ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

4

2013

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал переводится на английский язык, переиздается и распространяется во всем мире фирмой "Аллертон Пресс" (США)

ООО «Издательство Машиностроение»
107076, Москва, Стромынский пер., 4

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Алешин Н.П., д-р техн. наук, акад. РАН, **Братухин А.Г.,** д-р техн. наук, **Воронцов А.Л.,** д-р техн. наук, **Гусейнов А.Г.,** д-р техн. наук, **Дмитриев А.М.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН (председатель секции обработки материалов без снятия стружки), **Драгунов Ю.Г.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Древаль А.Е.,** д-р техн. наук (председатель секции технологии машиностроения), **Дроздов Ю.Н.,** д-р техн. наук, акад. РИА и РАК (председатель секции конструирования и расчета машин), **Кутин А.А.,** д-р техн. наук, **Омельченко И.Н.,** д-р техн. и экон. наук (председатель секции организации и экономики производства), **Кузин В.В.,** д-р техн. наук, **Попов Д.Н.,** д-р техн. наук, **Попов А.В.,** д-р техн. наук, **Рыбин В.В.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Салтыков М.А.,** д-р техн. наук, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

Адрес редакции:

107076, Москва,
Стромынский пер., 4.
Телефон: 8-(499)-748-02-91.
E-mail: vestmash@mashin.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за № 77-12421 в Комитете Российской Федерации по печати
Учредитель: А.И. Савкин

Индексы: **70120** ("Роспечать"),
27841 ("Пресса России"),
60264 ("Почта России")

Цена свободная

Отпечатано в ООО "Белый ветер",
115407, г. Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Савкин А. Н., Горобцов А. С., Андроник А. В., Седов А. А. — Анализ усталостного ресурса конструктивных элементов автомобиля при использовании различных материалов и случайном нагружении . . . 3

Медведев Ю. А. — Анализ гидродинамических условий возникновения кавитации в электрогидравлическом исполнительном механизме . . . 7

Разинцев В. И., Куликов С. Н., Волков С. В. Разинцева Л. А. — Электрогидравлические усилители мощности с управляющим микропроцессором . . . 12

Иванов А. С., Зябликов В. М., Фомин М. В., Ермолаев М. М., Куралина Н. Н., Муркин С. В., Дубовецкий Б. О., Тоток В. М. — Разработанная гамма высокоточных планетарно-цевочных редукторов . . . 15

Пыстогов А. С., Пыстогов А. А. — Расчет винтовых пружин трубчатого сечения . 19

Халилов И. А. — Исследование динамических свойств приводов машин с учетом демпфирующих и конструктивных особенностей соединительных муфт . . . 22

Митрофанов А. А., Чащин Е. А. — Обработка газотермических покрытий непрерывным излучением CO_2-лазера . . . 25

Курзаков А. С. — Расчет параметров адаптивной газостатической шпиндельной опоры . . . 27

Цумарев Ю. А., Латыпова Е. Ю., Игнатова Е. В. — Влияние конструктивных параметров соединяемых деталей на напряженно-деформированное состояние паяного нахлесточного соединения . . . 30

Цикл статей
"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"

Дроздов Ю. Н., Соколов С. Л., Ушаков Б. Н. — Расчетно-экспериментальный анализ контактных напряжений в шарнирных соединениях . . . 32

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Рева В. П. — Исследование механизма диспергирования стружки быстрорежущей стали в присутствии твердофазного высокомолекулярного соединения . . . 39

Тамаркин М. А., Тищенко Э. Э., Тихонов А. А. — Исследование параметров качества поверхностного слоя детали при гидроабразивной обработке . . . 42

Бахвалов В. А. — Причины возникновения и пути устранения эпизодического массового брака по шлифовочным трещинам . . . 46

Марущак П. О., Сорочак А. П., Мочарский В. С. — Фрактографический анализ поверхности и механизмов разрушения стали 15Х13МФ после лазерной ударно-волновой обработки . . . 50

Суслов А. Г., Петрешин Д. И. — Автоматизированное обеспечение параметров качества поверхностей, получаемых механической обработкой . . . 54

Полянский С. Н., Бутаков С. В. — Интенсификация использования технологической среды . . . 59

Цикл статей
"Проблемы теории механической обработки"

Воронцов А. Л. — Теоретическое обеспечение технологической механики. 4. Условие пластичности, описание упрочнения и связь между напряжениями и деформациями . . . 62

Серия статей
«Проблемы теории и практики резания материалов»

Кабалдин Ю. Г., Олейников А. И. — Хаотическая динамика технологических систем 71

Носенко В. А., Носенко С. В. — Плоское глубинное шлифование пазов в заготовках из титанового сплава с непрерывной правкой шлифовального круга . . . 74

Обработка материалов без снятия стружки

Герасимов В. Я., Парышев Д. Н. — Оценка деформационного упрочнения металла по твердости и электропроводности при волочении стальных прутков и накатывании резьбы . . . 80

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Змиевский В. И. — Оценка технической и технологической состоятельности предприятий при проведении тендеров . . . 82

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Воронин Ю. Ф., Камаев В. А. — Основы обучения эффективным методам повышения качества отливок . . . 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Savkin A. N., Gorobtzov A. S., Andronik A. V., Sedov A. A. — The analysis of fatigue service life of car structural components using different materials and under random loading 3

Medvedev Yu. A. — The analysis of hydrodynamic conditions of cavitation in electro-hydraulic actuator 7

Razintzev V. I., Kulikov S. N., Volkov S. V., Razintzeva L. A. — Electro-hydraulic power amplifier controlled by microprocessor 12

Ivanov A. S., Zyablikov V. M., Fomin M. V., Ermolaev M. M., Kuralina N. N., Murkin S. V., Dubovetzkiy B. O., Totok V. M. — Developed series of high precision planetary-spindle reduction gearboxes 15

Pystogov A. S., Pystogov A. A. — Design of helicoidial tube cross-section springs 19

Khalilov I. A. — Analysis of dynamic performances of machine actuators taking into consideration damper and structure features of couplers 22

Mitrofanov A. A., Chaschin E. A. — Treatment of gas-thermo coatings with continuous CO_2 laser radiation 25

Kurzakov A. S. — Parameters of adaptive gas-static shpindelny support design 27

Tsumarev Yu. A., Latypova E. Yu., Ignatova E. V. — Influence of structure parameters of joined details on stress and strain state of brazed overlapped joint 30

A series of articles
"Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication"

Drozdov Yu. N., Sokolov S. L., Ushakov B. N. — Design and experimental analysis of contact stresses in swing joints 32

MANUFACTURING ENGINEERING

Reva V. P. — Analysis of high speed steel chip dispersion mechanism in case of hard phase high-molecular compound presence 39

Tamarkin M. A., Tischenko E. E., Tihonov A. A. — Analysis of parameters of surface layer quality of detail under hydro-abrasive working 42

Bakhvalov V. A. — Causes of uprising of episodic mass reject on grinding cracks and techniques for elimination of this defective product 46

Maruschak P. O., Sorochak A. P., Mocharskiy V. S. — Fractographic analysis of surface and of 15S13MF steel destruction mechanisms after laser impact-wave processing 50

Suslov A. G., Petreshin D. I. — Computer-assisted securing surface layer quality parameters of machinery under mechanical working 54

Polyanskiy S. N., Butakov S. V. — Intensification of technologic surroundings consumption 59

A series of articles
"Problems of theory of machining work"

Vorontsov A. L. — Theoretic securing technologic mechanic. 4. Plasticity condition, description of hardening and relationship between stresses and deformations 62

A series of articles
«Problems of theory and practice of materials cutting»

Kabaldin Yu. G., Oleynikov A. I. — Manufacturing system chaotic dynamics 71

Nosenko V. A., Nosenko S. V. — Flat deep groove grinding in titanium alloy block with continuous dressing grinding wheel 74

Materials processing without metal removing

Gerasimov V. Ya., Paryshev D. N. — Mechanical metal hardening valuation on hardness and conductivity by steel rod traction and thread rolling 80

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Zmievskiy V. I. — Appraisal of technical and technologic opulence of enterprises by holding of a tender 82

TECHNICAL INFORMATION

Voronin Yu. F., Kamaev V. A. — Basis of training effective methods for casting refinement 86

Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Е. В. Комиссарова*

Сдано в набор 31.01.2013. Подписано в печать 18.03.2013.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2013

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 669.14:539.431

А. Н. САВКИН, А. С. ГОРОБЦОВ, доктора технических наук, А. В. АНДРОНИК, А. А. СЕДОВ
(Волгоградский ГТУ), e-mail: fpik@vstu.ru

Анализ усталостного ресурса конструктивных элементов автомобиля при использовании различных материалов и случайном нагружении

Приведены результаты исследований нижнего рычага и торсиона подвески автомобиля на усталостный ресурс и возможность использования при их изготовлении более дешевого материала.

Ключевые слова: подвеска, напряжения, усталостный ресурс, программа SolidWorks, спектр нагружения.

Results of the investigation of lower arm and car bob torque pin impact on fatigue life and on availability of less costly material by production of these parts were presented.

Keywords: bob, stresses, fatigue life, SolidWorks program, load spectrum.

В автомобилестроении широко применяется торсионная подвеска на двойных поперечных рычагах (рис. 1), преимущества которой заключаются в надежности, компактности, малой металлоемкости, низком уровне шума при эксплуатации, легкости регулировки, что обусловливает ее использование в автомобилях высокой и повышенной проходимости. Недостаток данной подвески — высокая стоимость некоторых элементов, в частности торсиона [1], для изготовления которого используют относительно дорогие материалы — стали 60С2А, 50ХФА и 40ХНМФА [2].

Подвеска автомобиля (особенно внедорожника) имеет существенное значение в обеспечении безопасности автомобиля и комфорта для водителя и пассажиров, так как, испытывая значительные переменные по частоте и направлению нагрузки, благодаря своим упругодемпфирующим свойствам она снижает их и передает уменьшенные нагрузки подрессоренным частям автомобиля. В силу условий эксплуатации автомобиля на подвеске могут образовываться трещины. Поэтому для предотвращения усталостного разрушения подвески испытывают на усталостную прочность.

В целях снижения стоимости конструкции рассмотрим возможность применения при изготовлении нижнего рычага и вала торсиона более дешевых материалов с учетом того, что данные элементы двухрычажной торсионной подвески наиболее нагруженные. Поэтому необходимо сохранить их способность сопротивления усталостному разрушению. В качестве более дешевых материалов предлагается использовать стали 40Х, 45, 75, уже применяемые в автомобилях.

