



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 1, 2015

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<http://vestnik.pstu.ru/mechanics/about/inf/>



DOI: 10.15593/perm.mech/2015.1.09

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ АНИЗОТРОПИИ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО УПРОЧНЕНИЯ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОЛЫХ И СПЛОШНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦАХ

В.П. Радченко¹, В.Ф. Павлов², М.Н. Саушкин¹

¹Самарский государственный технический университет, Самара, Россия

²Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королева (национальный исследовательский университет), Самара, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 20 декабря 2014 г.
Принята: 16 января 2015 г.
Опубликована: 31 марта 2015 г.

Ключевые слова:

поверхностное пластическое упрочнение, обкатка роликом, гидродробеструйная обработка, деформационная анизотропия, цилиндрические сплошные и полые образцы, остаточные напряжения, математическая модель, экспериментальные данные

АННОТАЦИЯ

Предложены математические модели для расчета остаточных напряжений и пластических деформаций в сплошных и полых поверхностно упрочненных цилиндрических образцах. Рассмотрены варианты упрочнения, приводящие к изотропии (гидродробеструйная обработка) и анизотропии (обкатка роликом) пластических деформаций в поверхностном слое. В математическую модель введен параметр анизотропии упрочнения, связывающий осевую и окружную компоненты тензора остаточных пластических деформаций. В качестве исходной информации используются определенные экспериментально осевая и/или окружная компоненты тензора остаточных напряжений. Введены гипотезы малости недиагональных компонент тензоров остаточных напряжений и пластических деформаций, пластической несжимаемости материала, отсутствия вторичных пластических деформаций материала в области сжатия приповерхностного слоя. Приведено решение краевых задач оценки напряженно-деформированного состояния в упрочненном слое после процедуры упрочнения для сплошных и полых цилиндрических изделий. Предложена методика идентификации параметров математической модели в соответствии с условиями самоуравновешенности остаточных напряжений. Детально описана методика экспериментального определения остаточных напряжений методом колец и полосок. Выполнен цикл экспериментальных исследований по упрочнению сплошных и полых образцов из стали 40Х (с различным отношением внешних и внутренних диаметров) в режимах обкатки роликом и гидродробеструйной обработки и определению остаточных напряжений. Выполнена проверка адекватности математической модели экспериментальным данным. Наблюдается хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных. Приведены численные расчетные значения параметра анизотропии упрочнения. Показано, что процедура анизотропного упрочнения поверхности (обкатка роликом) приводит к существенному расщеплению эпюр окружных и осевых остаточных напряжений по глубине упрочненного слоя, в отличие от случая изотропного упрочнения (гидродробеструйная обработка), где они практически совпадают. Экспериментально и расчетным путем показано, что для образцов с одинаковой геометрией упрочнение роликом приводит к более высоким значениям (по модулю) сжимающих напряжений, которые более чем на 30% превосходят напряжения, формирующиеся после гидродробеструйной обработки. Основные результаты работы иллюстрируются данными таблиц и соответствующими эпюрами распределения остаточных напряжений.

© ПНИПУ

© Радченко Владимир Павлович, доктор физико-математических наук, профессор, e-mail: radch@samgtu.ru
Павлов Валентин Федорович, доктор технических наук, профессор, e-mail: sopromat@ssau.ru
Саушкин Михаил Николаевич, кандидат физико-математических наук, доцент, e-mail: saushkin.mn@samgtu.ru

Vladimir P. Radchenko, Doctor of Physical and Mathematical Sciences, Professor, e-mail: radch@samgtu.ru
Valentin Ph. Pavlov, Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: sopromat@ssau.ru
Mikhail N. Saushkin, Ph.D. in Physical and Mathematical Sciences, Ass. Professor, e-mail: saushkin.mn@samgtu.ru

INVESTIGATION OF SURFACE PLASTIC HARDENING ANISOTROPY INFLUENCE ON RESIDUAL STRESSES DISTRIBUTION IN HOLLOW AND SOLID CYLINDRICAL SPECIMENS

V.P. Radchenko¹, V.Ph. Pavlov², M.N. Saushkin¹

¹Samara State Technical University, Samara, Russian Federation

²Samara State Aerospace University, Samara, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 20 December 2014

Accepted: 16 January 2015

Published: 31 March 2015

Keywords:

surface plastic hardening, roller burnishing process, hydraulic shot blasting procedure, deformation anisotropy, solid and hollow cylindrical samples, residual stresses, mathematical model, experimental data

ABSTRACT

For the calculation of residual stresses and plastic strains in hollow and solid surface-hardened cylindrical specimens we suggest the mathematical models, which take into account both the cases of hardening leading to the isotropy (hydraulic shot blasting procedure) and to the anisotropy (roller burnishing process) of plastic strains in the surface layer. The introduced mathematical model has a hardening anisotropy parameter which ties the axial and circumferential components of the residual plastic strains tensor. We use the determined axial and/or circumferential components of the residual stresses tensor as the input information. Also we use the following assumptions: smallness of the off-diagonal elements of the residual plastic strains tensor and residual stresses tensor, plastic incompressibility of material, absence of the secondary plastic strains of the material in the compression area of the surface layer. The boundary value problems of the hardened layer stress-strain state estimation after the hardening for the hollow and solid cylindrical specimens are solved and the solution is given in the paper. We give the method for the mathematical model parameter identification under the condition of self-equilibrated residual stresses and the method for the experimental determination of residual stresses by the circles and strips approach. Also, the cycle of the hardening experiments for the hollow and solid specimens from the 40Kh steel (having different proportions of internal and outer diameters) in the roller burnishing process and hydraulic shot blasting modes was performed with the determination of the residual stresses. The mathematical model adequacy is verified through the comparisons with experimental data; good agreement of the calculated and experimental data is demonstrated. The calculated numerical values of the hardening anisotropy parameter are given. The fact that the procedure of surface anisotropic hardening (roller burnishing process) leads to the strong layering of the epures of axial and circumferential residual stresses in depth of the hardened layer is established. Contrastingly, the case of the isotropic hardening (hydraulic shot blasting) leads to almost coinciding epures. Using the experimental and calculated data we have shown that the hardening of tool roller type leads to the larger absolute values of the compressing stresses, which by more than 30% exceeds the stresses after the hardening of hydraulic shot blasting type for the specimens of the same geometry. For the main results of the research we have given the necessary data in the table and also we have presented the epures for the residual stresses distribution.

© PNRPU

Наряду с металлофизическими подходами к улучшению прочностных свойств металлов и конструкторскими методами улучшения надежности элементов конструкций важную роль играют и технологические способы повышения характеристик износостойкости, прочности и сопротивления усталости на основе методов поверхностного пластического деформирования [1–8 и др.]. При этом положительный эффект от поверхностного пластического деформирования обусловлен главным образом за счет возникновения сжимающих остаточных напряжений в тонком поверхностно упрочненном слое детали, которые замедляют или вообще блокируют эволюцию (выход на поверхность) различного рода вакансий и дислокаций в процессе эксплуатации изделия. Число работ в области разработки феноменологических методов оценки остаточных напряжений и их влияния на физико-механические характеристики, повышающих показатели надежности, неоспоримо, но подавляющее их большинство связано с сугубо экспериментальными подходами, позволяющими определить одну или две компоненты тензора остаточных напряжений [9–15 и др.].

В работах [16, 17] рассмотрены подходы для определения трехосных полей остаточных напряжений, однако предложенные методы практически неразрешимы на техническом уровне. Кроме того, математическое разрешение проблемы определения остаточных напряжений в этих методах приводит к необходимости решения плохо обусловленных обратных задач. Существующие численные и численно-аналитические методы можно применять только в случае, если они сводятся либо к классической контактной упруго-пластической задаче [18–21], либо к задаче термоупругопластичности [22–27]. Применение аналогичных подходов к математическому моделированию методов поверхностного пластического деформирования, основанных на ударном (динамическом) взаимодействии инструмента с поверхностью деталей (обработка дробью, виброударная, центробежно-ударная обработка и др.) и квазистатическом взаимодействии деформирующего элемента (шарики, ролики и др.) с обрабатываемой поверхностью по схемам качения, скольжения или внедрения, крайне затруднительно в силу сложности учета всех технологических параметров процедуры упрочнения. Это связано с тем, что и при динамическом, и квазистатическом процессах упрочнения деформирующий элемент упорядоченно или хаотично оставляет на поверхности большое число локальных пластических отпечатков, которые в результате покрывают всю поверхность детали. Размеры очага пластической деформации зависят от материала детали, размера и формы инструмента, от энергии удара по поверхности и многих других (в основном случайных) факторов.

