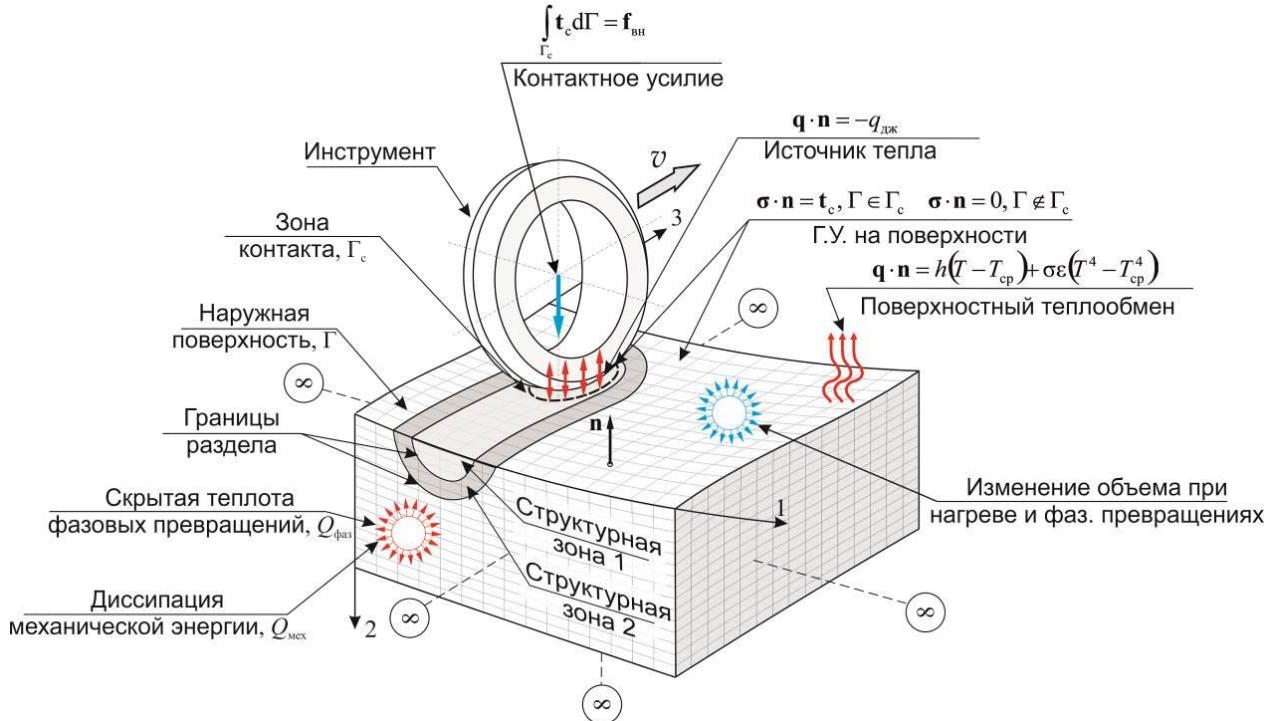


Рис. 1. Расчетная схема неоднородного тела и граничные условия при контактном температурно-силовом воздействии (в ходе ЭМО)

Основные уравнения дополнены начальными и граничными условиями применительно к импульсной (переменным током) ЭМО твердосплавным инструментом в форме ролика (Рис. 1) (1) – (3).

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

где  $\mathbf{n}$  — единичный вектор нормали к поверхности деформируемого тела в текущей конфигурации;  $\mathbf{f}_{\text{вн}}$  — вектор внешней нагрузки, действующей на штамп;  $t_c$  — интенсивность нагрузки в контактной зоне;  $g_n$  — функция расстояния (между деформируемой поверхностью и инструментом);  $\sigma_n$  — контактное давление;

$u_i$  — компоненты вектора перемещений;  $\varepsilon_{ij}$  — компоненты тензора деформации;  $\sigma_{ij}$  — компоненты тензора напряжений.

Контактный инструмент смоделирован эллипсоидным штампом, который принимался абсолютно жестким (материал ролика значительно тверже материала обрабатываемой детали). На свободной поверхности задано равенство нулю нормальных и касательных напряжений. Силовые граничные условия дополнены краевыми условиями Герца–Синьорини. На бесконечности и в начальный момент времени напряжения, деформации и перемещения отсутствуют.

Расчетная область вследствие малой кривизны поверхности и локальности воздействия задавалась в виде полупространства с подобластями (зонами), различающимися по физико-механическим свойствам. Границы данных зон соответствуют областям металла с разной структурой, формирующейся в ходе термосилового нагружения (например, фрагменты со структурой закалки, отпуска и исходного состояния; зоны 1, 2 на Рис. 1). Их текущее положение необходимо устанавливать на каждом расчетном шаге из решения рассматриваемой задачи.

В подвижной зоне контакта эллипсоидного штампа и детали задавался эквивалентный равномерно распределенный поверхностный источник тепла  $q$  переменный во времени  $t$ . Температура в начальный момент времени  $T^0$  и на бесконечности  $T^\infty$  равна температуре окружающей среды  $T_{\text{ср}}$ , краевые условия на поверхности для второго уравнения системы (1) заданы системой (3):

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

где  $h$  — коэффициент конвективного теплообмена;  $\sigma$  — постоянная Стефана–Больцмана;  $\varepsilon$  — коэффициент теплового излучения. В случае ЭМО переменным током удельная мощность источника  $q_{\text{дж}}$  определяется согласно закону Джоуля–Ленца следующего вида:

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

где  $I$  — действующее значение силы тока;  $U$  — действующее значение контактного напряжения;  $k$  — размерный коэффициент, учитывающий перераспределения тепла между инструментом и деталью;  $v$  — частота тока.