Поставленная задача решается с помощью конечно-элементного анализа с использованием САПР среднего уровня, например SolidWorks. Этот пакет программ применяли при изучении влияющих на усталостное разрушение подвески факторов [3] методом напряжений для определения долговечности, используя кривую $\sigma(N)$ выносливости Веллера и метод деформаций, который обеспечивает лучшие результаты, если концентрация напряжений приводит к накоплению локальной пластической деформации. В SolidWorks используется метод напряжений [4], традиционно применяемый при оценке усталостного ресурса, согласно которому ресурс элемента конструкции зависит в первую очередь от нагрузок, свойств материала, конфигурации элемента и свойств окружающей среды, что учитывается кривой выносливости Веллера. Зави-

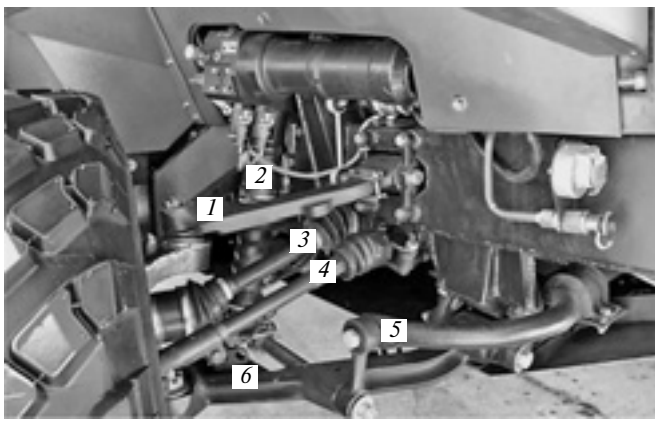


Рис. 1. Элементы передней подвески автомобиля:
1 — верхний рычаг подвески; *2* — амортизатор; *3* — привод колеса; *4* — поворотный рычаг; *5* — балансир; *6* — нижний рычаг подвески

симость ресурса от амплитуды напряжений описывается выражением [5] $N_f = \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_a}\right)^m N_0$, где σ_a — амплитуда напряжения; N_f — число циклов до разрушения; m — показатель степени, определяемый кривой выносливости в координатах ($\lg\sigma$, $\lg N$); N_0 — число циклов, соответствующее перегибу кривой выносливости.

В реальных конструкциях, как правило, имеет место многоосное напряженное состояние. Большинство же экспериментальных данных, на основе которых рассчитывается усталостная прочность, получены для случая одноосного симметричного нагружения. Поэтому при описании внешнего воздействия тензорами напряжений в опасной зоне используют следующий алгоритм: 1) выполняют переход от многоосного к одноосному напряженному состоянию; 2) схематизируют историю нагружения, сводящую случайное нагружение к регулярному блочному; 3) учитывают влияние среднего напряжения на основе кривой предельных амплитуд [5].

В работе [3] установлено, что наибольшее влияние на повреждаемость исследуемого узла оказывает высокочастотное нагружение, обусловленное рельефом дорожного покрытия. Поэтому целесообразно использовать динамическое моделирование с учетом реальных профилей дорожных покрытий путем имитации прямолинейного движения автомобиля с постоянной скоростью по дорогам различного типа. Для определения нагружений конструктивных элементов использовали модель динамики автомобиля (рис. 2), полученную в программе моделирования механики динамических систем "Формирование и решение уравнений нелинейной динамики" (ФРУНД) [6]. В расчетную схему модели были включены основные агрегаты,

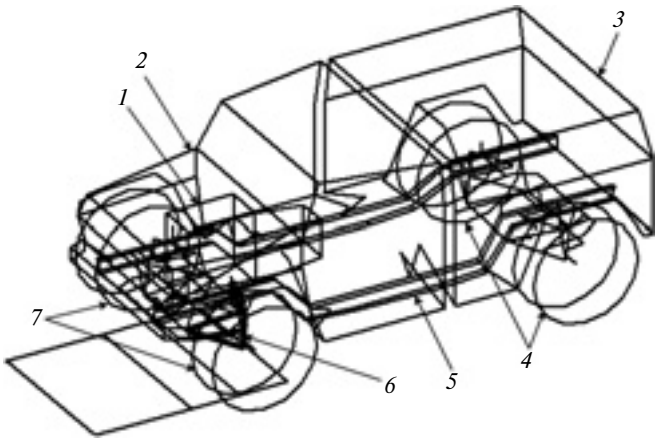


Рис. 2. Динамическая модель автомобиля в среде ФРУНД:
1 — двигатель с коробкой передач; *2* — кабина; *3* — кузов; *4* — колеса задней оси; *5* — рама; *6* — нижний рычаг с торсионом; *7* — колеса передней оси

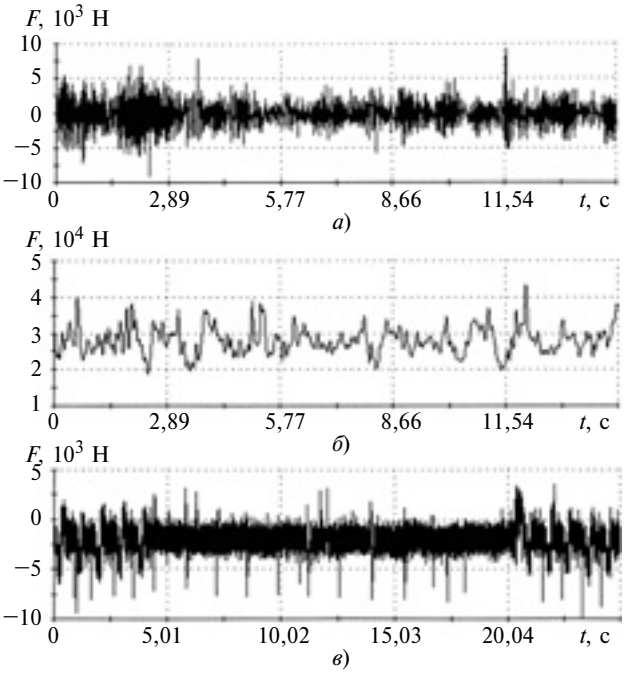


Рис. 3. Спектры нагружения нижнего рычага:
а — в вертикальном направлении со стороны дорожного покрытия в виде булыжника с буграми и выбоинами; *б* — сжимающая нагрузка от телескопического амортизатора; *в* — для подвески SAESUS

механизмы и узлы (всего 27 элементов). Возмущения со стороны дорожного покрытия воздействуют на автомобиль через шины, которые передают три силы и один стабилизирующий момент (относительно вертикальной оси колеса). В программном комплексе ФРУНД были генерированы спектры нагружения подвески во время эксплуатации на следующих дорожных покрытиях: асфальтовая дорога (соответствует дорогам категорий I и II), ровный булыжник (категория III), булыжник с выбоинами и буграми (соответствует условиям автополигона НАМИ). Примеры спектров нагружения представлены на рис. 3. В каждом случае использовались спектры вертикального и горизонтального нагружения от дороги, а также спектр сжимающей нагрузки от амортизатора. Исследовали четыре вида нагружения: в трех случаях использовали генерированные спектры (асфальт, ровный булыжник, булыжник с выбоинами и буграми) и спектр для булыжника с выбоинами и буграми, в котором спектр вертикального нагружения, полученного в программе ФРУНД, заменили на вертикальное нагружение подвески SAESUS [5].

В ФРУНД для представления уравнений динамики модели в абсолютных координатах использовали уравнения Лагранжа первого рода. В систему уравнений динамики механической системы входят уравнения свободного движения тел и уравнения связи кинематических пар, а также уравнения связи между телами, которые задаются силами от упругодемпфирующих элементов [7].

Для упрощения уравнения связи записывали во вторых производных, что позволило использовать явные методы интегрирования, исключив нелинейные системы уравнений относительно переменных состояния, что обусловило относительную простоту составления уравнений для систем твердых и упругих тел, учет произвольной нелинейной характеристики упругих элементов и отсутствие ограничений на структуру расчетной схемы [8].

Уравнения движения произвольной системы тел при таком подходе в матричной форме имеют вид [8]:

$$\begin{pmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{D}^{\mathrm{T}} \\ \mathbf{D} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} f(\dot{x}, x, t) \\ h(\dot{x}, x) \end{pmatrix}, \qquad (1)$$

где x — вектор обобщенных координат всей системы размерностью n; $\mathbf{M}$ — матрица инерции; $f(\dot{x}, x, t)$ — вектор внешних сил, который включает в себя силы нагрузок, силы от упругодемпфирующих элементов и гироскопические силы; $\mathbf{D}$ — матрица переменных коэффициентов уравнений связи от кинематических связей размерностью $k \times n$ (k — число связей); $h(\dot{x}, x)$ — вектор правых частей уравнений связи; p — вектор множителей Лагранжа.

Так как матрица не обладает свойством положительной определенности, а только неотрицательным свойством, то погрешность интегрирования растет пропорционально степени числа уравнений связи, что делает невозможным прямое использование уравнения (1) при нахождении $\ddot{x}$. Для устранения данной численной неустойчивости в первую строку матрицы правой части выражения (1) введем стабилизирующие силы, пропорциональные невязкам уравнений связи, тогда система примет вид [8]:

$$\begin{pmatrix} (\mathbf{M} + \alpha_m \mathbf{D}^{\mathrm{T}}\mathbf{D}) & \mathbf{D}^{\mathrm{T}} \\ \mathbf{D} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ p \end{pmatrix} =$$

$$= \begin{pmatrix} f(\dot{x}, x, t) + f_{\mathrm{c}}' + f_k' + \alpha_m \mathbf{D}^{\mathrm{T}} h(\dot{x}, x) \\ h(\dot{x}, x) \end{pmatrix}. \qquad (2)$$

Здесь $f_{\mathrm{c}}' = -\alpha_{\mathrm{c}}\mathbf{D}^{\mathrm{T}}\Delta_L$; $f_k' = -\alpha_k \mathbf{D}^{\mathrm{T}}\dot{\Delta}_L$; $f_m' = -\alpha_m \mathbf{D}^{\mathrm{T}}\ddot{\Delta}_L$, где f_{c}' — силы, пропорциональные погрешности Δ_L перемещения; f_k' — силы, пропорциональные погрешности $\dot{\Delta}_L = \mathbf{D}\dot{x}$ скорости; f_m' — силы, пропорциональные погрешности $\ddot{\Delta}_L = \mathbf{D}\ddot{x} - h(\dot{x}, x)$ ускорений; α_{c}, α_k, α_m — стабилизирующие коэффициенты.

Погрешность перемещений не выражается непосредственно через коэффициенты уравнений связи. Компоненты вектора находятся отдельно для каждой кинематической пары [8].

Решение системы уравнений (2) на каждом шаге интегрирования дает значения ускорений, необходимые для численного интегрирования, и значения множителей Лагранжа, физический смысл которых — реакции в кинематических парах.

При вычислении спектральной плотности случайного процесса воздействия со стороны дорожного покрытия используют быстрое преобразование Фурье, т. е. модификацию, в которой исходная реализация, заданная 2^n точками (где n — целое число), разбивается на ряд отрезков, для которых вычисление коэффициентов Фурье сводится к умножению на +1 или −1, что значительно сокращает время вычислений [9]. Реализация разбивается на блоки длиной, кратной 2^n. Затем результирующий спектр усредняется по блокам. В настоящей работе при вычислении спектров использовали временно́е окно Хэннинга и длину реализации (1024, т. е. $n = 10$).

При формировании внешнего воздействия на автомобиль со стороны микропрофиля дороги большое значение имеет учет сглаживающей способности шин, т. е. свойство жесткого колеса снижать возмущения, передаваемые на транспортное средство: при моделировании динамических процессов внешнее кинематическое возмущение задается в виде записи натурного микропрофиля. Если ее не корректировать сглаживанием в пятне контакта, то модель может оказаться неадекватной объекту исследования [10]. Если профиль получен нивелированием через конечный интервал (как в настоящей работе), то сглаживание выполняется, если дискретное множество точек преобразуется в непрерывную функцию интерполяционным преобразованием.

В ФРУНД реализована модель переменного сглаживания шины, основанная на следующих допущениях: 1) скорость качения колеса по дороге — постоянна; 2) поверхность дороги — абсолютно жесткая; 3) колебания колеса в вертикальной плоскости не ведут к потере контакта с дорогой; 4) статистические характеристики микропрофиля дороги не изменяются по ширине пятна контакта шины; 5) шина представляет собой тонкую оболочку, которая плотно облегает все неровности в зоне пятна контакта переменной длины и обладает свойствами сосредоточенного элемента с упругими и демпфирующими характеристиками. Данные допущения позволили перейти от объемной модели шины к плоской и из двух параметров пятна контакта (длина и ширина) оставить длину. Кроме того, в данном положении колеса, определяемом величиной его продвижения вдоль дороги, кинематическое воздействие дороги по длине пятна контакта шины выражается непостоянным средним значением функции, сглаживающей изменение ординат микропрофиля [8].