Математическое описание кинетики упрочненных конструкций в силовом поле внешних нагрузок приводит к постановке краевых задач с начальным напряженно-деформированным состоянием, сформированным после процедуры поверхностного пластического упрочнения. Для решения таких задач необходимо иметь полную информацию о тензорах остаточных напряжений и пластических деформаций по всему объему интегрирования. В работах [28, 29] разработан расчетно-экспериментальный метод определения компонент тензоров остаточных напряжений и пластических деформаций в сплошном цилиндрическом образце по экспериментально определенной окружной компоненте тензора остаточных напряжений в поверхностно упрочненном слое (задача решается в стандартной цилиндрической системе координат r, θ, z), при этом недиагональными компонентами тензоров напряжений и деформаций авторы пренебрегали. При решении поставленной задачи в [28, 29] использован ряд гипотез, одна из которых следующая: характер распределения пластических деформаций по глубине упрочненного слоя цилиндрического образца такой же, как и при упрочнении полупространства, что математически означает выполнение равенства $q_z(r) = q_\theta(r)$ (здесь $q_z(r)$ и $q_\theta(r)$ – осевая и окружная компонента остаточных пластических деформаций). В дальнейшем будем говорить, что технологии упрочнения (пневмо- и гидродробеструйная обработка, обработка микрошариками, термопластическое упрочнение), соответствующие этой гипотезе, относятся к изотропному упрочнению поверхности в направлениях осей z и θ .

Существующие экспериментальные данные [12, 13] и расчеты, выполненные в [28, 29], показывают, что при изотропном упрочнении эпюры осевой и окружной компонент остаточных напряжений в области упрочненного слоя у сплошных цилиндрических образцов практически совпадают. Однако для ряда упрочняющих обработок, например таких как обкатка роликом, алмазное выглаживание и др., величины экспериментальных осевых и окружных компонент остаточных напряжений в слое существенно различаются, и методика [28, 29] требует модификации. Попытка обобщения и уточнения модели [28,

29] предпринята в работах [30–32], в которых введен параметр анизотропии упрочнения α , учитывающий анизотропность распределения полей остаточных пластических деформаций соотношением

$$q_z = \alpha q_\theta, \quad 0 < \alpha < \infty, \quad (1)$$

причем при $\alpha \neq 1$ наблюдается существенное «расслоение» расчетных диаграмм осевых и окружных компонент остаточных напряжений в упрочненном слое.

В работе [33] методика работ [28–32] обобщена на поверхностно упрочненные полые цилиндрические образцы. Однако в [28–33] не были выполнены детальные теоретические и экспериментальные исследования влияния параметра анизотропии поверхностного пластического упрочнения на напряженно-деформированное состояние упрочненного слоя сплошных и полых цилиндрических образцов, что и является целью настоящей работы.

1. Методика оценки напряженно-деформированного состояния в упрочненном слое сплошного цилиндрического образца

Приведем основные формулы для расчета остаточных напряжений и пластических деформаций, полученные для самого общего случая анизотропии упрочнения в [30–32], не вдаваясь в детальные подробности их вывода.

Вводится стандартная цилиндрическая система координат, через $\sigma_i = \sigma_i(r)$ и $q_i = q_i(r)$ ($i = r, \theta, z$) обозначим радиальные, окружные и осевые компоненты тензора остаточных напряжений и пластических деформаций соответственно (недиагональными компонентами этих тензоров пренебрегаем в силу их малости).

Будем считать, что после упрочнения известны величина α в соотношении (1) и полное распределение окружной компоненты остаточных напряжений $\sigma_\theta = \sigma_\theta(r)$ ($0 \leq r \leq R$, R – радиус образца). Из уравнений равновесия

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r = \sigma_\theta, \quad (2)$$

совместности деформации для полных деформаций $\varepsilon_i = e_i + q_i$ (e_i – тензор упругих деформаций)

$$r \frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \varepsilon_\theta = \varepsilon_r, \quad (3)$$

условия пластической несжимаемости

$$q_r + q_\theta + q_z = 0, \quad (4)$$

закона Гука

$$e_i = \frac{1}{E}((1 + \nu)\sigma_i - \nu\sigma_0), \quad i = r, \theta, z, \quad (5)$$

где $\sigma_0 = \sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z$; E – модуль Юнга; ν – коэффициент Пуассона для рассматриваемого материала, и гипотезы (1) можно выразить все компоненты напряженно-деформированного состояния упрочненного цилиндра через величины α и σ_θ [30–32]:

$$\sigma_r(r) = \frac{1}{r} \int_0^r \sigma_\theta(\xi) d\xi, \quad 0 \leq r \leq R, \quad (6)$$

$$q_\theta(r) = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1+\alpha\nu)^2 E} r^{-\frac{2+\alpha}{1+\alpha\nu}} \int_0^r \xi^{\frac{1+\alpha-\alpha\nu}{1+\alpha\nu}} (\sigma_r(\xi) + (1+\alpha)\sigma_\theta(\xi)) d\xi + \frac{1+\nu}{(1+\alpha\nu)E} (\nu\sigma_r(r) - (1-\nu)\sigma_\theta(r)), \quad (7)$$

$$q_z(r) = \alpha q_\theta(r), \quad q_r(r) = -q_\theta(r)(1+\alpha), \quad (8)$$

$$\varepsilon_z^0 = \frac{2}{R^2} \int_0^R \xi \left[q_z(\xi) - \frac{\nu}{E} (\sigma_r(\xi) + \sigma_\theta(\xi)) \right] d\xi, \quad (9)$$

$$\sigma_z(r) = E(\varepsilon_z^0 - q_z(r)) + \nu(\sigma_r(r) + \sigma_\theta(r)). \quad (10)$$

Из уравнения равновесия (2) и условия $\sigma_r(R) = 0$, которое означает, что упрочненный цилиндрический образец находится в естественном ненагруженном состоянии, получаем

$$\int_0^R \sigma_\theta(r) dr = \int_0^R d(r\sigma_r(r)) = 0, \quad (11)$$

т. е. эпюра напряжений $\sigma_\theta = \sigma_\theta(r)$ является самоуравновешенной.

2. Методика идентификации параметров математической модели

Для реализации расчетной схемы (6)–(10) необходимо, чтобы величина $\sigma_\theta(r)$ была известна по всему радиусу образца, но экспериментально ее можно определить только в тонком упрочненном слое (области сжатия) [9–13], поэтому данные для $\sigma_\theta(r)$ необходимо экстраполировать в область растяжения, но так, чтобы не нарушалось условие самоуравновешенности (11). Для этой цели используется следующая аналитическая аппроксимация компоненты $\sigma_\theta(r)$:

$$\sigma_\theta(r) = \sigma_0 - \sigma_1 \exp\left(-\frac{(R-h^*-r)^2}{b^2}\right), \quad 0 \leq r \leq R, \quad (12)$$

где $h^* = R - r^*$ – глубина слоя, при которой компонента $\sigma_\theta(r)$ принимает свой минимум; σ_0 , σ_1 и b – параметры, подлежащие определению; она теоретически обоснована и экспериментально подтверждена в работах [28–32].

Рассмотрим алгоритм определения параметров σ_0 , σ_1 и b в (12) в предположении, что известна экспериментальная информация для компоненты $\sigma_\theta(r)$ в области сжатия и задан параметр анизотропии α в (1). Используя условие самоуравновешенности (11) для окружной компоненты $\sigma_\theta(r)$ и условия

$$\sigma_\theta(r^*) = \sigma^*, \quad \sigma_\theta(r_0) = 0, \quad (13)$$

где σ^* – экспериментальное значение минимума величины $\sigma_\theta(r)$, которое достигается в точке $r = r^*$, а r_0 – значение радиуса, при котором значение окружной компоненты обращается в нуль, с учетом (12) получаем систему трех нелинейных уравнений относительно σ_0 , σ_1 и b , численное решение которой не вызывает принципиальных трудностей.