Специфика задачи также требует анализа структуры металлического сплава, подвергнутого ЭМО, для определения физико-механических свойств в данной точке в текущий момент времени.

Кроме вопроса постановки задачи, рассмотрены методы и особенности решения поставленной задачи. В частности, для решения нелинейных вариационных уравнений производных системы (1) использовались:

- метод Ньютона для уравнения механики;
- метод Пикара для уравнения теплопроводности.

**В третьей главе** показаны основные этапы решения задачи МДТТ. В частности, в работе использовался вариант вариационного уравнения в актуальной конфигурации деформируемого тела, полученный на основе принципа виртуальной работы:

$$\int_{n+1\Omega} \nabla \otimes \delta \mathbf{u} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1} d\Omega = \int_{n+1\Gamma} \delta \mathbf{u} \cdot \mathbf{t} d\Gamma + \int_{n+1\Omega} \delta \mathbf{u} \cdot \mathbf{f} d\Omega, \quad (5)$$

где  $\mathbf{t}$  — вектор напряжений.

Построение определяющих соотношений в упругопластической области деформирования осуществлялось на основе аддитивного разложения тензора скоростей деформации на упругую, пластическую и дилатационную составляющие. Дилатационной части тензора скоростей деформации соответствует тепловая деформация и объемная деформация при фазовых превращениях, вычисляемая пропорционально доле образующейся фазы:

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^e + \mathbf{D}^p + \mathbf{D}^d \quad (6)$$

где  $\mathbf{D}^d = \left( \alpha_T \dot{T} + \frac{1}{3} \delta_\phi \dot{\zeta} \right) \mathbf{1}$  — дилатационная часть тензора скоростей деформации;  $\alpha_T$  — коэффициент линейного теплового расширения;  $\delta_\phi$  — относительное изменение объема при фазовом переходе;  $\dot{\zeta}$  — скорость образования новой фазы ( $\zeta = \zeta(T)$ ).

В работе использовался термодинамический подход к построению определяющих соотношений. В результате связь между напряжениями и деформацией в рамках гипоупругого закона принималась в следующей форме:

$$\boldsymbol{\sigma}^J = {}^4\mathbf{C} : (\mathbf{D} - \mathbf{D}^p - \mathbf{D}^d) \quad (7)$$

где  $\boldsymbol{\sigma}^J = \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \mathbf{W} \cdot \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{W}$  — производная Яуманна тензора напряжений Коши;  $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$  — материальная производная тензора напряжений Коши;  $\mathbf{W} = 1/2(\nabla \otimes \mathbf{v}^T - \nabla \otimes \mathbf{v})$  — тензор вихря;  ${}^4\mathbf{C} = (\lambda + (2/3)\mu)\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + 2\mu {}^4\mathbf{1}_{dev}$  — тензор упругости для изотропной среды;  ${}^4\mathbf{1}_{dev} = {}^4\mathbf{1} - \frac{1}{3}\mathbf{1} \otimes \mathbf{1}$  — единичный тензор-девиатор четвертого ранга;  $\lambda, \mu$  — константы Ламе;  ${}^4\mathbf{1} = 1/2[\delta^{ik}\delta^{jl} + \delta^{il}\delta^{jk}] \mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j \otimes \mathbf{e}_k \otimes \mathbf{e}_l$  — симметричный единичный тензор четвертого ранга;  $\mathbf{1} = \delta^{ij} \mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j$  — единичный тензор второго ранга;  $\delta_{ij} = \delta^{ij} = \begin{cases} 1, & i = j, \\ 0, & i \neq j. \end{cases}$  — символ Кронекера.

Принималась обобщенная функция текучести Мизеса, зависящая от скорости пластической деформации, температуры и фазового состава:

$$f(\boldsymbol{\eta}, e^p, \dot{e}^p, T, \zeta) = \|\boldsymbol{\eta}\| - \sqrt{\frac{2}{3}} r(e^p, \dot{e}^p, T, \zeta) \leq 0 \quad (8)$$

где  $\dot{e}^p$  — скорость эффективной пластической деформации;  $\boldsymbol{\eta} = \mathbf{s} - \mathbf{a}$  — тензор относительных напряжений;  $\mathbf{a}$  — тензор микронапряжений, определяющий центр смещенной поверхности нагружения;  $\mathbf{s} = {}^4\mathbf{1}_{dev} : \boldsymbol{\sigma}$  — девиаторная часть тензора напряжений Коши.

Согласно закону ассоциированного пластического течения использовались следующие эволюционные соотношения для принятых внутренних переменных:

$$\mathbf{D}^p = \dot{\gamma} \frac{\mathbf{N}}{\|\mathbf{N}\|} = \dot{\gamma} \mathbf{N}, \quad \mathbf{a}^J = {}^4\mathbf{H}_a : \mathbf{D}^p = H_a \mathbf{D}^p, \quad \dot{e}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{D}^p : \mathbf{D}^p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\gamma}}, \quad (9)$$

где  $\mathbf{N}$  — единичный тензор-девиатор ортогональный поверхности текучести;  $\dot{\gamma}$  — пластический множитель (множитель Лагранжа), связанный со скоростью пластической деформации;  $\mathbf{a}^J$  — производная Яуманна тензора микронапряжений;  ${}^4\mathbf{H}_a = H_a {}^4\mathbf{1}$  — тензор кинематического упрочнения;  $H_a$  — модуль кинематического упрочнения. Принятое правило кинематического упрочнения при этом соответствует обобщенной модели Прагера–Ишлинского.