Основное уравнение модели переменного сглаживания шины можно выразить оператором скользящего среднего с переменным интервалом осреднения, изменяющимся от нуля до максимальной (под нагрузкой) длины пятна контакта [8]:

$$H(l) = \frac{1}{a(l)} \int\limits_{l-0,5a(l)}^{l+0,5a(l)} h(l)\mathrm{d}l,$$

где $a(l)$ — переменная длина пятна контакта; $h(l)$ — функция исходного микропрофиля; $H(l)$ — функция сглаженного микропрофиля.

В результате применения теории гибких оболочек получена зависимость между длиной пятна контакта и нормальным прогибом шины в виде нелинейного алгебраического уравнения [11]

$$a = \frac{2}{\lambda}(\sqrt{1 + 2r_0 h_z \lambda^2} - 1),$$

где r_0 — свободный радиус колеса; λ — параметр, зависящий от нормального прогиба h_z и длины a пятна контакта при статическом нагружении шины.

При конечно-элементном анализе конструктивного элемента в SolidWorks автоматически методом диаграмм Делано—Вороного была сгенерирована неупорядоченная сетка объемных тетраэдральных элементов второго порядка с элементами размером 2 мм. Кинематические (нагрузки) и статические (ограничения) граничные условия определяли исходя из устройства и принципа работы торсионной подвески [1]. Переход от многоосного к одноосному напряженному состоянию по области конструктивного элемента осуществляли по гипотезе удельной энергии формоизменения Мизеса [4]: $\sigma_э = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_1-\sigma_3)^2}$, где $\sigma_э$ — эквивалентное напряжение; σ_1, σ_2, σ_3 — главные напряжения.

Схематизацию истории нагружения в SolidWorks осуществляли методом "падающего дождя" (rainflow), который позволяет преобразовать последовательность экстремумов истории нагружения в набор закрытых петель гистерезиса напряжения (или деформации), считая петли полноценными циклами. В SolidWorks реализованы модификации: rainflow I — для нескольких событий нагружения и rainflow II — "в один проход", алгоритмы которых даны в работе [12].

В SolidWorks для пластичных материалов используют коррекцию среднего напряжения, проводимую по Герберу [4]: $\sigma_{с.а} = \frac{\sigma_а}{1-(\sigma_т/\sigma_в)^2}$, где $\sigma_{с.а}$ — скорректированное знакопеременное амплитудное напряжение; $\sigma_а$ — знакопеременное амплитудное напряжение; $\sigma_т$ — среднее напряжение; $\sigma_в$ — предел прочности.

При прогнозировании ресурса в SolidWorks используется линейная модель суммирования повреждений Палмгрена—Майнера, согласно которой повреждение за каждый цикл нагружения при постоянном напряжении одинаково [13]: $\sum\limits_{i=1}^{N_\Sigma} n_i/N_i = 1$, где n_i — число циклов нагружений с данной амплитудой; N_i — число циклов до разрушения при нагружении с постоянной амплитудой; N_Σ — суммарное число циклов до разрушения при нестационарном нагружении.

По линейной модели под разрушением подразумевают потерю несущей конструкцией способности воспринимать нагрузки, которым она подвергается, т. е. разрушение вследствие возникновения макроскопических усталостных трещин.

Анализ нижнего рычага подвески с торсионом при различном нагружении показал приблизительно одинаковые картины повреждаемости. На рис. 4 (см. обложку) приведена одна из диаграмм распределения ресурсов для верхнего рычага передней подвески из стали 50ХФА при эксплуатации по булыжникам с выбоинами и буграми.

Реальная оценка ресурса конструкции должна основываться на обобщенной случайной выборке нагружения. Заметим, что при анализе напряженно-деформированного состояния не учитывалась деградация материала вследствие накопления повреждений. Тогда усталостный ресурс нижнего рычага из стали 50ХФА (материал с наилучшими усталостными характеристиками) составит $L = \sum\limits_{i=1}^{3} a_i v_i t_i = 4{,}77 \cdot 10^6$ км, где a_i — доля пробега по соответствующему дорожному покрытию за все время эксплуатации (булыжник с выбоинами $a_i = 0{,}684$; ровный булыжник — 0,272; асфальтовая дорога — 0,044) [14]; v_i — скорость автомобиля по дороге с соответствующим дорожным покрытием (булыжник с выбоинами $v_i = 45$ км/ч, ровный булыжник — 60 км/ч, асфальтовая дорога — 90 км/ч) [8]; t_i — усталостный ресурс для данного дорожного покрытия.

Участки наибольших повреждений — боковые проушины (см. рис. 4), что объясняется наличием скруглений малого радиуса, вызывающих большую концентрацию напряжений, и вал торсиона, особенно около крепежной гайки. Таким образом, исследование элементов подвески автомобиля на усталостный ресурс с использованием программных комплексов ФРУНД и SolidWorks (таблица) позволил определить места наибольших концентраций

Усталостные ресурсы рычагов из различных материалов при нагружении различными спектрами, лет

Материал	Показатели прочности, МПа				Дорожное покрытие			SAESUS
	$\sigma_в$	$\sigma_{0,2}$	σ_{-1}	τ_{-1}	Асфальт	Ровный булыжник	Булыжник с выбоинами и буграми	
60С2А	1470	1325	500	–	16,0	10,2	7,33	7,73
50ХФА	1270	1080	676	519	20,6	12,7	8,9	10,4
40ХНМФА	1080	930	447	274	15,2	9,7	6,9	7,3
40Х	785	640	600	240	19,2	12,2	8,8	9,27
45	570	315	280	170	4,48	2,85	2,05	2,16
75	1130	980	392	350	6,27	3,98	2,87	3,02

напряжений и возможных разрушений, рассмотреть возможность замены материала, используемого при изготовлении нижнего рычага и торсиона, на более дешевую сталь 40Х.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Раймпель Й.** Шасси автомобиля. М.: Машиностроение, 1983. 356 с.
2. **Марочник** сталей и сплавов / А. С. Зубченко, М. М. Колосков, Ю. В. Каширский и др. М.: Машиностроение, 2003. 784 с.
3. **Fatigue** life prediction of lower suspension arm using strain-life approach / M. M. Rahman, K. Kadirgama, M. M. Noor // European journal of scientific research. 2009. V. 30. № 3. P. 437—450.
4. **SolidWorks 2007/2008.** Компьютерное моделирование в инженерной практике / А. А. Алямовский, А. А. Собачкин, Е. В. Одинцов и др. СПб.: БХВ-Петербург, 2008. 1040 с.
5. **Когаев В. П.** Расчеты на прочность при напряжениях переменных во времени. М.: Машиностроение, 1993. 364 с.
6. **Горобцов А. С.** Программный комплекс расчета динамики и кинематики машин как систем твердых и упругих тел // Инженерный журнал. Справочник. 2004. № 9. С. 40—43.
7. **Горобцов А. С., Солоденков С. В.** Алгоритмы численного интегрирования уравнений движения системы тел с множителями Лагранжа // Машиностроение и инженерное образование. 2005. № 3. С. 20—27.
8. **Компьютерные** методы построения и исследования математических моделей динамики конструкций автомобилей: монография / А. С. Горобцов, С. К. Карцов, А. Е. Плетнев и др. М.: Машиностроение, 2011. 463 с.
9. **Бендат Д., Пирсол А.** Измерение и анализ случайных процессов. М.: Мир. 1974. 463 с.
10. **Ротенберг Р. В.** Подвеска автомобиля. Колебания и плавность хода. М.: Машиностроение, 1972. 392 с.
11. **Князьков В. Н., Кленников Е. Б.** Исследование работы пневматической шины под действием нормальной нагрузки // Автомобильная промышленность. 1975. № 10. С. 24—27.
12. **Downing S. D., Socie D. F.** Simple rainflow counting algorithms // International journal of fatigue. 1982. № 1. P. 31—40.
13. **Miner A.** Cumulative damage in fatigue // Journal of applied mechanics. 1945. № 12. P. 159—164.
14. **Черников С. К., Ашихмин А. Н.** Математическая модель для анализа НДС рамы автомобиля КамАЗ и ее верификация. Казань: ФизтехПресс, 2001. С. 187—193.

УДК 62.501.32

Ю. А. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: medvedev@vlsu.ru

Анализ гидродинамических условий возникновения кавитации в электрогидравлическом исполнительном механизме

На основании анализа гидродинамических условий в электрогидравлическом исполнительном механизме с параллельным включением золотников установлено, что зоной зарождения кавитации может быть стык магистрали питания с трубой силового гидроцилиндра.

Ключевые слова: электрогидравлический механизм, золотник, кавитация, помехи.

In virtue of analysis of hydrodynamic conditions in electro-hydraulic actuator with joining-up in parallel slide it is established that joint of nutrition thoroughfare and pipe of booster jack may be zone of cavitation origin.

Keywords: electro-hydraulic actuator, slide, cavitation, hindrances.

Электрогидравлический исполнительный механизм (ЭГИМ) У-30 с двойным дросселированием представляет собой однокаскадный гидравлический усилитель мощности без обратной связи. Эффект, эквивалентный действию отрицательной обратной связи, обеспечивается зависимостью выходной координаты механизма (угла поворота вала) от нагрузки. Основной отличительной особенностью подобных механизмов является наличие автономных источников гидропитания для каждой рабочей полости силового гидроцилиндра. Для управления подводимой со стороны насосной системы гидравлической мощностью применяются золотники дроссельного типа, тонкостенные цилиндрические

плунжеры которых помещены во вращающиеся аксиальные оси ведомых зубчатых колес насоса.

Кавитация как следствие понижения местного давления зависит от гидродинамических условий в потоке, т. е. от режима работы данной гидравлической системы.

Анализ ЭГИМа У-30 показал, что есть три основных объема, в которых возможно возникновение кавитации: шестеренный насос, силовой гидроцилиндр и дросселирующее устройство золотника. Одной из зон возникновения кавитации является всасывающая сторона шестеренного насоса. Кавитация в насосе возникает в том случае, если разница между давлением на входе в шестеренный насос (входные трубопроводы) и давлением паров рабочей жидкости меньше динамического понижения давления ($\Delta p_{кр}$), зависящего от скорости жидкости на входе. Поэтому для оценки кавитационных свойств насоса в определенных условиях необходимо знать величину $\Delta p_{кр}$, которая рассчитывается по формуле

$$\Delta p_{кр} = \frac{\lambda_1 \rho V_0^2}{2} + \frac{\lambda_2 \rho V_0^2}{2}, \qquad (1)$$

где $\lambda_1 = 1{,}1$ — коэффициент, определяемый экспериментально при исследовании кавитации [1]; V_0 и ρ — средняя скорость и плотность жидкости.

Первое слагаемое формулы (1) — динамическое понижение давления в зависимости от входной скорости жидкости, второе — дополнительное понижение давления из-за неравномерности распределения скоростей на входной кромке.

Проанализируем влияние некоторого количества воздуха, расположенного над жидкостью в камере низкого давления ЭГИМа У-30 (удаление этого воздуха при сборке механизма не предусмотрено) на кавитацию со всасывающей стороны насоса.