Таким образом, методику определения полей остаточных напряжений и пластических деформаций при известных α и экспериментальной зависимости $\sigma_\theta = \sigma_\theta(r)$ можно представить следующей схемой (над стрелками указаны формулы, по которым определяются соответствующие величины):

$$R, r_0, r^*, \sigma^* \xrightarrow{(11)-(13)} \sigma_0, \sigma_1, b \xrightarrow{(12)} \sigma_\theta(r) \xrightarrow{(6)} \sigma_r(r) \xrightarrow{(7)} q_\theta(r) \xrightarrow{(8)} q_r, q_z \xrightarrow{(9),(10)} \sigma_z(r), \quad (14)$$

при этом в схеме (14) под вычислением $\sigma_\theta = \sigma_\theta(r)$ подразумевается аналитическая аппроксимация этой зависимости по формуле (12).

Однако на практике величина α в соотношении (1) неизвестна, и ее можно определить лишь после проведения экспериментальных исследований. В этом случае схема (14) существенно изменяется, и в качестве исходной экспериментальной информации необходимо иметь зависимости $\sigma_\theta(r)$ и $\sigma_z(r)$ по толщине упрочненного слоя, а параметр α подлежит процедуре идентификации. Здесь задача сводится к поисковому методу оптимизации: целенаправленно варьируются параметры r_0 , r^* , σ^* , которые, в свою очередь, варьируют параметры аппроксимации (12), и α , и для каждой такой совокупности значений этих параметров осуществляется численный расчет по схеме (14) до достижения минимума функционала:

$$\Delta_\theta + \Delta_z \rightarrow \min; \quad \Delta_i = \left[\frac{\sum_{k=1}^N (\sigma_i(r_k) - \tilde{\sigma}_i(r_k))^2}{\sum_{k=1}^N (\tilde{\sigma}_i(r_k))^2} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad i = \theta, z, \quad (15)$$

где Δ_i – функционал нормированного среднеквадратического отклонения расчетных значений $\sigma_i(r_k)$ от соответствующих экспериментальных значений $\tilde{\sigma}_i(r_k)$; N – число точек дискретизации радиуса r_k в упрочненном слое, в которых известны экспериментальные и расчетные значения окружной и осевой компонент остаточных напряжений.

3. Методика оценки напряженно-деформированного состояния в упрочненном слое полого цилиндрического образца

Рассмотрим полый цилиндр с внешним радиусом R_2 и внутренним R_1 , внешняя поверхность которого подверглась процедуре упрочнения. Схема решения задачи о напряженно-деформированном состоянии в полом цилиндре аналогична схеме (14) для сплошного цилиндра и изложена в работе [33]. Основные расчетные формулы имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \sigma_r(r) &= \frac{1}{r} \int_{R_1}^r \sigma_\theta(\xi) d\xi, \quad R_1 \leq r \leq R_2, \\ q_\theta(r) &= \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1+\alpha\nu)^2 E} r^{\frac{2+\alpha}{1+\alpha\nu}} \int_{R_1}^r \xi^{\frac{1+\alpha-\alpha\nu}{1+\alpha\nu}} (\sigma_r(\xi) + (1+\alpha)\sigma_\theta(\xi)) d\xi + \\ &+ \frac{1+\nu}{(1+\alpha\nu)E} (\nu\sigma_r(r) - (1-\nu)\sigma_\theta(r)), \\ q_z(r) &= \alpha q_\theta(r), \quad q_r(r) = -q_\theta(r)(1+\alpha), \\ \varepsilon_z^0 &= \frac{2}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \xi \left[q_z(\xi) - \frac{\nu}{E} (\sigma_r(\xi) + \sigma_\theta(\xi)) \right] d\xi, \\ \sigma_z(r) &= E(\varepsilon_z^0 - q(r)) + \nu(\sigma_r(r) + \sigma_\theta(r)). \end{aligned}$$

Основные изменения касаются граничных условий для компоненты $\sigma_r(r)$:

$$\sigma_r(R_1) = \sigma_r(R_2) = 0,$$

условия самоуравновешенности

$$\int_{R_1}^{R_2} \sigma_\theta(r) dr = 0 \quad (16)$$

и аппроксимации экспериментальной зависимости для $\sigma_\theta(r)$

$$\sigma_\theta(r) = \left(\sigma_0 - \sigma_1 \exp \left[- \left(\frac{R_2 - h^* - r}{b} \right)^2 \right] \right) (r - R_1), \quad (17)$$

которая теоретически обоснована и экспериментально подтверждена в работе [33].

Методика определения параметров σ_0 , σ_1 и b аппроксимации (17) аналогична соответствующей методике для сплошного цилиндра, т. е. используются характерные точки эпюры: $h^* = R_2 - r^*$ – расстояние от упрочненной поверхности, при котором экспериментальная компонента $\sigma_\theta(r)$ принимает свой минимум $\sigma^* = \sigma_\theta(r^*)$; координата r_0 , для которой выполняется условие $\sigma_\theta(r_0) = 0$ и условие самоуравновешенности (16).

Таким образом, схема определения полей остаточных напряжений и пластических деформаций (точнее последовательность их вычисления) будет полностью аналогична схеме для сплошного цилиндра (14).

4. Упрочнение и экспериментальное определение остаточных напряжений в сплошных и полых цилиндрических образцах

Поскольку целью работы является детальное исследование влияния анизотропии поверхностного пластического упрочнения на напряженно-деформированное состояние сплошных и полых цилиндрических изделий, выполнено комплексное экспериментальное

исследование для сплошных цилиндрических образцов из стали 40Х диаметром $D = 25$ мм и полых образцов с различными значениями внешнего и внутреннего диаметров D_2 / D_1 (25/10 и 25/19 мм) при двух технологиях упрочнения: обкатка роликом (соответствует процедуре анизотропного упрочнения) и гидродробеструйная обработка (соответствует изотропному упрочнению). Для каждого режима упрочнения и каждого варианта геометрических параметров образцов использовались образцы в количестве 5 штук из одной серии (поставки). Обкатка роликом (диаметр ролика 60 мм, профильный радиус 1,6 мм) для всех типов образцов осуществлялась с усилием накатывания 1 Кн при подаче 0,11 мм/об и скорости вращения образца 400 об/мин. При гидродробеструйной обработке поверхность образцов обрабатывалась в течение 8 мин стальными шариками диаметром 2 мм вместе с маслом при давлении 0,28 МПа.

Остаточные напряжения после процедуры упрочнения определялись по методу колец и полосок [10–13, 32, 36], для чего сплошные образцы предварительно рассверливались и растачивались до втулок с внутренним диаметром $D_1 = 20,15$ мм; полые цилиндрические образцы с диаметрами 25/10 мм растачивались до внутреннего диаметра $D_1 = 20,12$ мм; к образцам с диаметрами 25/19 мм процедуры рассверливания и растачивания не применялись.