Зависимости модуля кинематического упрочнения и радиуса поверхности текучести  $H_a$  и  $r$  могут быть представлены в виде произвольных гладких функций, аппроксимирующих экспериментальные данные механического поведения материала при высокоскоростном высокотемпературном деформировании. В данной работе использовался модифицированный автором для комбинированного упрочнения вариант модели Джонсона–Кука:

$$\left. \begin{aligned} r(e^p, \dot{e}^p, T, \zeta) &= \left[ \sigma_t + k_1 (e^p)^{n_1} \left[ 1 + k_3 \left( \ln \frac{\dot{e}^p}{\dot{e}_0} \right)^{n_2} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{cp}}{T_{pl} - T_{cp}} \right)^{n_3} \right] \right], \\ H_a(e^p, \dot{e}^p, T) &= k_2 (e^p)^{n_1} \left[ 1 + k_3 \left( \ln \frac{\dot{e}^p}{\dot{e}_0} \right)^{n_2} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{cp}}{T_{pl} - T_{cp}} \right)^{n_3} \right], \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где  $T_{pl}$  — температура плавления;  $\dot{e}_0$  — скорость пластической деформации при стандартном испытании на растяжение;  $\sigma_t$ ,  $k_i$ ,  $n_i$  — константы материала. При этом предел текучести материала  $\sigma_t = \sum \zeta_i (\sigma_t)_i$  определялся согласно правилу смеси, также предполагалось, что остальные константы не зависят от фазового состава.

Интегрирование соотношения (5) осуществлялось с использованием локальной промежуточной конфигурации свободной от жестких поворотов:

$$\left. \begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}_{n+1} &= \mathbf{Q}_\Delta \cdot \boldsymbol{\sigma}_n \cdot \mathbf{Q}_\Delta^T + \Delta t {}^4\mathbf{C} : \left( \mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}} - \mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}}^p - \mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}}^d \right), \\ \mathbf{a}_{n+1} &= \mathbf{Q}_\Delta \cdot \mathbf{a}_n \cdot \mathbf{Q}_\Delta^T + \Delta t H_a \mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}}^p. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Ортогональный тензор  $\mathbf{Q}_\Delta = \mathbf{Q}_{n+1} \cdot \mathbf{Q}_n^T = {}^{n+1}\mathbf{q}_i \otimes {}^n\mathbf{q}^i$  ( $\mathbf{q}_i = \mathbf{q}^i$  — собственный базис тензора скоростей деформации) вычислялся согласно решению однородного дифференциального уравнения вида:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\mathbf{Q}} &= \mathbf{W} \cdot \mathbf{Q}, \\ \mathbf{Q}|_{t=0} &= \mathbf{1} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

В качестве решения (12) принималось следующее выражение:

$$\mathbf{Q}_\Delta = \mathbf{1} + \left( \mathbf{1} - \frac{1}{2} \Delta t \mathbf{W}_{n+\frac{1}{2}} \right)^{-1} \cdot \Delta t \mathbf{W}_{n+\frac{1}{2}}. \quad (13)$$

Вычисление напряжений на текущем шаге, а также интегрирование соотношений (7), (9) было выполнено с помощью обобщенного автором алгоритма проецирования напряжений на поверхность нагружения, которое в рамках критерия Мизеса происходит в радиальном направлении.

Основной алгоритм при этом состоит из двух этапов. На первом этапе, называемом «упругое приближение», приращения полной деформации, вычисленные согласно (11), считаются полностью упругими. Следовательно, накопленная эффективная пластическая деформация, а также тензор микронапряжений остаются неизменными с предыдущего шага (без учета поворота):

$$\begin{aligned} {}^{\text{tr}} \boldsymbol{\sigma} &= \mathbf{Q}_{\Delta} \cdot \boldsymbol{\sigma}_n \cdot \mathbf{Q}_{\Delta}^T + {}^4 \mathbf{C} : (\Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^d) & {}^{\text{tr}} \boldsymbol{a} &= \mathbf{Q}_{\Delta} \cdot \boldsymbol{a}_n \cdot \mathbf{Q}_{\Delta}^T, \\ {}^{\text{tr}} e^p &= e_n^p, \end{aligned} \quad (14)$$

где  $\text{tr}$  — индекс упругого приближения;  $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^d = \alpha \Delta T_{n+1} \mathbf{1} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^\Phi$  — суммарное приращение температурной деформации и деформации, соответствующей фазовому переходу.

Далее необходимо вычислить тензор относительных напряжений  ${}^{\text{tr}} \boldsymbol{\eta} = {}^{\text{tr}} \boldsymbol{\sigma} - {}^{\text{tr}} \boldsymbol{a} - \frac{1}{3} \text{tr}({}^{\text{tr}} \boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1}$  и проверить условие текучести.

Если  $f({}^{\text{tr}} \boldsymbol{\eta}, {}^{\text{tr}} e^p, T_{n+1}, \zeta_{n+1}) \leq 0$ , значит материал находится в упругом состоянии и первый шаг становится окончательным:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = {}^{\text{tr}} \boldsymbol{\sigma}, \quad \boldsymbol{a}_{n+1} = {}^{\text{tr}} \boldsymbol{a}, \quad e_{n+1}^p = e_n^p. \quad (15)$$

В противном случае для  $f({}^{\text{tr}} \boldsymbol{\eta}, {}^{\text{tr}} e^p, T_{n+1}, \zeta_{n+1}) > 0$  точка, соответствующая текущему напряженному состоянию (НС) в пространстве напряжений, выходит за пределы поверхности нагружения, то есть имеют место пластические деформации. Следовательно, необходим второй этап — коррекция НС, называемый «проецированием напряжений» на поверхность нагружения, который выполняется с учетом накопленной пластической деформации и ее скорости:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}_{n+1} &= {}^{\text{tr}} \boldsymbol{\sigma} - 2\mu \Delta \gamma \mathbf{N}, \quad \boldsymbol{a}_{n+1} = {}^{\text{tr}} \boldsymbol{a} - H_\alpha \Delta \gamma \mathbf{N}, \\ e_{n+1}^p &= e_n^p + \sqrt{\frac{2}{3}} \Delta \gamma, \quad \dot{e}_{n+1}^p = \frac{1}{\Delta t} \sqrt{\frac{2}{3}} \Delta \gamma, \end{aligned} \quad (16)$$

где  $\Delta \gamma = \dot{\gamma} \Delta t$  — пластический множитель, определяющий интенсивность пластической деформации.