Из экспериментов на растворимость воздуха в жидкости в закрытых сосудах (в частности в емкости данного ЭГИМа) известно [2], что скорость растворения воздуха увеличивается во много сотен раз при интенсивном перемешивании жидкости, причем она пропорциональна насыщенности жидкости воздухом.

Рассматривая спокойное состояние двухфазной системы "воздух — жидкость" в сливной камере ЭГИМа, в процессе растворения воздуха в жидкости можно выделить два периода: 1) короткий — быстрое растворение со скоростью, пропорциональной степени насыщенности жидкости воздухом; 2) длительный — медленное растворение с постоянной скоростью, не зависящей от насыщенности жидкости воздухом. Такой характер процесса можно объяснить тем, что в первый период воздухом полностью насыщается верхний очень тонкий слой жидкости, а дальнейшее растворение воздуха зависит от скорости диффузии его из пограничного слоя в нижние слои жидкости.

При работе ЭГИМа в картере происходит перемешивание рабочей жидкости, так как в сливной полости наблюдается фонтанирование жидкости через соответствующий полый плунжер золотника.

Давление в картере понижается наиболее существенно во всасывающих трубопроводах, в результате динамическое понижение давления может достичь критического значения и на всасывающей стороне насоса из-за образования парогазовых зародышей разовьется кавитационный очаг.

Рассматривая возможность возникновения кавитации на всасывающей стороне шестеренного насоса, заметим, что даже при максимальной частоте вращения вала приводного электродвигателя ЭГИМа не наблюдается характерных потрескиваний и грохота, которыми сопровождается кавитация в насосе. Экспериментальных подтверждений наличия кавитации на всасывающей стороне насоса при исследовании ЭГИМа У-30 не получено.

В рассматриваемой гидравлической системе вследствие местного понижения давления кавитация может происходить также в дросселирующих отверстиях золотникового устройства, где даже при небольшой разности давлений имеет место большая скорость истечения жидкости в камеру низкого давления. Истечение через сливные отверстия (особенно при значительных токах управления на входе электромеханического преобразователя, когда сливная щель одного из золотников мала) представляет собой дросселирование потока жидкости в отверстии малого диаметра при переменной разности давлений на входе и выходе дросселя. Схему, эквивалентную протеканию рабочей жидкости от выхода насоса через дросселирующие отверстия золотников в камеру низкого давления, можно представить в таком виде (рис. 1, *а*): полость большого диаметра — отверстие малого диаметра — полость большого диаметра.

Согласно результатам исследований дросселирования рабочей жидкости в отверстии малого диаметра, приведенным в работе [3], если давление p_1 (см. рис. 1, *а*) на входе канала малого диаметра d поддерживается постоянным, а давление p_2 на выходе понижается, происходит параболическое увеличение расхода q_0 (рис. 1, *б*). При истечении струи жидкости имеет место сужение ее поперечного сечения в области стыка маслопроводов, причем коэффициент сужения зависит от скругления кромок на входе в отверстие. Давление p_0 в месте этого сужения при увеличении перепада давлений ($p_1 - p_2$) уменьшается линейно до определенного предела, после чего происходит резкое падение p_0 до значения ниже атмосферного давления. Расход через дроссель при дальнейшем понижении давления p_2 остается постоянным, что указывает на возникновение кавитации вследствие уменьшения p_0 до кри-

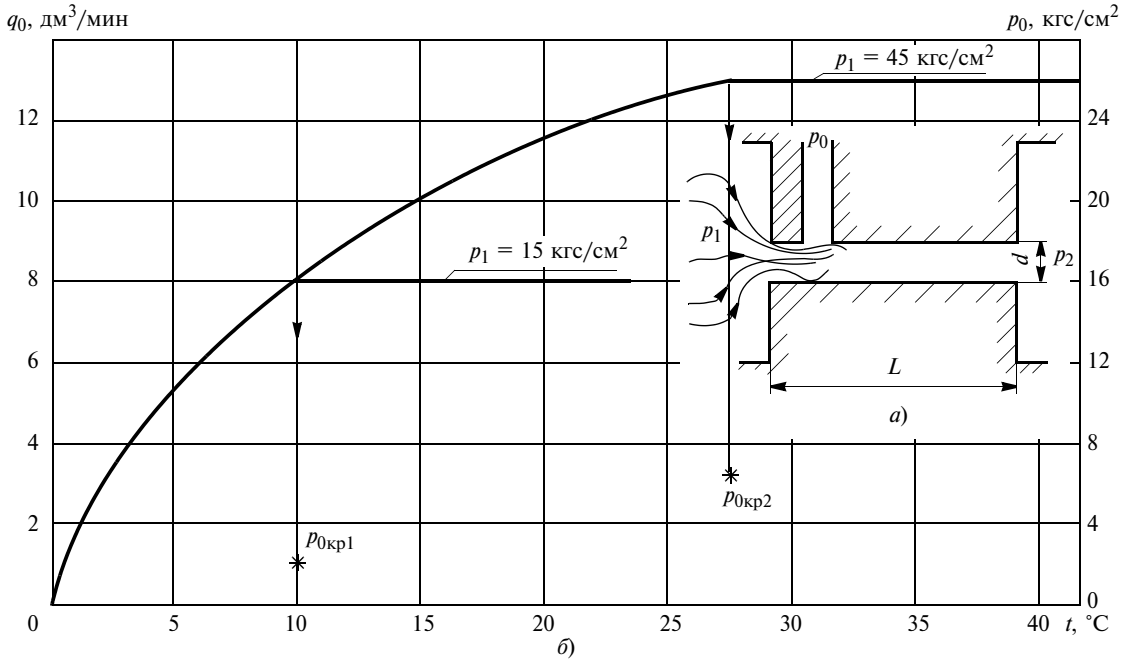


Рис. 1

тического значения. Это явление исследовали на модели из плексигласа.

В работе [3] приведены фотографии, на которых кавитация имеет вид облака, расположенного внутри дросселирующего отверстия и за ним и имеющего тем большую длину, чем меньше давление p_2 (в экспериментах p_1 = const). Пузырьки воздуха при выходе из очага низкого давления в область повышенного давления схлопываются, вследствие чего облако исчезает. Кавитация рабочей жидкости сопровождается характерным шумом. Зависимости критической разности $\Delta p_{кр}$ давлений, при которой начинается кавитация, от некоторых параметров процесса представлены на рис. 2, *а—г*, Из рис. 2, *а* видно, что $\Delta p_{кр}$ при повышении давления p_1 также увеличивается. Некоторое увеличение $\Delta p_{кр}$ происходит также при увеличении радиуса r скругления кромок (см. рис. 2, *в*) и отношения L/d длины отверстия к его диаметру (см. рис. 2, *г*). Увеличение температуры t влечет за собой уменьшение критической разности давлений (см. рис. 2, *б*).

Экспериментально исследовать кавитацию в дросселирующих отверстиях золотникового устройства ЭГИМа У-30 сложно из-за трудности визуального наблюдения в среде циркулирующей жидкости.

Рассмотрим возможность возникновения режимов, сопровождающихся кавитацией, в полостях силового гидроцилиндра ЭГИМа. Такие режимы могут иметь место в том случае, если скорость высвобождения объема данной полости цилиндра при движении поршня окажется больше секундного расхода жидкости при втекании ее в эту полость. Это возможно, только когда перемещение поршня происходит под действием внешних сил, т. е. при наличии внешней нагрузки исполнительного механизма (инерционной или позиционной). Таким образом, если под действием внешних сил поршень перемещается с большой скоростью, то происходящее при этом местное понижение давления может привести к кавитации на наиболее слабом участке столба жидкости.

Рассмотрим случай нагружения исполнительного механизма позиционными силами, а именно предположим, что ход поршня всегда противоположен действию силы пружины (рис. 3). Допустим, что в предыдущем такте работы произошло сжатие пружины, при котором развиваемое ею усилие $F = ky$ (y — координата поршня; k — жесткость пружины). В момент начала возмущения механизма происходит перемещение золотников, что вызывает уменьшение секундного расхода q_1 жидкости через окно правого золотника (в предельном случае $q_1 = 0$) и увеличение расхода q_2 через сливное окно левого золотника. В полости II создаются условия для мгновенного уменьшения давления. Запишем уравнения баланса расходов при движении поршня, допустив, что жидкость несжимаема, расход q_0 насоса не зависит от давлений в полостях, а массой поршня можно пренебречь:

$$\left.\begin{aligned} q_0 - q_1(p_1, x) - Sy &= 0; \\ q_0 - q_2(p_2, x) + Sy &= 0; \\ hy + ky &= (p_1 - p_2)S, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где h — коэффициент пропорциональности сил сопротивления жидкости, препятствующих движению поршня и зависящих от скорости движения;

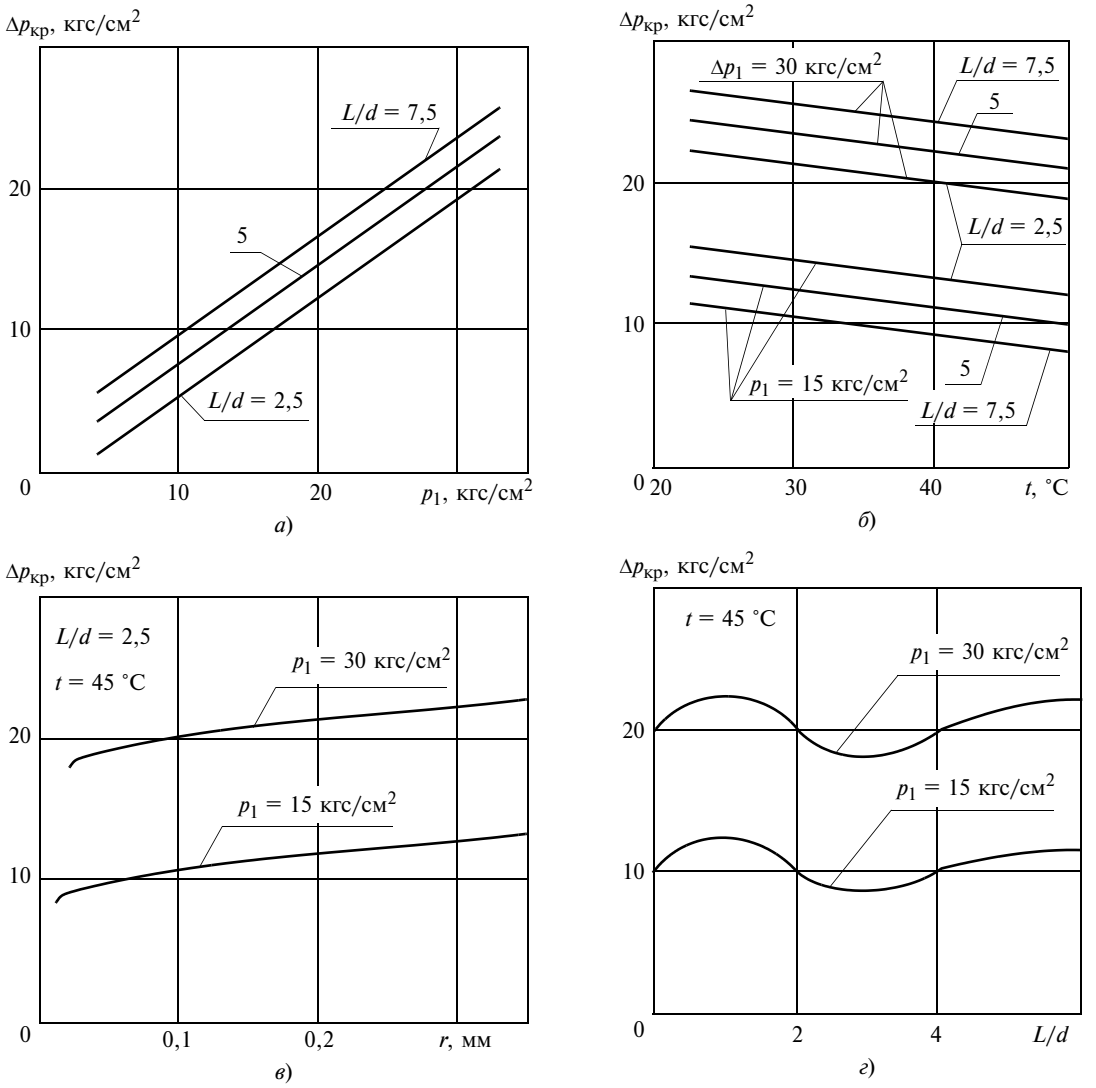


Рис. 2

p_1 и p_2 — удельные давления в полостях I и II; S — эффективная площадь поршня; y — координата поршня; x — координата золотника.