Дополнительные окружные $\hat{\sigma}_\theta$ и осевые $\hat{\sigma}_z$ напряжения, вызванные рассверливанием и растачиванием образцов, определялись по формулам [10–13, 32]

$$\hat{\sigma}_\theta = \frac{E}{1-\nu^2}(\hat{\epsilon}_\theta + \nu\hat{\epsilon}_z), \quad \hat{\sigma}_z = \frac{E}{1-\nu^2}(\hat{\epsilon}_z + \nu\hat{\epsilon}_\theta), \quad (18)$$

где $\hat{\epsilon}_\theta$, $\hat{\epsilon}_z$ – деформации цилиндрического образца на внешней поверхности в осевом и окружном направлении, образовавшиеся в результате расточки и измеренные тензорезисторами; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0.3$. Экспериментальные значения $\hat{\epsilon}_\theta$ и $\hat{\epsilon}_z$ после расточки образцов для технологий обкатки роликом (ОР) и гидродробеструйной обработки (ГДО), а также дополнительные напряжения $\hat{\sigma}_\theta$, $\hat{\sigma}_z$, рассчитанные по формулам (18), для сплошных ($D_2 / D_1 = 25 / 0$) и полых ($D_2 / D_1 = 25 / 10$) образцов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Значения деформаций и напряжений после процедуры рассверливания и растачивания

Режим упрочнения	D_2 / D_1	$\hat{\epsilon}_\theta \cdot 10^5$	$\hat{\epsilon}_z \cdot 10^5$	$\hat{\sigma}_\theta$, МПа	$\hat{\sigma}_z$, МПа
ОР	25 / 0	26,0	62,5	98,35	154,51
	25 / 10	22,5	62,0	90,33	151,10
ГДО	25 / 0	20,0	27,0	61,76	72,53
	25 / 10	15,0	17,0	44,18	47,25

Из полученных в результате расточки втулок с внутренним диаметром $D_1^* = 20,15$ мм и внешним $D_2 = 25$ мм, полученных из сплошных образцов, и втулок с диаметром $D_1^* = 20,12$ мм, $D_2 = 25$ мм, полученных из полых образцов, вырезали коль-

ца шириной $B = 10$ мм и толщиной стенки $H = (D_2 - D_1^*)/2$ (для каждого варианта из табл. 1 использовалось 2 втулки на 10 колец) и полоски вдоль образующей втулки длиной $L = 30$ мм, которые вырезали в пределах центрального угла $\psi = 26^\circ$ поперечного кольцевого сечения образца (для каждого варианта табл. 1 использовано 3 втулки на 27 полосок, рис. 1). Для образцов с первоначальными размерами $D_2/D_1 = 25/19$ кольца и полоски вырезались без расточки образца в том же самом количестве. Сразу после вырезки у полосок измеряли прогиб $f(0)$ (как показано на рис. 2, а), а у колец после разрезки – изменение диаметра (рис. 3, а).

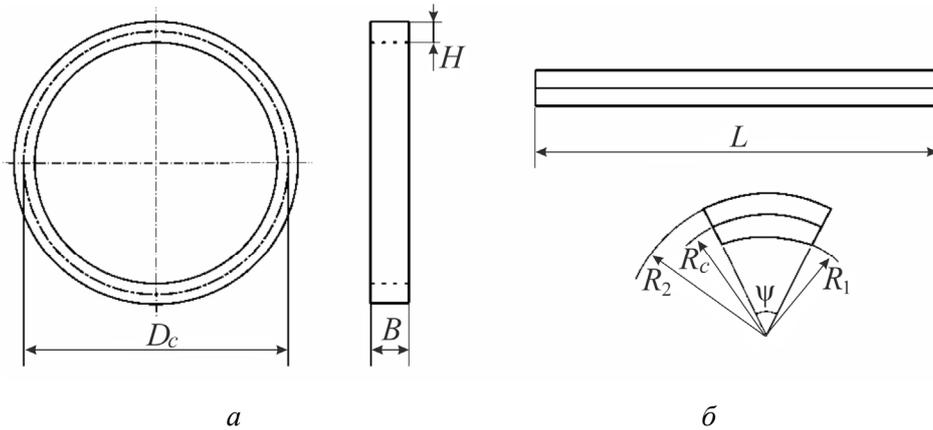


Рис. 1. Кольцо (а) и полоска (б), вырезанные из втулки

Далее электрохимическим полированием производилось удаление слоев колец, что привело к изменению диаметра $\delta(h)$ (рис. 3, б). При удалении слоев полосок измерялись их прогибы $f(h)$ по схеме, представленной на рис. 2, б. Отметим, что здесь $f(h)$ (так же как и $\delta(h)$) отсчитываются от состояния полоски (кольца) до вырезки из втулки. На рис. 2 и 3 полоска и кольцо до вырезки из втулки изображены штриховой линией.

Комбинации остаточных окружных $\bar{\sigma}_\theta$ и осевых $\bar{\sigma}_z$ напряжений втулки в полосках $\bar{\sigma}_n(h)$ и кольцах $\bar{\sigma}_k(h)$ определялись по формулам [10–13, 32]

$$\bar{\sigma}_k(h) = \bar{\sigma}_\theta(h) - \mu \bar{\sigma}_z(h) = 2 \frac{E \delta(0)}{D_c^2} \left(\frac{H}{2} - h \right) - \tag{19}$$

$$- \frac{1}{3} \frac{E(H-h)^2}{D_c^2} \frac{d\delta(h)}{dh} + \frac{4E(H-h)}{3D_c^2} \delta(h) - \frac{2E}{3D_c^2} \int_0^h \delta(\xi) d\xi,$$

$$\bar{\sigma}_n(h) = \bar{\sigma}_z(h) - \mu \bar{\sigma}_\theta(h) = \frac{8E}{L^2 R_2 (2R_2 \sin \frac{\psi}{2} - R_c \psi)} \left[f(h) \frac{df(0)}{dh} + I(0) \frac{df(h)}{dh} \right], \tag{20}$$

где $D_c = (D_1 + D_2)/2$ – средний диаметр кольца; h – расстояние от наружной поверхности втулки до слоя, в котором вычисляли остаточное напряжение; R_2, R_1 – наружный и внутренний радиусы цилиндрической полоски;

$$R_c = \frac{4 \sin \frac{\psi}{2}}{3\psi} \frac{R_2^3 - R_1^3}{R_2^2 - R_1^2}$$

– радиус центра тяжести поперечного сечения цилиндрической полоски;

$$I(h) = \frac{\Psi + \sin \Psi}{8} [(R_2 - h)^4 - R_1^4] - \frac{8 \sin \frac{\Psi}{2} [(R_2 - h)^3 - R_1^3]^2}{\Psi (R_2 - h)^2 - R_1^2}$$

– момент инерции поперечного сечения полоски относительно нейтральной оси.

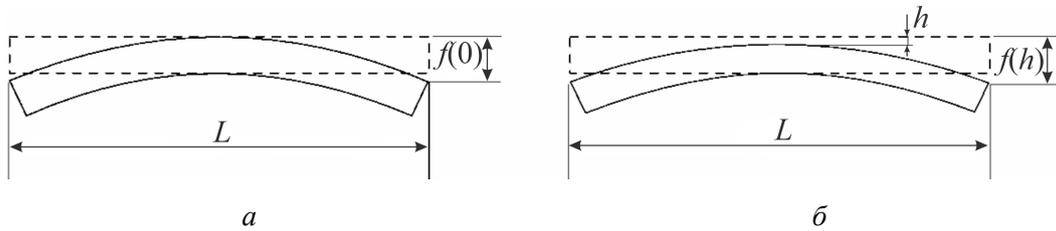


Рис. 2. Схема измерения прогиба полоски: *a* – после вырезки; *б* – после вырезки и удаления слоя толщиной *h*

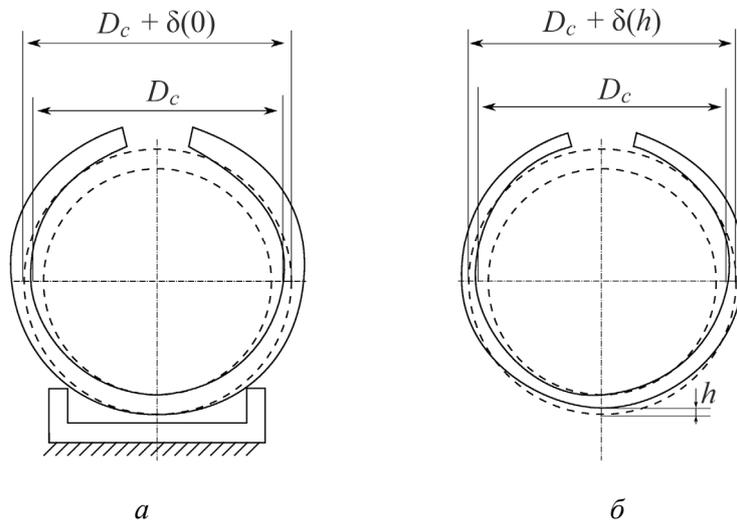
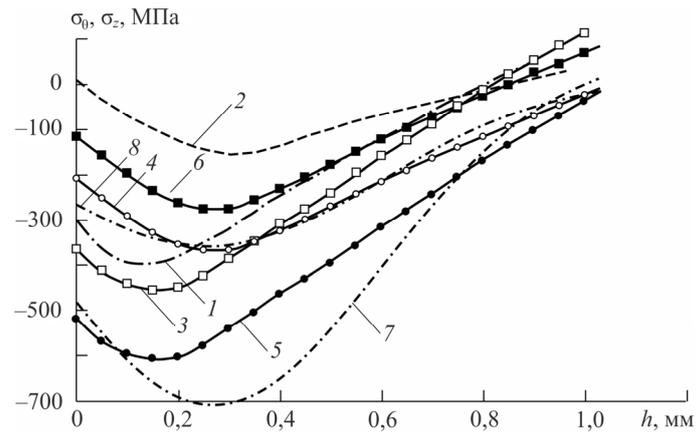