Значение пластического множителя при этом находится итерационно из решения в общем случае нелинейного уравнения следующего вида:

$$\begin{aligned} f(\boldsymbol{\eta}_{n+1}, e_{n+1}^p, \dot{e}_{n+1}^p, T_{n+1}, \zeta_{n+1}) &= \|{}^{\text{tr}} \boldsymbol{\eta}\| - (2\mu + H_\alpha(e_{n+1}^p, \dot{e}_{n+1}^p, T_{n+1})) \Delta \gamma - \\ &- \sqrt{\frac{2}{3}} r(e_{n+1}^p, \dot{e}_{n+1}^p, T_{n+1}, \zeta_{n+1}) = 0. \end{aligned} \quad (17)$$

Для решения основного вариационного уравнения (5) с учетом используемой модели пластичности впервые были получены линеаризованные соотношения:

$$e^*(\mathbf{u}, \Delta\mathbf{u}, \delta\mathbf{u}) = \int_{\Omega} (\nabla \otimes \delta\mathbf{u} : ({}^4\mathbf{C}^{\text{cons}} + {}^4\mathbf{C}^*)) : \nabla \otimes \Delta\mathbf{u} + \boldsymbol{\sigma} : \text{sym}(\nabla \otimes \delta\mathbf{u}^T \cdot \nabla \otimes \Delta\mathbf{u}) d\Omega, \quad (18)$$

где  ${}^4\mathbf{C}^* = \boldsymbol{\sigma} \otimes \mathbf{1} + {}^4\mathbf{C}^{\text{rot}} = [\sigma^{ij}\delta^{kl} + 1/2(\sigma^{il}\delta^{jk} + \sigma^{jl}\delta^{ik} - \sigma^{ik}\delta^{jl} - \sigma^{jk}\delta^{il})] \mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j \otimes \mathbf{e}_k \otimes \mathbf{e}_l$  — тензор четвертого ранга, воспроизводящий «эффект поворота» тензора напряжений Коши;

$${}^4\mathbf{C}^{\text{cons}} = {}^4\mathbf{C} - \frac{4\mu^2 \mathbf{N} \otimes \mathbf{N}}{2\mu + H_a + \frac{1}{\Delta t} \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\partial H_a}{\partial \dot{e}^p} \Delta\gamma + \frac{1}{\Delta t} \frac{2}{3} \frac{\partial r}{\partial \dot{e}^p}} - \frac{4\mu^2 \Delta\gamma}{\|\mathbf{n}\|} ({}^4\mathbf{1}_{\text{dev}} - \mathbf{N} \otimes \mathbf{N}) \quad (19)$$

Наличие контакта влечет за собой появление в вариационной формулировке дополнительного слагаемого, которое с учетом условий Герца–Синьорини (2) сводит вариационное уравнение (5) к неравенству. Для регуляризации данного неравенства использовался метод штрафных функций:

$$\int_{n+1\Omega} \nabla \otimes \delta\mathbf{u} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1} d\Omega = \int_{n+1\Omega} \mathbf{f} \cdot \delta\mathbf{u} d\Omega + \int_{n+1\Gamma} \mathbf{t} \cdot \delta\mathbf{u} d\Gamma - \omega_n \int_{n+1\Gamma_c} \mathbf{g}_n \tilde{\mathbf{n}} \cdot \delta\mathbf{u} d\Gamma, \quad (20)$$

где  $\omega_n$  — параметр штрафа;  $\tilde{\mathbf{n}}(\xi^1, \xi^2)$  — вектор нормали на поверхности штампа.

Для определения области потенциального контакта, осуществлялась процедуру ортогонального проецирования точек интегрирования конечных элементов на поверхность штампа, которая математически выражается в виде системы нелинейных уравнений следующего вида с неизвестными  $\xi^i$  (поверхность штампа, задавалась гладкими функциями  $x^i = x^i(\xi^1, \xi^2)$ ):

$$\kappa^i(\xi^1, \xi^2) = (\mathbf{x}_s - \tilde{\mathbf{x}}(\xi^1, \xi^2)) \cdot \tilde{\mathbf{g}}_i = 0, \quad (21)$$

где  $\tilde{\mathbf{g}}_i = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi^i} = \frac{\partial x^k}{\partial \xi^i} \mathbf{e}_k$  — касательные векторы в точке контакта на поверхности жесткого штампа;  $\mathbf{x}_s$  — радиус-вектор точки на поверхности деформируемого полупространства;  $\tilde{\mathbf{x}}(\xi^1, \xi^2)$  — радиус-вектор точки на поверхности штампа.