Расходы q_1 и q_2 определяются давлениями p_1 и p_2 и координатой золотника.

Из системы (2) следует, что внезапное изменение давлений p_1 и p_2 не приводит к скачку координаты y, но возможен скачок скорости $\dot{y}$. Для оценки возможности скачков давлений рассмотрим соотношение:

$$h\frac{q_0 - q_1(p_1, x)}{S} + ky = (p_1 - p_2)S. \qquad (3)$$

Так как y не может изменяться скачкообразно, следует предположить, что при внезапном изменении координаты x будет происходить скачкообразное изменение давлений.

Таким образом, при внезапном увеличении сливного отверстия второго золотника давление p_2 резко падает и разность ΔF усилия пружины и противодавления может оказаться значительной, что приведет к возникновению больших начальных скоростей поршня. Перемещение поршня в направлении к среднему положению может происходить со скоростью, при которой секундного расхода q_0/S на входе полости II гидроцилиндра будет недостаточно для сохранения давления в этой полости, т. е. при значительном понижении давления в полости II произойдет вскипание жидкости и образование кавитационного очага.

Таким образом, кавитационный режим в силовом гидроцилиндре может возникать в результате, во-первых, резкого падения давления в полости II цилиндра, что связано с характером перемещения золотников, и, во-вторых, вследствие наличия сил, приложенных к поршню со стороны нагрузки. Следует ожидать, что объем кавитационного очага будет тем больше, чем значительнее начальное усилие F пружины, т. е. чем больше ее жесткость k и начальное отклонение поршня от нейтрального положения.

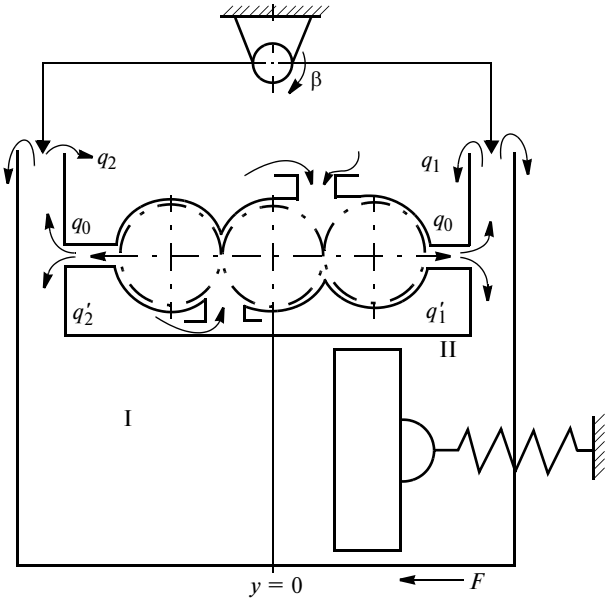


Рис. 3

Кроме того, кавитация проявляется сильнее, если расход q_2 в момент перестановки золотников возрастает более значительно. Если скорость перестановки золотников невелика (следовательно, резкое уменьшение p_2 отсутствует), то понижение давления p_1 в полости I оказывается недостаточным для разрыва столба жидкости в этой полости.

Из вышеприведенного можно заключить, что увеличение инерционности поршня должно привести к исчезновению кавитации. Однако это неверно. Увеличение массы, связанной с поршнем механизма, изменяет характер переходных процессов. Вследствие сжимаемости рабочей жидкости и наличия других упругих элементов ЭГИМа (поршневые уплотнительные кольца, уплотнительное кольцо выходного вала и др.) процесс установления давления и скорости $\dot{y}$ приобретает колебательный характер. В зависимости от параметров эквивалентного колебательного контура (в данном случае исполнительного механизма) амплитуда колебаний скорости $\dot{y}$ может быть значительной. При этом в напорной полости цилиндра может возникнуть кавитация. В данном случае это зависит от характера возмущения (амплитуды возникающих колебаний скорости) и от массы, присоединенной к поршню механизма.

Кавитационные режимы вносят существенную нелинейность в динамические характеристики исполнительного механизма, которая является функцией скорости поршня и должна учитываться в тех случаях, когда возмущения исполнительного механизма имеют частотную характеристику с широким спектром.

В полостях гидроцилиндра вследствие наличия микрошероховатостей поверхности, стыков маслопроводов, мельчайших газовых пузырьков кавитация вскипания возможна в двух формах: газовой и паровой.

Возможной зоной зарождения кавитации является стык магистрали питания с трубой силового цилиндра. Условия для вскипания жидкости в этой зоне наиболее благоприятны, так как, во-первых, в месте несимметричного ввода в цилиндр в жидкости зарождается вихрь, способствующий [4] значительному местному понижению давления (до давления паров и менее), а во-вторых, стык из-за больших скоростей истечения в цилиндр является существенным гидравлическим сопротивлением, поэтому это — наиболее слабое место в столбе жидкости.

При кавитационном режиме уравнения (2), описывающие процессы в исполнительном механизме, изменяются. Скорость поршня теперь нельзя поставить в зависимость от подачи насоса и расхода через сливное отверстие золотника напорной полости:

$$S\dot{y} \neq q_0 - q_1. \qquad (4)$$

Давление в напорной полости определяется упругостью волн, которые возникают при кавитации, и в первом приближении может быть принято равным нулю.

Система уравнений (2) принимает вид:

$$\begin{cases} q_0 - q_2(p_2, x) + S\dot{y} = 0; \\ p_1 = 0; \\ hy + ky = -Sp_2. \end{cases}$$

Таким образом, если происходит нарушение непрерывности потока жидкости, основные законы ее движения оказываются неверными и для исследования характера переходных процессов необходимо перейти к другой системе дифференциальных уравнений.

Резюмируя сказанное о возможности возникновения кавитации в полостях силового гидроцилиндра, отметим, что при исследовании динамических режимов ЭГИМа У-30 [5, 6] следует учитывать кавитационную нелинейность его характеристик. Это необходимо, если возможны режимы со значительными скоростями перестановки золотников (в частности — частые реверсы механизма), причем изменение силы тока управления на входе электромеханического преобразователя может быть незначительным. Кроме того, кавитационную нелинейность следует учитывать при работе исполнительного механизма с наложенными на основной сигнал помехами, если амплитуды и частоты помех изменяются в широких пределах.

УДК 62-82-543.2:621.318.57

В. И. РАЗИНЦЕВ, д-р техн. наук (ОАО "ЦНИИАГ"), С. Н. КУЛИКОВ, канд. техн. наук (ГОУ ВПО "МАТИ"),
С. В. ВОЛКОВ, канд. техн. наук (ОАО "ЦНИИАГ"), Л. А. РАЗИНЦЕВА, e-mail: kov3l@inbox.ru

Электрогидравлические усилители мощности с управляющим микропроцессором

Рассматривается усовершенствованный электрогидравлический усилитель мощности с электрической обратной связью, позволяющий улучшить статические, динамические и энергетические характеристики следящих электрогидравлических приводов дроссельного регулирования, а также повысить коэффициент полезного действия силовой части следящих приводов.

Ключевые слова: электрогидравлический усилитель, обратная связь, коэффициент полезного действия.

Upgraded electro-hydraulic power amplifier in terms of electrical feedback that renders possible to improve static, dynamic and energy datum of follower hydroelectric drives of throttle control and also to enhance performance factor of strength part of follower drives was presented.

Keywords: electro-hydraulic amplifier, feedback, performance factor.

Современный этап развития техники характеризуется широким внедрением различных автоматизированных систем на основе электрогидравлических следящих приводов (ЭГСП) с дроссельным регулированием ЭГСП(ДР) скорости выходного звена исполнительного механизма (ИМ); это — прокатные станы, линии непрерывной разливки стали, испытательные стенды в автомобильной и авиационной промышленностях, автопилоты в авиации и морском флоте, системы регулирования направляющих аппаратов мощных гидротурбин гидроэлектростанций, современные системы поиска нефти и газа, моделирующие стенды и тренажеры в аэрокосмической промышленности и многое другое.

Широкое применение ЭГСП(ДР) (по сравнению с ЭГСП с объемным регулированием скорости выходного звена ИМ) обусловлено его преимуществами — простотой принципиальной схемы, высокой надежностью, улучшенными динамическими и габаритно-массовыми показателями. Однако ЭГСП(ДР) отличается низким КПД силовой части привода.

За последние 50 лет неоднократно делались попытки повысить КПД данного привода. Большинство предложенных схем основывалось на реализации обратной связи по расходу рабочей жидкости, поступающей к ИМ привода от выходного каскада электрогидравлического усилителя (ЭГУ) мощности [1, 2]. Перспективными направлениями повышения КПД ЭГСП(ДР) являются: схема с электронной частью на основе системы самонастройки с эталонной моделью [2]; схема с электрическим датчиком скорости (тахометром) полноповоротного гидромотора [3]; схема с электрической обратной связью по скорости выходного звена ИМ, реализованной с помощью стандартных электронных устройств (идея инженера С. В. Наумова) [4].

Однако схемы приводов с гидромеханическими устройствами обратной связи по расходу не получили промышленного применения по ряду причин: низкие динамические характеристики, недостаточная точность и т. д. Схемы же ЭГСП(ДР) с использованием электронной части привода [2, 4] требуют индивидуальной разработки управляющей электроники под конкретные параметры привода с учетом конкретного комплекса нагрузок.

Успехи в электронике по созданию быстродействующих точных и недорогих микропроцессорных устройств (контроллеров) позволили разработать усовершенствованную принципиальную электрогидравлическую схему основного элемента ЭГСП(ДР) — ЭГУ с электрической обратной связью. На ее основе решена задача повышения КПД силовой части ЭГСП(ДР) и улучшения его статических и динамических характеристик [5].

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 7)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Карелин В. Я.** Влияние гидродинамических условий и температуры на начало и развитие кавитации // Тр. МИСИ. 1962. № 40. С. 97—104.

2. **Hayward A. T. J.** How air bubbles offect the Compressiblity of hydraulic oil // Hydraulic Power Transmission. 1962. № 8 (90). 356 p.

3. **Baske W.** Der Einfluss einiger physikalischer Eigenschaften von Druck ubertragungsmedien auf das Verhalten hydraulischer Steuerungen und Antriebe // Industrie — Anzeiger. 1962. № 5 (84). S. 425—430.

4. **Дин Р. Б.** Образование пузырей // Вопросы физики кипения: Пер. с англ. М.: Мир, 1964. С. 85—89.

5. **Медведев Ю. А.** Анализ гидродинамических условий возникновения кавитации в электрогидравлическом исполнительном механизме // Аннотированный библиографический указатель ВИНИТИ РАН "Депонированные научные работы" (№ 175 — В2012). 2012. № 6. Б/о 32. 14 с.