Рис. 3. Схема измерения перемещений кольца: *a* – после разрезки; *б* – после разрезки и удаления слоя толщиной *h*

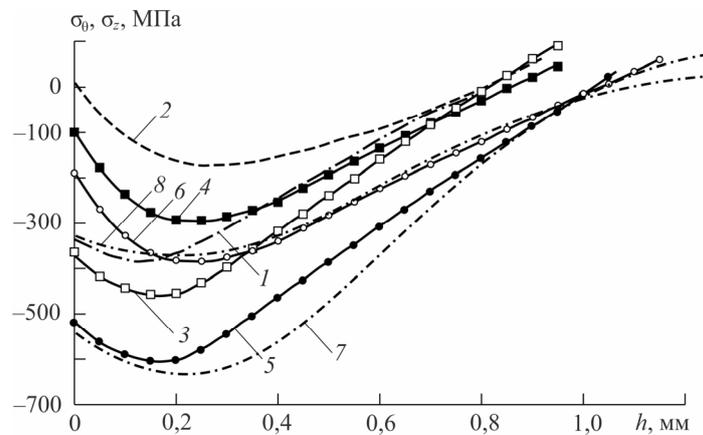
В качестве примера на рис. 4 (эпюры 1 и 2) приведены комбинации осевых и окружных напряжений втулки в полосках $\bar{\sigma}_n(h)$ и кольцах $\bar{\sigma}_k(h)$, вычисленные по зависимостям (19) и (20), для режима обкатки роликом.

Формулы для определения осевых $\bar{\sigma}_z(h)$ и окружных $\bar{\sigma}_\theta(h)$ остаточных напряжений втулки получаются из решения системы двух линейных уравнений (19), (20) относительно этих напряжений при известных $\bar{\sigma}_n(h)$, $\bar{\sigma}_k(h)$ и принимают вид

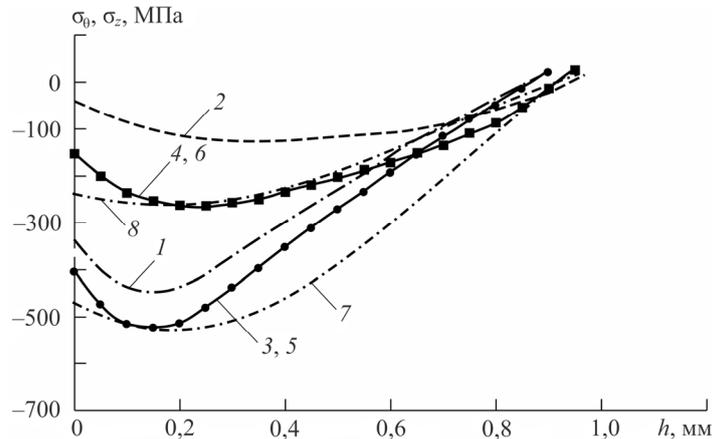
$$\bar{\sigma}_z(h) = \frac{1}{1-\mu^2} [\bar{\sigma}_n(h) + \mu \cdot \bar{\sigma}_k(h)], \quad \bar{\sigma}_\theta(h) = \frac{1}{1-\mu^2} [\bar{\sigma}_k(h) + \mu \bar{\sigma}_n(h)]. \quad (21)$$



a



б



в

Рис. 4. Осевые и окружные напряжения во втулках, полосках, сплошном (*a*) и полом (*б, в*) цилиндрических образцах из стали 40X после обкатки роликом: *a* – $D_2 / D_1 = 25 / 0$; *б* – $D_2 / D_1 = 25 / 10$; *в* – $D_2 / D_1 = 25 / 19$; 1 – $\bar{\sigma}_n(h)$; 2 – $\bar{\sigma}_k(h)$; 3 – $\hat{\sigma}_z(h)$; 4 – $\hat{\sigma}_\theta(h)$, 5 – $\bar{\sigma}_z(h)$; 6 – $\bar{\sigma}_\theta(h)$; 7 – аппроксимация $\sigma_\theta(h)$; 8 – расчет $\sigma_z(h)$

Распределение осевых $\bar{\sigma}_z$ и окружных $\bar{\sigma}_\theta$ остаточных напряжений втулки, определенных по формулам (21) для режимов обкатки роликом, представлено на рис. 4 (эпюры 3 и 4). Окончательные формулы для определения окружных $\sigma_\theta(h)$ и осевых $\sigma_z(h)$ остаточных напряжений сплошных цилиндрических образцов имеют вид

$$\sigma_\theta(h) = \bar{\sigma}_\theta(h) - \hat{\sigma}_\theta, \quad \sigma_z(h) = \bar{\sigma}_z(h) - \hat{\sigma}_z, \quad (22)$$

где $\hat{\sigma}_\theta$ и $\hat{\sigma}_z$ определяются по зависимостям (18), а $\bar{\sigma}_\theta(h)$ и $\bar{\sigma}_z(h)$ – по (21).

Вычисленные по формулам (22), (18), (21) «экспериментальные» (если быть точным – расчетно-экспериментальные) остаточные напряжения $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ по толщине упрочненного слоя h после процедуры упрочнения обкаткой роликом для сплошных образцов приведены на рис. 4, а, а для полых образцов – на рис. 4, б и в (эпюры 5 и 6). Следует отметить, что для полых образцов с $D_2 / D_1 = 25 / 19$ (рис. 4, в) расточка и рассверливание не выполнялись, поэтому $\hat{\sigma}_\theta = \hat{\sigma}_z = 0$ и из (22) следует $\sigma_\theta(h) = \bar{\sigma}_\theta(h)$, $\sigma_z(h) = \bar{\sigma}_z(h)$.

Аналогичные расчетно-экспериментальные исследования были выполнены для сплошных и полых цилиндрических образцов, упрочненных по технологии гидродробеструйной обработки. Поэтапная детализация расчета остаточных напряжений здесь не приводится, а на рис. 5 представлены лишь окончательные «экспериментальные» данные для $\sigma_z(h)$ (сплошные линии). Зависимость для $\sigma_\theta(h)$ на рис. 5 не представлена, так как для гидродробеструйной обработки, которая приводит к изотропному упрочнению поверхности (в соотношениях (1) величина $\alpha = 1$), величины $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ практически совпадают.

5. Результаты расчетов и анализ результатов

Для количественной оценки величины анизотропии поверхностного упрочнения при обкатке роликом (ОР) согласно методике для сплошных и полых образцов использовались эпюры 5 и 6 на рис. 4 для $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$. Параметры аппроксимации компоненты остаточных напряжений $\sigma_\theta(h)$ для сплошных (формула (12)) и полых (формула (17)) упрочненных образцов приведены в табл. 2. Здесь же приведены значения погрешностей расчетных данных для компонент $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ по отношению к экспериментальным данным, вычисленные на основании (15), а также численные значения параметра анизотропии α . На рис. 4 для сплошного и полых цилиндров приведены определенные экспериментально (линии 5 и 6) и рассчитанные по приведенным выше методикам теоретические (линии 7, 8) остаточные напряжения $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$.

При гидродробеструйной обработке (ГДО) экспериментальные зависимости для $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ практически совпадают, что также отражается теоретическими моделями и для сплошных, и для полых образцов при коэффициенте $\alpha = 1$. В табл. 2 приведены параметры аппроксимаций (12) и (17) и погрешность Δ_z отклонения расчетных данных от экспериментальных для компоненты $\sigma_z(h)$, а на рис. 5 представлены экспериментальные (штриховые линии) и расчетные (сплошные линии) значения для $\sigma_z(h)$.