Для найденных точек контакта на поверхности штампа расстояние и статус контакта определялся согласно формуле:

$$g_n = (\mathbf{x}_s - \tilde{\mathbf{x}}(\xi^1, \xi^2)) \cdot \tilde{\mathbf{n}}(\xi^1, \xi^2) \quad (22)$$

Для линеаризации контактного члена в уравнении (20) были найдены выражения для первой и второй вариаций функции расстояния. С учетом одностороннего характера контакта линеаризованное уравнение на  $n+1$  шаге нагружения окончательно принимает следующий вид:

$$\begin{aligned}
& \int_{n+1}^n \left( \nabla \otimes \delta \mathbf{u} : \left( {}^4 \mathbf{C}^{\text{cons}} + {}^4 \mathbf{C}^* \right) : \nabla \otimes \Delta \mathbf{u} + \boldsymbol{\sigma}_{n+1} : \text{sym} \left( \nabla \otimes \delta \mathbf{u}^T \cdot \nabla \otimes \Delta \mathbf{u} \right) \right) d\Omega + \\
& + \omega_n \int_{n+1}^n \Gamma_c \delta \mathbf{u} \cdot (\mathbf{n} \otimes \mathbf{n}) \cdot \Delta \mathbf{u} d\Gamma - \omega_n \int_{n+1}^n \Gamma_c g_n \delta \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \xi^j} \cdot g^{ij} (\mathbf{n} \otimes \mathbf{g}_i) \cdot \Delta \mathbf{u} d\Gamma - \\
& - \omega_n \int_{n+1}^n \Gamma_c g_n \delta \mathbf{u} \cdot g^{ij} (\mathbf{g}_j \otimes \mathbf{n}) \cdot \frac{\partial \Delta \mathbf{u}}{\partial \xi^i} d\Gamma - \omega_n \int_{n+1}^n \Gamma_c g_n \delta \mathbf{u} \cdot b^{ij} (\mathbf{g}_i \otimes \mathbf{g}_j) \cdot \Delta \mathbf{u} d\Gamma = \quad (23) \\
& = \int_{n+1}^n \Gamma \delta \mathbf{u} \cdot \mathbf{t} d\Gamma + \int_{n+1}^n \Omega \delta \mathbf{u} \cdot \mathbf{f} d\Omega + \int_{n+1}^n \Omega \nabla \otimes \delta \mathbf{u} : {}^4 \mathbf{C}^{\text{cons}} : \Delta \boldsymbol{\epsilon}^d d\Omega - \\
& - \int_{n+1}^n \Omega \nabla \otimes \delta \mathbf{u} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1} d\Omega - \omega_n \int_{n+1}^n \Gamma_c g_n \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{u} d\Gamma,
\end{aligned}$$

где  $g^{ij} = \mathbf{g}^i \cdot \mathbf{g}^j$  — обратная метрическая матрица поверхности деформируемого полупространства;  $b_{ij} = \frac{\partial^2 \mathbf{x}}{\partial \xi^i \partial \xi^j} \cdot \mathbf{n}$  — коэффициенты второй квадратичной формы поверхности деформируемого полупространства.

**В четвертой главе** решена задача моделирования тепловых полей при ЭМО с учетом структурно-фазовых превращений. В частности, применительно к титановому сплаву Ti6Al2V создана математическая модель формирования структуры на основе совместного анализа расчетных данных о динамике температурных полей и термокинетической диаграммы. Показаны этапы решения тепловой задачи с помощью метода конечных элементов, включая, построение вариационной формулировки, дискретизацию и др.

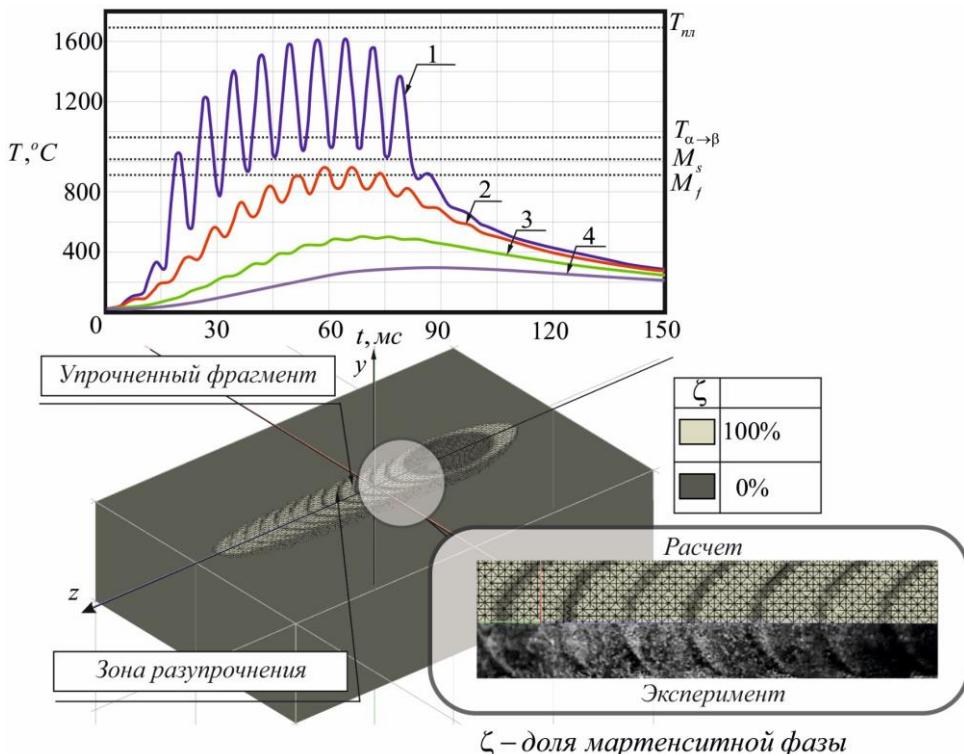


Рис. 2. Термический цикл (1 – 0 мм, 2 – 0.25 мм, 3 – 0.5 мм, 4 – 0.75 мм) и картина микроструктуры на поверхности сплава типа Ti6Al2V

В тепловой задаче производился учет характерных нелинейных и связанных тепловых эффектов, в частности:

- Зависимость физических свойств от температуры  $c\rho = f(T), \lambda = f(T)$ ;
- Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры  $h = f(T)$  и тепловое излучение в бесконечную среду  $q(T) = \sigma\epsilon(T^4 - T_{cp}^4)$ ;
- Скрытая теплота фазовых превращений  $Q = f(T, \zeta)$ ;
- Диссипация механической энергии при пластическом деформировании  $Q_{mex} = \eta\sigma : \mathbf{D}^p$ .