6. **Медведев Ю. А.** Возникновение нелинейного явления "кавитация" // Вестник машиностроения. 2012. № 11. С. 10—12.

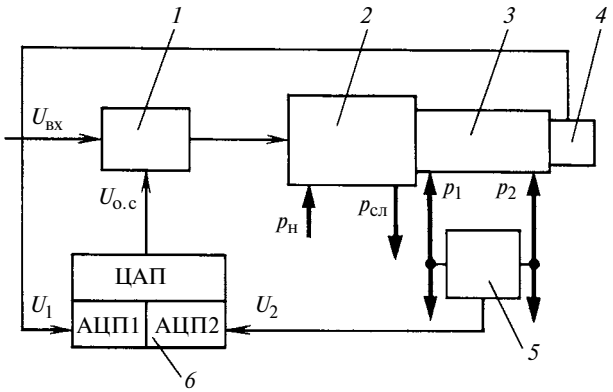


Рис. 1. Принципиальная электрогидравлическая схема усовершенствованного ЭГУ

При этом ЭГУ, выполненный по усовершенствованной принципиальной схеме, может быть однокаскадным, двухкаскадным или трехкаскадным.

Принципиальная электрогидравлическая схема усовершенствованного ЭГУ изображена на рис. 1. Она содержит суммирующий операционный усилитель *1* с двумя входами (на один подается управляющий сигнал $U_{вх}$, на второй сигнал обратной связи $U_{о.с}$); гидрораспределитель *3* выходного каскада, подвижный элемент (золотник) которого кинематически связан с якорем электрического датчика *4* обратной связи; управляющий однокаскадный (или двухкаскадный) ЭГУ или управляющий мощный электромеханический преобразователь *2*; электрогидравлический датчик *5* перепада давлений между выходными гидролиниями гидроусилителя; контроллер *6*.

Работа усовершенствованного ЭГУ основана на идее реализации управления расходом рабочей жидкости пропорционально управляющему сигналу $U_{вх}$ независимо от изменения перепада давлений (в определенных пределах) между выходными гидролиниями ЭГУ.

Для формирования замкнутого контура усовершенствованного ЭГУ определим сигнал электрической обратной связи на входе из контроллера.

Расход Q рабочей жидкости, распределяемый гидрораспределителем выходного каскада (ГРВК), при нулевом коэффициенте перетечек определяется по формуле

$$Q = \mu b_ш \sqrt{\frac{g}{\gamma}\Delta p_0}\, x_з V_t,$$

где μ — коэффициент расхода рабочих окон ГРВК; $b_ш$ = const — ширина рабочих окон ГРВК; g — ускорение свободного падения; γ — удельный вес рабочей жидкости; $x_з$ — текущая координата золотника ГРВК; $V_t = \sqrt{1 - \frac{\Delta p_н}{\Delta p_0}\operatorname{sign} x_з}$; $\Delta p_0 = p_н - p_{сл}$ = const ($p_н$ и $p_{сл}$ — давления в гидролиниях нагнетания и слива); $\Delta p_н = p_1 - p_2$ (p_1 и p_2 — давления в выходных гидролиниях гидроусилителя).

Максимальный расход рабочей жидкости при максимальном входном управляющем сигнале $U_{вх}$ и $\Delta p_н = 0$ определяется по формуле

$$Q_0 = \mu b_ш x_0 \sqrt{\frac{g}{\gamma}\Delta p_0},$$

где x_0 — координата, определяющая величину и знак смещения золотника ГРВК от нейтрального положения при максимальном выходном управляющем сигнале $U_{вх}$ и $\Delta p_н = 0$.

Сигнал обратной связи определяется как

$$U_{о.с} = U^m_{о.с}\, Q/Q_0 = U^m_{о.с}\, x_з/x_0 \sqrt{1 - \frac{\Delta p_н}{\Delta p_0}\operatorname{sign} x_з}.$$

С учетом того, что $x_з/x_0 = U_1/U^m_{о.с}$ и $\Delta p_н/\Delta p_0 = U_2/U^0_2$, где $U_1 = x_з k_{ДОС}$ — электрический сигнал с датчика обратной связи (ДОС) ГРВК ($k_{ДОС}$ — коэффициент передачи ДОС); $U^m_{о.с} = x_0 k_{ДОС}$ — максимальный сигнал обратной связи; U_2 — электрический сигнал на выходе датчика перепада давлений, соответствующий $\Delta p_н$; U^0_2 — электрический сигнал на выходе датчика перепада давлений, соответствующий Δp_0, получим сигнал обратной связи:

$$U_{о.с} = U_1 \sqrt{1 - \frac{U_2}{U^0_2}\operatorname{sign} U_1}. \qquad (1)$$

Для вычисления входящей в формулу (1) величины $\sqrt{1 - \frac{U_2}{U^0_2}\operatorname{sign} U_1}$ и формирования канала обратной связи используем электрогидравлический датчик *5* (см. рис. 1) перепада давлений и контроллер *6*, на один вход которого с сигнальной обмотки электрического датчика *4* гидроусилителя выходного каскада *3* ЭГУ через первый аналогоцифровой преобразователь (АЦП1) поступает электрический сигнал U_1, а на второй вход через АЦП2 — электрический сигнал U_2 с датчика *5* перепада давлений. Контроллер *6* вычисляет $U_{о.с}$ и через цифроаналоговый преобразователь (ЦАП) подает его на второй вход суммирующего операционного усилителя *1*.

Принцип работы усовершенствованного ЭГУ рассмотрим по структурной схеме, представленной на рис. 2, где $\Delta U(S) = U_{вх}(S) - U_{о.с}(S)$; $W_п(S)$ — передаточная функция прямой цепи ЭГУ; $W_{о.с}(S) = k_{ДОС} V(S)$ —передаточная функция в цепи обратной связи ЭГУ.

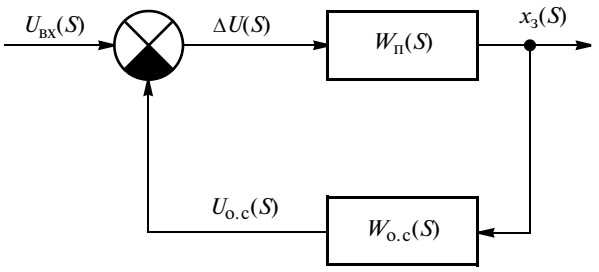


Рис. 2. Структурная схема ЭГУ с электрической обратной связью

Передаточная функция замкнутого контура имеет вид:

$$W_{з.к}(S) = \frac{x_з(S)}{U_{вх}(S)} = \frac{W_п(S)}{1 + W_п(S)W_{о.с}(S)} = \\ = \frac{W_п(S)W_{о.с}(S)}{1 + W_п(S)W_{о.с}(S)} \frac{1}{W_{о.с}(S)}.$$

Тогда $x_з(S)$ определяем по формуле

$$x_з(S) = U_{вх}(S)\frac{W_п(S)k_{ДОС}V(S)}{1 + W_п(S)k_{ДОС}V(S)} \frac{1}{k_{ДОС}V(S)}.$$

Следовательно, расход рабочей жидкости, распределяемой усовершенствованным ЭГУ, можно записать как

$$Q = \\ = K_Q U_{вх}(S)\frac{W_п(S)k_{ДОС}V(S)}{1 + W_п(S)k_{ДОС}V(S)} \frac{1}{k_{ДОС}V(S)} V(S), \quad (2)$$

где $K_Q = \mu b_ш \sqrt{\frac{g}{\gamma}\Delta p_0}$.

В вышеприведенных преобразованиях $U_{вх}(S) \leftarrow U_{вх}(t)$; $\Delta U(S) \leftarrow \Delta U(t)$; $x_з(S) \leftarrow x_з(t)$; $U_{о.с}(S) \leftarrow U_{о.с}(t)$; $V(S) \leftarrow V(t)$, где знак $\leftarrow$ означает преобразование Лапласа при нулевых начальных условиях.

Анализ формулы (2) показал, что усовершенствованный ЭГУ обеспечивает инвариантность расхода к изменению (в определенных пределах) перепада давлений между его выходными гидролиниями, обусловленному нагрузкой на выходном звене ИМ ЭГСП(ДР) и изменением температуры рабочей жидкости, что повышает КПД силовой части ЭГСП(ДР).

При количественной оценке повышения КПД ЭГСП(ДР) с усовершенствованным ЭГУ примем во внимание, что КПД силовой части ЭГСП(ДР) определяется как отношение гидравлической мощности на выходе ЭГУ $[Q(\Delta p_н)\Delta p_н]$ к гидравлической мощности на входе $[Q(\Delta p_н = 0)\Delta p_0]$. Для ЭГСП(ДР) с ЭГУ традиционной схемы КПД его силовой части (при $x_з > 0$ и $\Delta p_н > 0$) определяется как $\eta_1 = y\sqrt{1-y}$, где $y = \Delta p_н/\Delta p_0$.

С учетом принципа работы ЭГСП(ДР) с усовершенствованным ЭГУ при принятых допущениях КПД его силовой части определяем как $\eta_2 = y$. Приведеные формулы КПД справедливы для диапазона $0 < y \leqslant y_0$, который обусловлен конкретной величиной $x_з^m$ и энергетическими характеристиками используемого управляющего устройства ГРВК.

Зависимости η_1 и η_2 от y приведены на рис. 3. Максимальный КПД $\eta_{1max} = 0{,}385$ реализуется при $y = 0{,}667$, при этом же y имеем $\eta_2 = 0{,}667$; тогда $\eta_2/\eta_1 = 1{,}732$. Для более точной оценки преимущества по КПД силовой части ЭГСП(ДР) при использовании усовершенствованного ЭГУ по сравнению с ЭГСП(ДР) с традиционной схемой ЭГУ введем интегральный критерий m, учитывающий диапазон изменения y: $m = S_2/S_1$, где $S_1 = \int_0^{y_0} y\sqrt{1-y}\,dy = -\frac{2}{15}(1-y_0)\sqrt{1-y}(2+3y_0) + \frac{4}{15}$; $S_2 = \frac{1}{2}y_0^2$ (y_0 — максимальное расчетное значение y).

На рис. 4 приведена зависимость $m(y_0)$ для $0{,}25 \leqslant y_0 \leqslant 0{,}8$. Анализ зависимостей на рис. 3 и 4 показал существенное преимущество по энергопотреблению силовой части ЭГСП(ДР) при использовании усовершенствованного ЭГУ.

Заметим, что в силу принципа работы предлагаемого ЭГУ следует учитывать увеличение максимальной координаты $x_з^{m*}$ золотника гидрораспределителя выходного каскада относительно максимальной координаты золотника выходного каскада ЭГУ, выполненного по традиционной схеме ($x_з^m$), т. е. $n = x_з^{m*}/x_з^m$ (см. рис. 4).