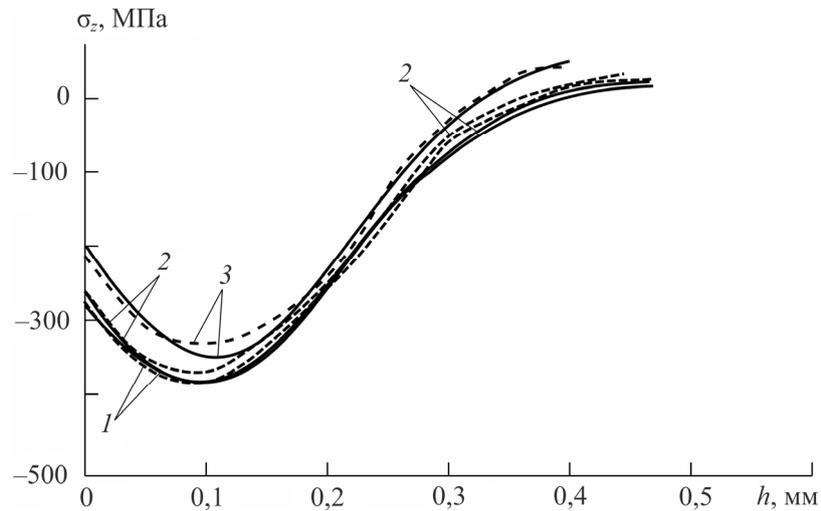


Рис. 5. Осевые остаточные напряжения в сплошных и полых цилиндрических образцах из стали 40X после гидродробеструйной обработки: 1 – $D_2 / D_1 = 25 / 0$; 2 – $D_2 / D_1 = 25 / 10$; 3 – $D_2 / D_1 = 25 / 19$; штриховые линии – эксперимент, сплошные линии – расчет

Таблица 2

Значения параметров аппроксимации окружной компоненты $\sigma_\theta(h)$

Режим упрочнения	D_2 / D_1	σ_0 , МПа	σ_1 , МПа	b , мм	h^* , мм	Δ_z , %	Δ_θ , %	α
ОР	25/0	19,95	376,2	0,48	0,275	19,14	8,24	7
	25/10	12,10	61,7	0,64	0,24	11,6	15,9	4
	25/19	110,12	204,3	0,87	0,24	19,4	15,4	6
ГДО	25/0	7,45	390,7	0,38	0,1	3,65	–	1
	25/10	3,44	55,2	0,168	0,1	3,1	–	1
	25/19	21,96	143,7	0,164	0,1	4,12	–	1

Анализ данных табл. 2 свидетельствует о том, что при гидродробеструйной обработке погрешность Δ_z составляет не более 4 % (как указано выше, $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ здесь практически совпадают), при обкатке роликом, когда наблюдается существенное расхождение эпюр $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$, которое описывается параметром анизотропии $\alpha \neq 1$, погрешность Δ_θ и Δ_z существенно возрастает до 15–19 %. Снижение погрешности Δ_θ и Δ_z в этом случае возможно за счет введения функции $\alpha = \alpha(r)$, но это не является целью настоящей работы.

Анализ эпюр на рис. 4 и 5 позволяет сделать следующие выводы:

1) минимальное значение остаточных напряжений и при обкатке роликом, и при гидродробеструйной обработке находится не на поверхности детали, а в подповерхностном слое;

2) глубина залегания сжимающих остаточных напряжений $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$ при обкатке роликом составляет величину до 1 мм, в то время как при гидродробеструйной обработке – около 350 мкм;

3) при обкатке роликом величина максимального (по модулю) остаточного напряжения почти на 30 % больше, чем при гидродробеструйном упрочнении;

4) при обкатке роликом наблюдается существенное расслоение эпюр напряжения $\sigma_\theta(h)$ и $\sigma_z(h)$, вызванное анизотропным характером упрочнения поверхности образцов, в отличие от процедуры гидродробеструйной обработки, где они практически совпадают;

5) величина сжимающих напряжений в сплошном образце по модулю больше, чем в полых образцах, при обеих технологиях.

В заключение отметим, что упрочняющие технологии широко применяются в различных отраслях промышленности для повышения ресурса изделия. Однако оценка устойчивости наведенных остаточных напряжений к внешним силовым и температурным воздействиям сводится к решению соответствующих краевых задач с заданным начальным напряженно-деформированным состоянием (после процедуры упрочнения), методика расчета которого представлена в данной работе. Эффективность решения данного класса краевых задач продемонстрирована в публикациях [34, 35], где выполнен расчет кинетики полей остаточных напряжений вследствие ползучести для сплошного цилиндрического образца и лопатки газотурбинного двигателя, но лишь для процедуры изотропного упрочнения изделий.

Результаты настоящей работы свидетельствуют, что учет параметра анизотропии упрочнения α при решении краевых задач типа [34, 35] может привести к существенным погрешностям расчета.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 13–01–00699–а) и при поддержке Минобрнауки России в рамках базовой части государственного задания ФГБОУ ВПО «СамГТУ» (код проекта: 1151).

Библиографический список

1. Altenberger I., Nalla R.K., Sano Y., Wagner L., Ritchie R.O. On the effect of deep-rolling and laser-peening on the stress-controlled low- and high-cycle fatigue behavior of Ti-6Al-4V at elevated temperatures up to 550 °C // *International Journal of Fatigue*. – 2012. – Vol. 44. – P. 292–302. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.03.008
2. Prediction and characterization of residual stresses from laser shock peening / R.A. Brockman, W.R. Braisted, S.E. Olson, R.D. Tenaglia, A.H. Clauer, K. Langer, M.J. Shepard // *International Journal of Fatigue*. – 2012. – Vol. 36. – No. 1. – P. 96–108. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2011.08.011
3. Dai K., Shaw L. Analysis of fatigue resistance improvements via surface severe plastic deformation // *International Journal of Fatigue*. – 2008. – Vol. 30. – No. 8. – P. 1398–1408. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2007.10.010
4. Residual stresses and fatigue performance / M.N. James, D.J. Hughes, Z. Chen, H. Lombard, D.G. Hattingh, D. Asquith, J.R. Yates, P.J. Webster // *Engineering Failure Analysis*. – 2007. – Vol. 14. – No. 2. – P. 384–395. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2006.02.011
5. Majzoobi G.H., Azadikhah K., Nemati J. The effects of deep rolling and shot peening on fretting fatigue resistance of Aluminum-7075-T6 // *Materials Science and Engineering A*. – 2009. – Vol. 516. – No. 1–2. – P. 235–247. DOI: 10.1016/j.msea.2009.03.020
6. McClung R.C. A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2007. – Vol. 30. – No. 3. – P. 173–205. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2007.01102.x
7. Soady K.A. Life assessment methodologies incorporating shot peening process effects: Mechanistic consideration of residual stresses and strain hardening: Part 1 – Effect of shot peening on fatigue resistance // *Materials Science and Technology (United Kingdom)*. – 2013. – Vol. 29. – No. 6. – P. 637–651. DOI: 10.1179/1743284713Y.0000000222