Зависимость физических констант для сплава Ti6Al2V представлена в виде квадратичной сплайн-интерполяции известных экспериментальных данных. Решение системы нелинейных уравнений осуществлялось на основе итерационного метода Пикара совместно с формулой релаксации. По результатам численных экспериментов проведен анализ температурных полей, а также сравнение распределения структуры, полученного расчетным путем, и на основе металлографического анализа (Рис. 2).

**В пятой главе** на базе разработанных методик приведен алгоритм решения поставленной задачи, а также используемая при дальнейшем анализе классификация видов напряженного состояния, основанная на безразмерных инвариантных характеристиках вида тензора напряжений.

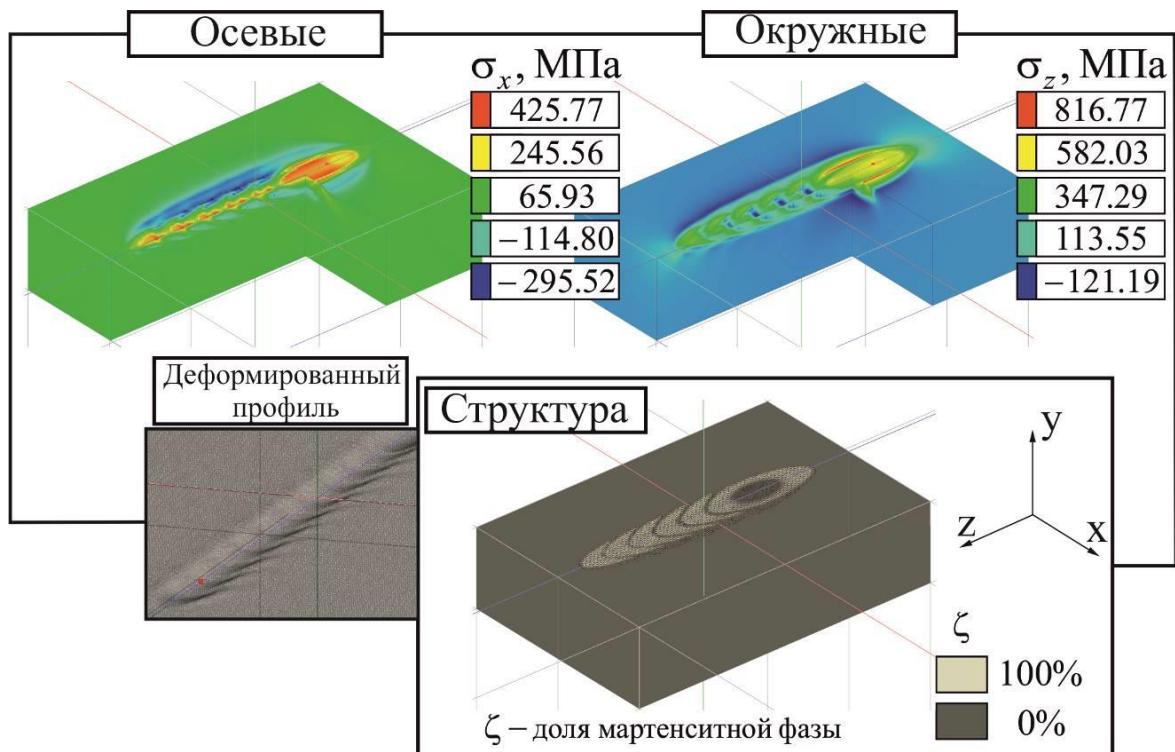


Рис. 3. Картина структуры и остаточных напряжений в поверхностном слое титанового сплава Ti6Al2V после электромеханической обработки ( $I = 400\text{A}$ ,  $P = 250\text{H}$ (усиление на ролике) со скоростью  $v = 1,64 \text{ м/мин}$ )

На основе разработанного алгоритма была проведена серия вычислительных экспериментов, моделирующих температурно-силовое воздействие на титановый псевдо- $\alpha$ -сплав Ti6Al2V и сталь 45 (для стали 45 изменение объема при мартенситном превращении на порядок выше) применительно к различным вариантам технологий поверхностного упрочнения:

- Упрочнение поверхностной пластической деформацией (ППД);
- Упрочнение эллиптическим синусоидальным источником тепла;
- Электромеханическая обработка.

Целью данного исследования является выделение вклада отдельных составляющих (тепловой, силовой, влияние фазовых превращений и др.) высокoenергетического воздействия в итоговое распределение остаточных напряжений в поверхностном слое исследуемого сплава.

Показано, что ЭМО поверхности титановых сплавов приводит к формированию в поверхностном слое дискретно структурированных областей остаточных напряжений с периодичностью аналогичной распределению зон структурного упрочнения (Рис. 3).