Таким образом, при использовании усовершенствованного ЭГУ не требуется длительной и дорогостоящей отработки его гидромеханической час-

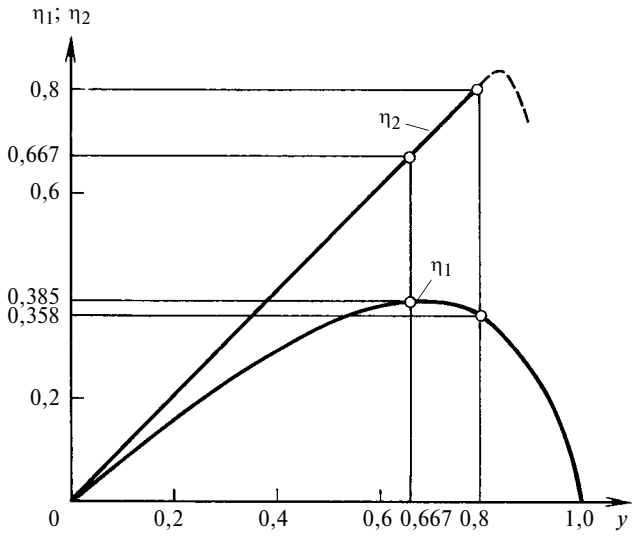


Рис. 3. Зависимости изменения η_1 и η_2 от y

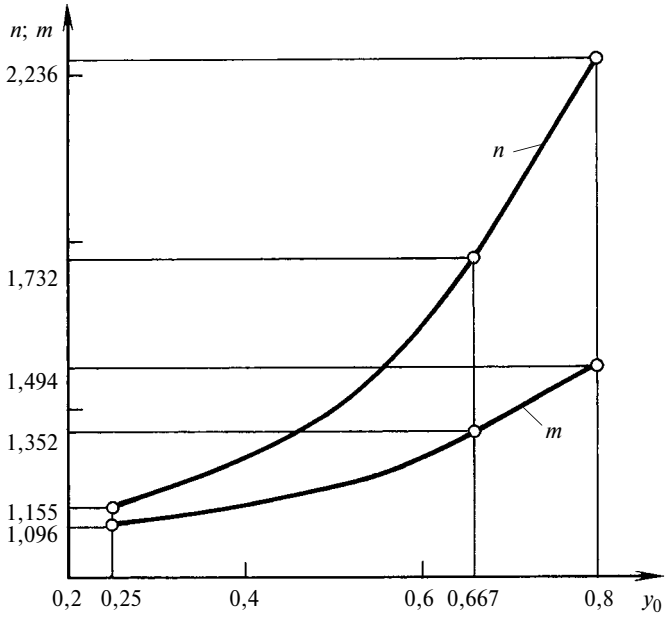


Рис. 4. Зависимости изменения *m* и *n* от y_0

ти. Наличие датчика перепада давлений в ЭГУ позволяет реализовать коррекцию контура ЭГСП(ДР) по динамическому перепаду $\Delta p_н$ давлений [2] и использовать электрический сигнал с выхода датчика перепада давлений в системе телеметрии (авиация и ракетно-космическая техника) для контроля усилия (момента) на выходном звене ИМ ЭГСП(ДР). Наличие контроллера в схеме ЭГУ обеспечивает в случае необходимости ограничение по расходу рабочей жидкости на выходе из ЭГУ (ограничение максимальной скорости выходного звена ИМ ЭГСП с ДР, управляемого ЭГУ), позволяет компенсировать при необходимости изменение коэффициента усиления контура ЭГУ, обусловленное изменением $V(\Delta p_н)$ в цепи обратной связи, соответствующим изменением в $\frac{1}{V(\Delta p_н)}$ раз коэффициента усиления в цепи ошибки контура ЭГУ, упрощает и позволяет автоматизировать приемосдаточные испытания и регламентные проверки ЭГУ, а также реализовать его цифровой паспорт.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Разинцев В. И.** Электрогидравлические усилители мощности. М.: Машиностроение, 1980. 120 с.
2. **Разинцев В. И.** Повышение эффективности гидроприводов с дроссельным регулированием. М.: Машиностроение, 1993. 320 с.
3. **Следящие** приводы / Под ред. Б. К. Чемоданова. Т. 2. М.: Энергия, 1976. 384 с.
4. **Пат. 2361123 Рос. Федерации:** МПК F15B9/03. Электрогидравлический следящий привод дроссельного регулирования с двухкаскадным электрогидравлическим усилителем мощности.
5. **Пат. 2467215 Рос. Федерации:** МПК F15B9/07. Трехкаскадный электрогидравлический усилитель с электрической обратной связью по расходу.

УДК 621.833.6

А. С. ИВАНОВ, д-р техн. наук, В. М. ЗЯБЛИКОВ,
М. В. ФОМИН, кандидаты технических наук, М. М. ЕРМОЛАЕВ,
Н. Н. КУРАЛИНА, С. В. МУРКИН (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
Б. О. ДУБОВЕЦКИЙ, канд. техн. наук, В. М. ТОТОК (МГТУ "Станкин"),
e-mail: a-s-ivanov@yandex.ru

Разработанная гамма высокоточных планетарно-цевочных редукторов

Разработана гамма высокоточных редукторов для станков с ЧПУ, роботов и других следящих систем с малым люфтом на выходе, высокой крутильной жесткостью, повышенным передаточным числом, малым моментом инерции, небольшой относительной массой и высоким КПД.

Ключевые слова: планетарно-цевочный редуктор, люфт, крутильная жесткость.

Series of high precision gear sets for NC machines, robot devices and other servos with little output play, high torsional stiffness, enhanced ratio, tenuous second moment of area, small mass ratio and high performance factor was developed.

Keywords: planetary-spindle reduction gearbox, play, torsional stiffness.

К высокоточным редукторам, используемым в станках с ЧПУ, роботах, печатных машинах, приводах антенн и телескопов, томографах и других следящих системах, предъявляются следующие требования: люфт не больше 1'; высокая крутильная жесткость; повышенное передаточное число (до 200÷240); уменьшенные момент инерции, приведенный к валу двигателя, и относительная масса (масса, отнесенная к вращающему моменту на выходном валу); небольшие потери мощности и тепловыделения.

Проанализированы конструктивные исполнения и технические характеристики 75 типов современных зарубежных и отечественных высокоточных редукторов 58 фирм, среди которых волновые редукторы составили 1 %, планетарные — 58 %, червячные — 13 %, планетарно-цевочные — 5 %, конические, спироидные, планетарно-конические, планетарно-червячные и др. — 23 %.

Среди изготовителей волновых редукторов наиболее известна фирма Harmonic Drive (Германия), которая выпускает редукто-

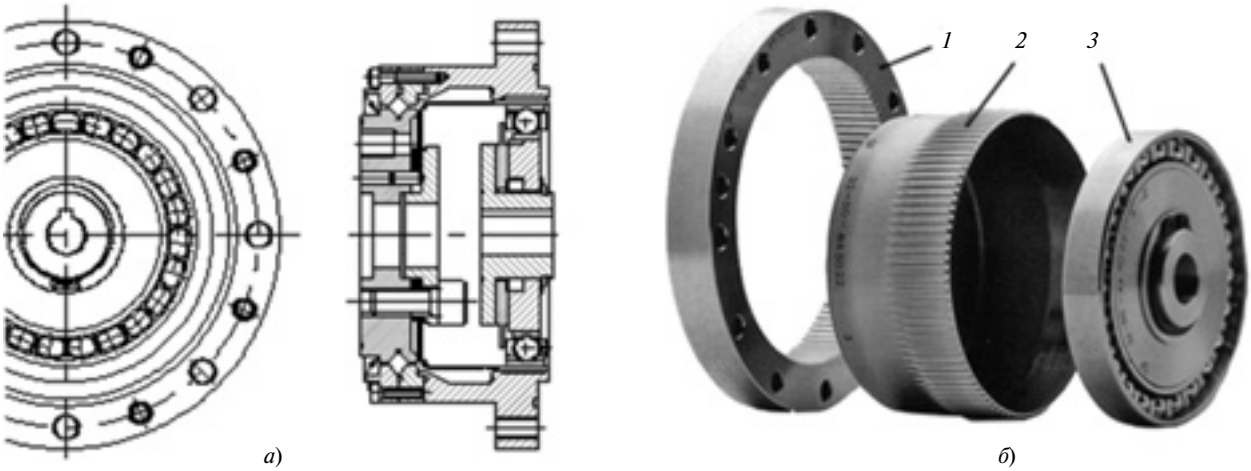


Рис. 1

ры с передаточными числами от 50 до 160, вращающими моментами от 7 до 1200 Н · м и люфтом на выходе ≈1,5' (по специальному заказу — 0,5'). Представленный на рис. 1 волновой редуктор фирмы Harmonic Drive имеет недостаточно высокую крутильную жесткость и повышенный момент инерции, обусловленный значительными моментами инерции кулачка и гибкого подшипника *3* (см. рис. 1, *б*), деформирующего гибкое зубчатое колесо *2*, находящееся в зацеплении с жестким зубчатым колесом *1*.

Среди высокоточных планетарных и червячных редукторов наилучшие технические характеристики имеют планетарные редукторы с косозубыми колесами фирм Alpha (Германия) и Apex (Тайвань). Так, планетарный редуктор фирмы Alpha исполнения TP + 300MA с кинематической схемой, соответствующей передаче $2k - h$ [1], обеспечивает на выходном валу вращающий момент 3500 Н · м, обладает четырехкратной перегрузочной способностью, имеет на выходе люфт 1,5' и крутильную жесткость 1200 Н · м/угл. мин. Косозубые колеса одноступенчатого планетарного редуктора фирмы Apex (рис. 2) обеспечивают повышенный почти в 2 раза коэффициент перекрытия по сравнению с прямозубыми колесами, что уменьшает люфт на выходе.

В России планетарные редукторы с косозубыми колесами не изготовляются, что обусловлено, по-видимому, отсутствием точных станков, пригодных для нарезания косозубых колес внутреннего зацепления. Кроме того, при больших передаточных числах, вследствие увеличения необходимого числа ступеней редуктора увеличиваются его относительная масса и люфт. В одной ступени такого редуктора реализуется передаточное число $u \leqslant 10$. Чтобы получить передаточное число $u = 200 \div 240$, необходимы три ступени.

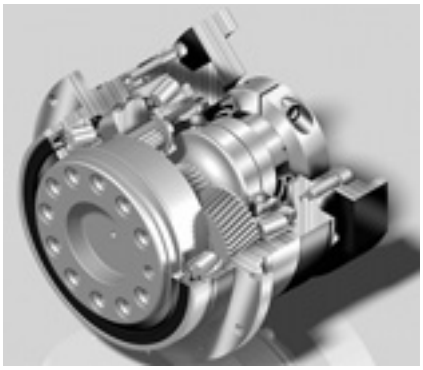


Рис. 2

Рис. 3

Среди высокоточных планетарно-цевочных редукторов наилучшими техническими характеристиками обладают редукторы TwinSpin серии TS фирмы Spinea (Словакия) с передачей $k—h—v$ [1] и редукторы серии RD-E фирмы Nabtesco (Германия), а также редукторы серии Fine Cyclo F2CF-T фирмы Sumitomo (Япония) с передачей $2k—v$.

Планетарно-цевочный редуктор TwinSpin серии TS (рис. 3) создает вращающий момент до 3000 Н · м, имеет передаточные числа от 33 до 191, допускает максимальную частоту вращения вала двигателя $n = 3000 \div 4000$ мин$^{-1}$, люфт составляет менее 1'. Вращающий момент от циклоидальных сателлитов передается на выходной вал муфтой Ольдгейма, в которой трение скольжения заменено трением качения в результате применения роликов. Редуктор отличается малой удельной массой и значительной трудоемкостью в изготовлении деталей (особенно водила и муфты Ольдгейма), а также сложен в сборке,

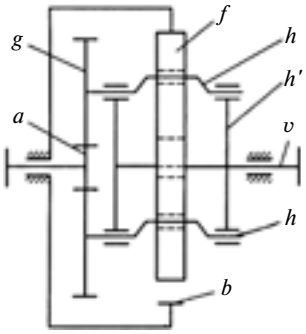


Рис. 4

так как выходной вал установлен не на одном, как обычно [2], а на двух опорно-поворотных подшипниках.