8. Terres M.A., Laalai N., Sidhom H. Effect of nitriding and shot-peening on the fatigue behavior of 42CrMo4 steel: Experimental analysis and predictive approach // *Materials and Design*. – 2012. – Vol. 35. – P. 741–748. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.09.055
9. Биргер И.А. Остаточные напряжения. – М.: Машгиз, 1963. – 232 с.
10. Иванов С.И. К определению остаточных напряжений в цилиндре методом колец и полосок / Остаточные напряжения. – Куйбышев: Куйбышев. авиац. ин-т, 1974. – Вып. 53. – С. 32–42.
11. Иванов С.И., Шатунов М.П., Павлов В.Ф. Определение дополнительных остаточных напряжений в надрезах на цилиндрических деталях // *Вопросы прочности элементов конструкций*. – Куйбышев: Куйбышев. авиац. ин-т, 1973. – Вып. 60. – С. 160–170.
12. Павлов В.Ф., Кирпичев В.А., Иванов В.Б. Остаточные напряжения и сопротивление усталости упрочненных деталей с концентраторами напряжений. – Самара: Изд-во Самар. науч. центра РАН, 2008. – 64 с.
13. Павлов В.Ф., Кирпичев В.А., Вакулюк В.С. Прогнозирование сопротивления усталости поверхностно упрочненных деталей по остаточным напряжениям. – Самара: Изд-во Самар. науч. центра РАН, 2012. – 125 с.
14. Methods of measuring residual stresses in components (Review) / N.S. Rossini, M. Dassisti, K.Y. Benyounis, A.G. Olabi // *Materials and Design*. – 2012. – Vol. 35. – P. 572–588. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.08.022
15. Recent advances in residual stress measurement / P.J. Withers, M. Turski, L. Edwards, P.J. Bouchard, D.J. Buttle // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. – 2008. – Vol. 85. – No. 3. – P. 118–127. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2007.10.007
16. Wern H. A new approach to triaxial residual stress evaluation by the hole drilling method // *Strain*. – 1997. – Vol. 33. – No. 4. – P. 121–125. DOI: 10.1111/j.1475-1305.1997.tb01059.x
17. Wern H., Cavellius R., Schläfer D. A new method to determine triaxial non-uniform residual stresses from measurements using the hole drilling method // *Strain*. – 1997. – Vol. 33. – No. 2. – P. 39–45. DOI: 10.1111/j.1475-1305.1997.tb01037.x
18. Бойцов В.Б., Скрипкин Д.Э., Чернявский А.О. Расчетный анализ образования остаточных напряжений при виброупрочнении // *Динамика, прочность и износостойкость машин*. – 1988. – № 10. – С. 69–72.
19. Gambin W. Plastic analysis of metal surface layers undergoing the roller burnishing process // *Rozprawy Inzynierskie – Traité d'Ingénierie = Engineering Transactions*. – 1996. – Vol. 44. – No. 3–4. – P. 471–481.
20. Gambin W. Estimation of residual stresses in metal surface layers after the roller burnishing process // *Mechanika Teoretyczna i Stosowana = Journal of Theoretical and Applied Mechanics (Warsaw)*. – 1997. – Vol. 35. – No. 1. – P. 43–55.
21. Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах / Г.Н. Чернышев, А.Л. Попов, В.М. Козинцев, И.И. Пономарев. – М.: Физматлит, 1996. – 240 с.
22. Denis S., Sjöström S., Simon A. Coupled temperature, stress, phase transformation calculation // *Metallurgical Transactions A*. – 1987. – Vol. 18. – No. 7. – P 1203–1212. DOI: 10.1007/BF02647190
23. Кравченко Б.А., Круцило В.П., Гутман Г.Н. Термопластическое упрочнение – резерв повышения прочности и надежности машин. – Самара: Изд-во Самар. гос. техн. ун-та, 2000. – 216 с.
24. Rohde J., Jeppsson A. Literature review of heat treatment simulations with respect to phase transformation, residual stresses and distortion // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. – 2000. – Vol. 29. – No. 2. – P. 47–62. DOI: 10.1034/j.1600-0692.2000.d01-6.x
25. Consequences of transformation plasticity on the development of residual stresses and distortions during martensitic hardening of SAE 4140 steel cylinders / G. Besserdich, B. Scholtes, H. Müller, E. Macherauch // *Steel Research*. – 1994. – Vol. 65. – No. 1. – P. 41–46.
26. A numerical model for induction heating processes coupling electromagnetism and thermomechanics / F. Bay, V. Labbe, Y. Favennec, J.L. Chenot // *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. – 2003. – Vol. 58. – No. 6. – P. 839–867. DOI: 10.1002/nme.796

27. Stutz D.E., Semiatin S.L. Induction Heat Treatment of Steel. Ohio: American Society for Metals, Metals Park, 2006. – 308 p.
28. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Ползучесть и релаксация остаточных напряжений в упрочненных конструкциях. – М.: Машиностроение-1, 2005. – 226 с.
29. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Математические модели восстановления и релаксации остаточных напряжений в поверхностно упрочненном слое цилиндрических элементов конструкций при ползучести // Изв. вузов. Машиностроение. – 2004. – № 11. – С. 3-17.
30. Схема расчета полей остаточных напряжений в цилиндрическом образце с учетом организации процесса поверхностного пластического деформирования / М.Н. Саушкин, О.С. Афанасьева, Е.В. Дубовова, Е.А. Просвиркина // Вестн. Самар. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. – 2008. – № 1(16). – С. 85–89. DOI: 10.14498/vsgtu577.
31. Радченко В.П., Павлов В.Ф., Саушкин М.Н. Определение параметра анизотропии упрочнения и остаточных напряжений в цилиндрическом образце из стали после обкатки роликом // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2011. – № 4. – С. 93–100.
32. Саушкин М.Н., Радченко В.П., Павлов В.Ф. Метод расчета полей остаточных напряжений и пластических деформаций в цилиндрических образцах с учетом анизотропии процесса поверхностного упрочнения // ПМТФ. – 2011. – Т. 52, № 2. – С. 173–182.
33. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Феноменологический метод расчета остаточных напряжений и пластических деформаций в полой поверхностно упрочненной цилиндрической детали // Прикладная математика и механика. – 2013. – Т. 77, № 1. – С. 143–152.
34. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Прямой метод решения краевой задачи релаксации остаточных напряжений в упрочненном изделии цилиндрической формы при ползучести // ПМТФ. – 2009. – Т. 50, № 6. – С. 90–99.
35. Саушкин М.Н., Радченко В.П. Приближенный метод оценки релаксации остаточных напряжений в поверхностно упрочненной лопатке в поле массовых сил в условиях ползучести // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2013. – № 3. – С. 49–57.
36. Jeelani Shaik, Bailey J.A. Residual stress distribution in machining annealed 18 percent nickel maraging steel // J. Eng. Mater. Technol. – 1986. – Vol. 108. – No. 2. – P. 93–98. DOI: 10.1115/1.3225865

References

1. Altenberger I., Nalla R.K., Sano Y., Wagner L., Ritchie R.O. On the effect of deep-rolling and laser-peening on the stress-controlled low- and high-cycle fatigue behavior of Ti-6Al-4V at elevated temperatures up to 550 °C. *International Journal of Fatigue*, 2012, vol. 44, pp. 292-302. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.03.008
2. Brockman R.A., Braisted W.R., Olson S.E., Tenaglia R.D., Clauer A.H., Langer K., Shepard M.J. Prediction and characterization of residual stresses from laser shock peening. *International Journal of Fatigue*, 2012, vol. 36, no. 1, pp. 96-108. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2011.08.011
3. Dai K., Shaw L. Analysis of fatigue resistance improvements via surface severe plastic deformation. *International Journal of Fatigue*, 2008, vol. 30, no. 8, pp. 1398-1408. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2007.10.010
4. James M.N., Hughes D.J., Chen Z., Lombard H., Hattingh D.G., Asquith D., Yates J.R., Webster P.J. Residual stresses and fatigue performance. *Engineering Failure Analysis*, 2007, vol. 14, no. 2, pp. 384-395. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2006.02.011
5. Majzoobi G.H., Azadikhah K., Nemati J. The effects of deep rolling and shot peening on fretting fatigue resistance of Aluminum-7075-T6. *Materials Science and Engineering A*, 2009, vol. 516, no. 1–2, pp. 235-247. DOI: 10.1016/j.msea.2009.03.020
6. McClung R.C. A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2007, vol. 30, no. 3, pp. 173-205. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2007.01102.x