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

Установлено, что силовая составляющая воздействия при ЭМО и присутствие в поверхностном слое протекающих фазовых переходов по мартенситному механизму способствует смещению напряженного состояния в область сжатия по

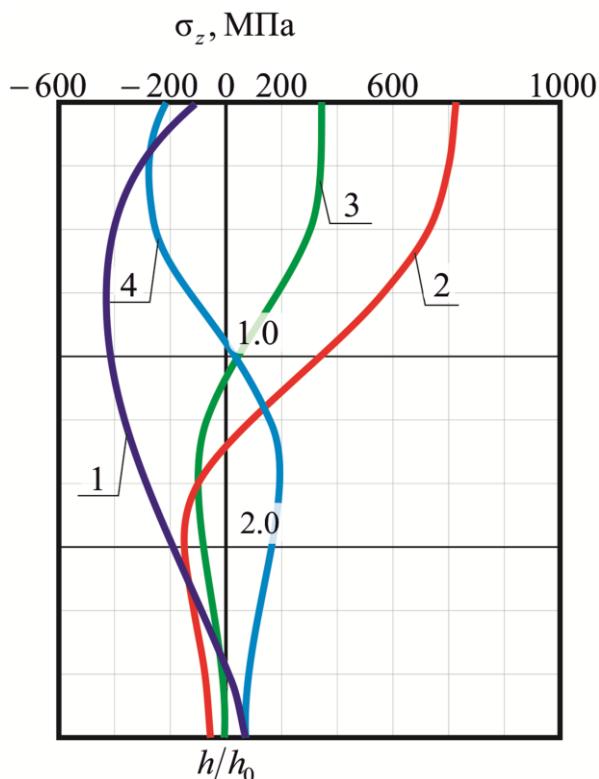


Рис. 4. Максимальные остаточные напряжения в поверхностном слое титанового сплава Ti6Al2V (1 – 3) и стали 45 (4) при различных вариантах высокoenергетического воздействия (1 – ППД; 2 – эллиптический синусоидальный источник тепла; 3, 4 – ЭМО)

сравнению с аналогичным, полученным после воздействия эллиптического источника тепла. Таким образом, неблагоприятное влияние высоких температур на поверхностный слой материала, характерное для многих технологий поверхностного упрочнения, с одной стороны, можно несколько нивелировать с помощью интенсивного силового воздействия, а с другой — наличие фазовых переходов, протекающих по бездиффузионному механизму со значительным изменением объема, приводит к кардинальному изменению характера

формируемых остаточных напряжений. Удобная для анализа эпюра максимальных остаточных напряжений приведена на Рис. 4.

При этом отметим, что весь диапазон вариантов распределения остаточных напряжений при термосиловом упрочнении, протекающем с образованием износостойких слоев, укладывается в интервале между второй и третьей эпюорой ( $P=0\text{H}$  и  $P=250\text{H}$  соответственно) (Рис. 5). Далее в тексте диссертации показан

более тонкий анализ напряженного состояния с использованием приведенных ранее безразмерных параметров вида тензора напряжений для всех вариантов воздействия на поверхностный слой материала.

Несколько улучшить данную картину можно, если применить комбинацию термосиловых воздействий на материал, например, после термосилового упрочнения использовать ППД. Такая комбинация позволяет создать под поверхностью упрочненной структуры область сжимающих напряжений (НС близкое к трехосному сжатию) с интенсивностью даже несколько больше, чем при обычном ППД. При этом характер напряженного состояния в упрочненной зоне не меняется, а лишь смещается в область растягивающих напряжений

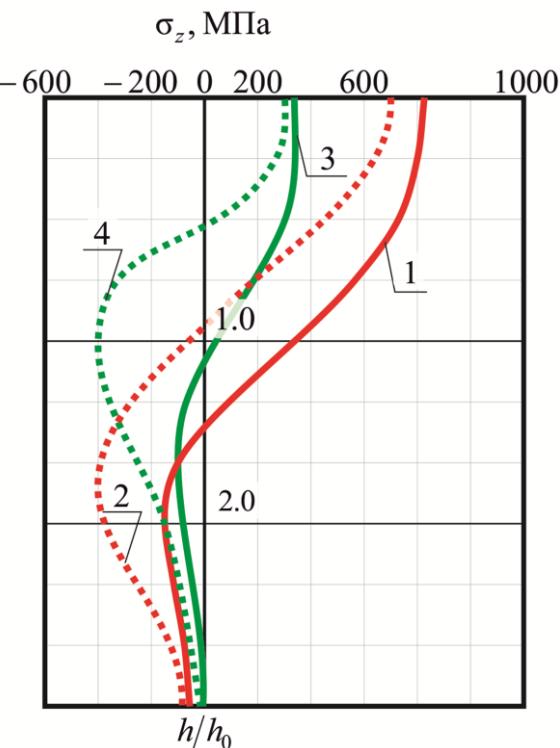


Рис. 5. Максимальные остаточные напряжения в поверхностном слое титанового сплава Ti6Al2V при различных вариантах комбинированного термосилового воздействия (1 – эллиптический синусоидальный источник тепла; 2 – эллиптический синусоидальный источник тепла + ППД; 3 – ЭМО, 4 – ЭМО + ППД)

меньшей интенсивности. Аналогичная ситуация наблюдается и при использовании обработки поверхности пластическим деформированием после только теплового воздействия, экстремум сжимающих напряжений при этом смещается на большую глубину

## ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. Приведена математическая постановка, рассмотрены особенности и методы решения термосиловой контактной задачи с учетом фазовых превращений применительно к моделированию высокоэнергетических технологических процессов.

2. Решена задача моделирования тепловых полей при ЭМО с учетом структурно-фазовых превращений. В частности, на примере титанового сплава Ti6Al2V приведена математическая модель формирования структуры металлических сплавов при ЭМО на основе совместного анализа расчетных данных о динамике температурных полей и термокинетической диаграммы. Получено хорошее соответствие между экспериментальным и прогнозируемым распределением структурных областей (зон упрочнения и разупрочнения).

3. Показаны основные этапы построения определяющих соотношений и разрешающих уравнений применительно к решению задачи контактного термосиловом деформирования. Приведены соответствующие соотношения теории пластического течения в скоростной форме в рамках изотропно-трансляционной модели упрочнения, рассмотрены вопросы интегрирования данных соотношений. Применительно к выбранной модели среды впервые осуществлена линеаризация используемого вариационного уравнения. Верификация разработанных моделей осуществлялась на основе решения тестовых задач.