7. Soady K.A. Life assessment methodologies incorporating shot peening process effects: Mechanistic consideration of residual stresses and strain hardening: Part 1 – Effect of shot peening on fatigue resistance. *Materials Science and Technology (United Kingdom)*, 2013, vol. 29, no. 6, pp. 637-651. DOI: 10.1179/1743284713Y.0000000222
8. Terres M.A., Laalai N., Sidhom H. Effect of nitriding and shot-peening on the fatigue behavior of 42CrMo4 steel: Experimental analysis and predictive approach. *Materials and Design*, 2012, vol. 35, pp. 741-748. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.09.055
9. Birger I.A. *Ostatochnye napriazheniia* [Residual Stresses]. Moscow: Mashgiz, 1963. 232 pp.
10. Ivanov S.I. K opredeleniiu ostatochnykh napriazhenii v tsilindre metodom kolets i polosok [The Way to Determine the Residual Stresses in a Cylinder by Using the Rings and Stripes Method]. Kuibyshevskii aviatsionnyi institut, 1974, iss. 53, pp. 32-42.
11. Ivanov S.I., Shatunov M.P., Pavlov V.F. Opredelenie dopolnitel'nykh ostatochnykh napriazhenii v nadrezakh na tsilindricheskikh detaliakh [Identification of Additional Residual Stresses at Notches in Cylindrical Parts]. *Voprosy prochnosti elementov konstruksii*. Kuibyshevskii aviatsionnyi institut, 1973, no. 60, pp. 160-170.
12. Pavlov V.F., Kirpichev V.A., Ivanov V.B. *Ostatochnye napriazheniia i soprotivlenie ustalosti uprochnennykh detalei s kontsentratorami napriazhenii* [Residual Stresses and Fatigue Resistance of Hardened Parts with Stress Concentrators]. Samarskii nauchnyi tsentr RAN, 2008. 64 p.
13. Pavlov V.F., Kirpichev V.A., Vakuliuk V.S. Prognozirovanie soprotivleniia ustalosti poverkhnostno uprochnennykh detalei po ostatochnym napriazheniiam [Predicting the Fatigue Resistance of Surface-Hardened Parts From Residual Stresses]. Samarskii nauchnyi tsentr RAN, 2012. 125 p.
14. Rossini N.S., Dassisti M., Benyounis K.Y., Olabi A.G. Methods of measuring residual stresses in components (Review). *Materials and Design*, 2012, vol. 35, pp. 572-588. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.08.022
15. Withers P.J., Turski M., Edwards L., Bouchard P.J., Buttle D.J. Recent advances in residual stress measurement. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2008, vol. 85, no. 3, pp. 118-127. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2007.10.007
16. Wern H. A new approach to triaxial residual stress evaluation by the hole drilling method. *Strain*, 1997, vol. 33, no. 4, pp. 121-125. DOI: 10.1111/j.1475-1305.1997.tb01059.x
17. Wern H., Cavelius R., Schläfer D. A new method to determine triaxial non-uniform residual stresses from measurements using the hole drilling method. *Strain*, 1997, vol. 33, no. 2, pp. 39-45. DOI: 10.1111/j.1475-1305.1997.tb01037.x
18. Boitsov V.B., Skripkin D.E., Cherniavskii A.O. Raschetnyi analiz obrazovaniia ostatochnykh napriazhenii pri vibrouprochnenii [Computational analysis of the formation of residual stresses during vibrational hardening]. *Dinamika, prochnost' i iznosostoikost' mashin*, 1988, no. 10, pp. 69-72.
19. Gambin W. Plastic analysis of metal surface layers undergoing the roller burnishing process. *Rozprawy Inzynierskie – Traité d'Ingénierie = Engineering Transactions*, 1996, vol. 44, no. 3–4, pp. 471-481.
20. Gambin W. Estimation of residual stresses in metal surface layers after the roller burnishing process, *Mechanika Teoretyczna i Stosowana = Journal of Theoretical and Applied Mechanics (Warsaw)*, 1997, vol. 35, no. 1, pp. 43-55.
21. Chernyshev G.N., Popov A.L., Kozintsev V.M., Ponomarev I.I. *Ostatochnye napriazheniia v deformiruemykh tverdykh telakh* [Source of the Document Residual Stresses in Deformed Solids]. Moscow: Fizmatlit, 1996. 240 p.
22. Denis S., Sjöström S., Simon A. Coupled temperature, stress, phase transformation calculation. *Metallurgical Transactions A*, 1987, vol. 18, no. 7, pp 1203-1212. DOI: 10.1007/BF02647190
23. Kravchenko B.A., Krutsilo V.P., Gutman G.N. Termoplasticheskoe uprochnenie – rezerv povysheniia prochnosti i nadezhnosti mashin [Thermoplastic Hardening as a Reserve Increase of Strength and Reliability of Machine Parts]. Samarskii gosudarstvennyi tekhnicheskii universitet, 2000. 216 p.
24. Rohde J., Jeppsson A. Literature review of heat treatment simulations with respect to phase transformation, residual stresses and distortion. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, 2000, vol. 29, no. 2, pp. 47-62. DOI: 10.1034/j.1600-0692.2000.d01-6.x

25. Besserdich G., Scholtes B., Müller H., Macherauch E. Consequences of transformation plasticity on the development of residual stresses and distortions during martensitic hardening of SAE 4140 steel cylinders. *Steel Research*, 1994, vol. 65, no. 1, pp. 41-46.
26. Bay F., Labbe V., Favennec Y., Chenot J.L. A numerical model for induction heating processes coupling electromagnetism and thermomechanics. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2003, vol. 58, no. 6, pp. 839-867. DOI: 10.1002/nme.796
27. Stutz D.E., Semiatin S.L. Induction Heat Treatment of Steel. Ohio, American Society for Metals, Metals Park, 2006. 308 p.
28. Radchenko V.P., Saushkin M.N. Polzuchest' i relaksatsiia ostatochnykh napriazhenii v uprochnennykh konstruksiiakh [Creep and Relaxation of Residual Stresses in Hardened Structures]. Moscow: Mashinostroenie-1, 2005. 226 p.
29. Radchenko V.P., Saushkin M.N. Matematicheskie modeli vosstanovleniia i relaksatsii ostatochnykh napriazhenii v poverkhnostno uprochnennom sloe tsilindricheskikh elementov konstruksii pri polzuchesti [Mathematical models of recovery and relaxation of residual stresses in a surface-hardened layer of cylindrical specimens under creep conditions]. *Izv. vuzov. Mashinostroenie*, 2004, 11, pp. 3-17.
30. Saushkin M.N., Afanas'eva O.S., Dubovova E.V., Prosvirkina E.A. Skhema rascheta polei ostatochnykh napriazhenii v tsilindricheskom obraztse s uchedom organizatsii protsessa poverkhnostnogo plasticheskogo deformirovaniia [The scheme calculation fields of residual stresses in the cylindrical sample when the process of surface plastic deformation into account taken]. *Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Fiziko-matematicheskie nauki = J. Samara State Tech. Univ., Ser. Phys. & Math. Sci.*, 2008, no. 1(16), pp. 85-89. DOI: 10.14498/vsgtu577.
31. Radchenko V.P., Pavlov V.F., Saushkin M.N. Determination of anisotropy of strengthening and residual stresses in a steel sample cylinder treated with a roller. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2011, vol. 40, no. 4, pp. 379-385. DOI: 10.3103/S1052618811040145
32. Saushkin M.N., Radchenko V.P., Pavlov V.F. Method of calculating the fields of residual stresses and plastic strains in cylindrical specimens with allowance for surface hardening anisotropy. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2011, vol. 52, no. 2, 303-310. DOI: 10.1134/S0021894411020180
33. Radchenko V.P., Saushkin M.N. A phenomenological method of calculating the residual stresses and plastic deformations in a hollow surface-hardened cylindrical sample. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 2013, vol. 77, no. 1, pp. 102-108. DOI: 10.1016/j.jappmathmech.2013.04.013
34. Radchenko V.P., Saushkin M.N. Direct method of solving the boundary-value problem of relaxation of residual stresses in a hardened cylindrical specimen under creep conditions. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2009, vol. 50, no. 6, pp. 989-997. DOI: 10.1007/s10808-009-0133-8
35. Saushkin M.N., Radchenko V.P. An approximation method for estimation of the residual stress relaxation in a face-hardened blade in a mass-force field under creep. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2013, vol. 42, no. 3, pp. 227-235. DOI: 10.3103/S1052618813030102
36. Jeelani Shaik, Bailey J.A. Residual stress distribution in machining annealed 18 percent nickel maraging steel. *J. Eng. Mater. Technol.*, 1986, vol. 108, no. 2, pp. 93-98. doi:10.1115/1.3225865