4. В рамках разработанного программного обеспечения проведена серия вычислительных экспериментов, по анализу остаточных напряжений после высокоэнергетического воздействия на поверхностный слой в рамках различных технологических процессов (ППД, ЭМО, концентрированный источник тепла). Проанализирован вклад отдельных составляющих высокоэнергетического воздействия (силовой, термической и др.) в конечное распределение остаточных напряжений. В частности, выявлено значительное влияние деформационного упрочнения и фазовых превращений на характер жесткости напряженного состояния после упрочнения. Показано, что увеличение усилия на деформирующем инструменте при ЭМО титановых псевдо- $\alpha$ -сплавов приводит к монотонному снижению растягивающих остаточных напряжений. При этом наиболее благоприятное распределение остаточных напряжений получено в результате использования комбинированного упрочнения ЭМО+ППД.

## ПУБЛИКАЦИИ ПО ТЕМЕ ДИССЕРТАЦИИ

1. Электромеханическое упрочнение металлов и сплавов: монография / В.П. Багмутов, С.Н. Паршев, Н.Г. Дудкина, И.Н. Захаров, А.Н. Савкин, Д.С. Денисевич; ВолгГТУ. Волгоград, 2016. 460 с. (28,75 п. л.).

2. Bagmutov V.P., Denisevich D.S., Zakharov I.N., Ivannikov A.Yu. Nonlinear and coupled thermal effects during finite element simulation of contact thermo-force surface hardening. PNRPU Mechanics Bulletin. 2017. No.1. Pp. 233-250. (1,12 п.л. / 0,56 п. л.).

3. Bagmutov V.P., Zakharov I.N., Denisevich D.S. Features of solving technological problems in mechanics of bodies with non-uniform metal structure transformed in thermo-force loading. PNRPU Mechanics Bulletin. 2016. No. 1. Pp. 5-25. (1,3 п. л. / 0,65 п. л.).

4. Structure and microhardness of the plasma sprayed composite coatings after combined treatment / Ivannikov, A.Y., Kalita, V.I., Komlev, D.I., Radyuk, A.A., Bagmutov, V.P., Zakharov, I.N. Parshev, S.N., Denisevich, D.S. // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2018. Vol. 347. (0,375 п. л. / 0,187 п. л.).

5. Numerical study of crack initiation in surface hardened Ti6Al2V alloy based on the residual stress analysis / Savkin, A.N., Denisevich, D.S., Bagmutov, V.P., Zakharov, I.N., Sedov, A.A. // Springer Proceedings in Physics. 2018. Vol. 207. P. 429-437. (0,56 п. л. / 0,28 п. л.).

6. Effect of Intense Thermomechanical Treatment on the Structure and Properties of Titanium Pseudo-alpha Alloys during Electromechanical Treatment / Д.С. Денисевич [и др.] // Russian metallurgy (Metally). 2013. Vol. 2013, No. 9. С. 712-715. (0,25 п. л. / 0,125 п. л.).

7. Relation between the fracture laws and the fatigue life of a surface-hardened pseudo-alpha titanium alloy / В.П. Багмутов, В.И. Водопьянов, И.Н. Захаров, Д.С. Денисевич // Russian Metallurgy (Metally). 2016. Vol. 2016, No. 7. С. 663-668. (0,375 п. л. / 0,187 п. л.).

8. Денисевич, Д.С. Моделирование остаточных напряжений в титановом сплаве типа Ti6Al2V при электромеханическом упрочнении / Д.С. Денисевич, В.П. Багмутов, И.Н. Захаров // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре гос. технического ун-та. 2018. № III-1 (35) (Серия «Науки о природе и технике»). С. 48-55. (0,5 п. л. / 0,25 п. л.).

9. Особенности решения термоупругопластической контактной задачи применительно к электромеханической обработке стальной детали / Д.С. Денисевич [и др.] // Известия ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. Волгоград, 2015. № 8 (168). С. 58-63. (0,375 п. л. / 0,187 п. л.).

10. Багмутов, В.П. Особенности решения связанных задач механики неоднородных тел с трансформирующейся структурой / В.П. Багмутов, И.Н. Захаров, Д.С. Денисевич // Известия ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. Вып. 10. Волгоград, 2014. № 23 (150). С. 95-98. (0,25 п. л. / 0,125 п. л.).

11. Багмутов, В.П. Численное исследование напряжённо-деформированного состояния составных образцов с мягкой прослойкой при упругопластическом растяжении / В.П. Багмутов, Д.С. Денисевич, И.Н. Захаров // Известия ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. Вып. 10. Волгоград, 2014. № 23 (150). С. 99-102. (0,25 п. л. / 0,125 п. л.).

12. О связи закономерностей разрушения и циклической долговечности поверхностно-упрочнённого титанового псевдо-альфа-сплава Д.С. Денисевич [и др.] // Металлы. 2016. № 4 (июль–август). С. 94-100. (0,44 п. л. / 0,22 п. л.).

13. Влияние поверхностного упрочнения на механические свойства титанового псевдо-альфа-сплава / Д.С. Денисевич [и др] // Известия ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении. Волгоград, 2015. № 5 (160). С. 77-81. (0,31 п. л. / 0,15 п. л.).

14. Комбинированное поверхностное упрочнение стальных и титановых сплавов на основе электромеханической и ультразвуковой обработок / Д.С. Денисевич [и др.] // Известия ВолгГТУ. Серия "Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении". Вып. 7 : межвуз. сб. науч. ст. ВолгГТУ. Волгоград, 2013. № 6 (109). С. 68-71. (0,25 п. л. / 0,125 п. л.).