Планетарно-цевочные редукторы серии RD-E фирмы Nabtesco и редукторы серии Fine Cyclo F2CF-T фирмы Sumitomo с передачей $2k—v$ не имеют этих недостатков, кроме того, у них меньше момент инерции, приведенный к валу двигателя, а передача $2k—v$ позволяет получить большее передаточное число. Поэтому при разработке гаммы отечественных высокоточных планетарно-цевочных редукторов в качестве прототипа выбран планетарно-цевочный редуктор с кинематической схемой механизма типа $2k—v$ [1] (рис. 4). Он отличается от высокоточных редукторов других типов возможностью реализации большего передаточного числа (до 240) при меньших габаритных размерах и меньшем моменте инерции, приведенном к быстроходному валу. Данный редуктор состоит из двух центральных колес *a* и *b* (см. рис. 4), сателлитов *g* первой (быстроходной) ступени передачи, водила *h'* этих сателлитов, циклоидального сателлита *f* второй (тихоходной) ступени передачи и выходного звена *v*, изготовленного как одно целое с водилом *h'*. Эксцентриковые валы *h* выполняют функции водила второй ступени и механизма параллельных кривошипов.

Шестерня *1* ведущего быстроходного вала (рис. 5) находится в зацеплении с тремя сателлитами *2* с эвольвентными зубьями. Для уменьшения люфта в быстроходной ступени они выполнены разрезными и состоят из двух деталей — основного и насадного сателлитов. Сателлиты *2* установлены на трех эксцентриковых валах *3*. На эксцентриках установлены опоры циклоидальных сателлитов — радиальные роликовые подшипники *4*, наружные кольца которых входят в боковые отверстия циклоидальных сателлитов *5*, зацепляющихся с цевками *6*, выполненными в виде роликов. Эксцентриковые валы *3* вращаются в радиально-упорных подшипниках *7*, установленных в водиле, которое состоит из дисков *8* и *9*, соединенных друг с другом тремя коническими штифтами *10* и шестью винтами (на рисунке не показаны). Вал шестерни *1* вращается в подшипниках *11*, установленных в крышке *12* корпуса *14* редуктора. Водило (тихоходный ведомый вал) вращается в подшипниках *13* относительно корпуса *14*. При вращении шестерни *1* ведущего вала сателлиты *2* заставляют вращаться эксцентриковые валы *3*, что приводит к обкатыванию цевок *6* циклоидальными сателлитами *5* и вращению водила относительно корпуса *14* редуктора. За полный оборот эксцентриковых валов *3* циклоидальные сателлиты *5* (и, следовательно, выходной вал) поворачиваются на один шаг циклоидального зубчатого зацепления в противоположном направлении.

Сателлиты *2* быстроходной ступени расположены на эксцентриковых валах *3* консольно. Особенностью таких редукторов является жесткое требование к точности взаимного углового положения сателлитов с эвольвентными зубьями и эксцентриковых валов. Для увеличения крутильной жесткости передачи и уменьшения люфта на выходе вместо прямозубых колес в быстроходной ступени используются косозубые колеса, при этом, чтобы обеспечить требуемое взаимное угловое положение сателлитов с эвольвентными зубьями и эксцентриков эксцентриковых валов, сателлиты быстроходной ступени закреплены на эксцентриковых валах упругими коническими кольцами *15* без осевого перемещения ступиц этих сателлитов.

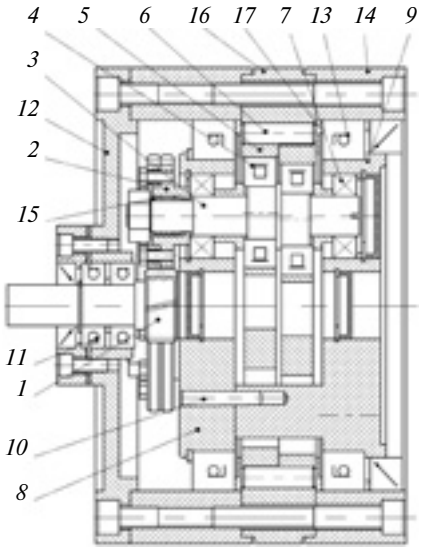


Рис. 5

В качестве опор циклоидального сателлита выбраны роликовые радиальные подшипники с внутренними и наружными кольцами, а не подшипники без наружного (в некоторых конструкциях и без внутреннего) кольца, что обусловлено стремлением снизить требования к точности и твердости посадочных мест под подшипники в редукторе данного конструктивного исполнения.

Цевки *6* закладываются в обойму *16* при их осевом перемещении и удерживаются от выпадения самой обоймой, так как охват ею каждой цевки по дуге составляет больше половины окружности. Циклоидальные сателлиты и цевки удерживаются от осевых смещений закаленными и шлифованными стальными кольцами *17*. Для восприятия нагрузок на выходном валу предусмотрено два радиально-упорных ша-

Технические характеристики гаммы разработанных планетарно-цевочных редукторов

Вращающий момент на выходном валу, Н · м	270	500	800	3000	4000
Передаточное число	73	87,4	105,4	183	209
Габаритные размеры редуктора, мм:					
диаметр	180	215	230	350	380
длина	156	193	200	278	282
Выходной конец быстроходного вала, мм:					
диаметр	15	20	20	30	30
длина	25	36	36	58	58
Масса, кг	17	27	32	104	128
Относительная масса, кг/(Н · м)	0,063	0,072	0,045	0,0193	0,0145
Число зубьев/цевок:					
шестерни	15	15	15	15	15
сателлита с эвольвентными зубьями	27	27	27	39	39
обоймы	40	48	58	70	80
циклоидального сателлита	39	47	57	69	79
Модуль эвольвентного зацепления, мм:					
нормальный	1,5	2	2	2,5	2,5
торцевой	1,6	2,1	2,1	2,667	2,667
Угол наклона эвольвентных зубьев, градус	20,365	17,753	17,753	20,365	20,365
Диаметр расположения осей сателлитов с эвольвентными зубьями, мм	67,2	88,2	88,2	144	144
Габаритный диаметр быстроходной ступени, мм	111	145	145	248	248
Делительный диаметр цевочной обоймы, мм	130	160	180	280	310
Эксцентриситет, мм	1,3	1,2	1,2	1,4	1,4
Диаметр цевки, мм	8	8	8	8	8
Длина цевки, мм	28	34	36	56	60
Ширина венца сателлита, мм:					
с эвольвентными зубьями	5	6	6	9	9
циклоидального	14	17	18	28	30
Люфт, угл. мин	1*				
Крутильная жесткость, Н · м/угл. мин	60*	120*	200*	980*	1200*
КПД, %	90*				

* Параметр будет уточнен по результатам предварительных испытаний.

рикоподшипника *13*, установленных по схеме *X* (врастяжку).

Корпус двигателя крепится на редукторе через адаптер, конструкция которого зависит от типа двигателя (на чертеже не показан). Входной вал можно соединять с двигателем или муфтой с высокой крутильной жесткостью, или непосредственно, создавая силу трения клеммовым соединением [2]. Редуктор крепится к приводимому устройству винтами, завинчиваемыми в обойму или непосредственно, или через фланец, размеры которого зависят от конструкции корпуса приводного устройства.

Конструкция выходного вала редуктора определяется конструкцией приводимого устройства, поэтому выходной вал на чертеже не показан. Его следует центрировать по расточке водила и крепить к нему винтами.

Расчет циклоидальной передачи выполнен по методике, приведенной в работе [3].

Особенности сборки редуктора заключаются в том, что следует применять винты класса прочности не ниже 10.9 и при затягивании использовать динамометрический ключ, чтобы обеспечить необходимый момент завинчивания [2]. Гайки следует затягивать так, чтобы конические кольца обеспечили требуемый натяг в соединении "сателлит с эвольвентными зубьями — вал". Для стопорения стягивающих винтов и гаек рекомендуется анаэробный фиксатор резьбы Loctite 243 (или аналогичный) [2].

Технические характеристики разработанной гаммы редукторов представлены в таблице.

Таким образом разработана гамма высокоточных редукторов, имеющих малый люфт на выходе, высокую крутильную жесткость, передаточное число $u = 73 \div 209$, малый момент инерции, относительную массу, близкую к относительной массе известных лучших образцов [2], высокий КПД. Данные редукторы можно использовать при разработке приводов, высокоточных станков, роботов и других следящих систем отечественного производства.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кинематический** анализ планетарно-цевочных механизмов / А. С. Иванов, М. В. Фомин, М. М. Ермолаев и др. // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 22—25.

2. **Иванов А. С., Муркин С. В.** Конструирование современных мотор-редукторов. Электронное учебное пособие: http://wwwcdl.bmstu.ru/rk3/Motor.html.

3. **Фомин М. В.** Планетарно-цевочные передачи: Учеб. пособ. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. 64 с.

УДК 621.272.2.462.001.24

А. С. ПЫСТОГОВ, канд. техн. наук, А. А. ПЫСТОГОВ (НТИ — филиал УрФУ, г. Нижний Тагил),
e-mail: pystogovl@yandex.ru

Расчёт винтовых пружин трубчатого сечения

Предложен расчёт трубчатых пружин с круглыми и овальными кольцевыми сечениями. Приведены формулы для определения касательных напряжений, осевых перемещений и жесткости пружин. Дана методика перерасчёта сплошных винтовых пружин на трубчатые.

Ключевые слова: трубчатая пружина, сечение, касательные напряжения, деформация, жесткость.

Tubular spring with spheric and oval annular section design was offered. Formulas with the aim of determining tangential stresses, axial movements and spring deflection rate are presented. Technique of reappraisal of solid cylindrical spiral spring on tubular ones was given.

Keywords: tubular spring, cross-section, tangential stresses, deformation, deflection rate.

Расчёт касательных напряжений

Крупные винтовые пружины растяжения/сжатия целесообразнее изготовлять полыми — из толстостенных трубок. Применение таких пружин уменьшает массу конструкции [1] и дает экономию пружинной стали.

При навивке пружин сечение трубок приобретает форму овала; овальность тем больше, чем меньше индекс пружины и толщина стенки трубки. Форма овала почти соответствует эллипсу. Исследовали два вида трубчатых пружин: с круглым и овальным кольцевыми сечениями.

Касательное напряжение винтовых пружин с круглым сечением [2] рассчитывали по уравнению

$$\tau = \frac{8FiK_1}{\pi d_{\text{н}}^2(1-\alpha^4)} \leqslant [\tau]. \qquad (1)$$

Здесь $i = D/d_{\text{н}}$ — индекс пружины (D — средний диаметр пружины, мм; $d_{\text{н}}$ — наружный диаметр трубки, мм); F — максимальная осевая нагрузка, Н; $\alpha = d_{\text{в}}/d_{\text{н}}$ — коэффициент полостности ($d_{\text{н}}$ — наружный диаметр); $[\tau]$ — допустимое касательное напряжение, МПа; K_1 — максимальный коэффициент касательного напряжения, зависящий от индекса пружины и коэффициента полостности [2], который можно определить по рис. 1 и формуле

$$K_1 = \left(1 + \frac{5}{4i} + \frac{17}{16i^2} + \frac{1}{i^3}\right) : \left(1 + \frac{9}{16i^2} + \frac{3\alpha^4}{8i^2(1+\alpha^2)}\right). \qquad (2)$$

Касательное напряжение винтовых пружин с овальным сечением [3] рассчитывали по уравнению

$$\tau = \frac{2FiK_2}{\pi ab(1-\alpha^4)} \leqslant [\tau]. \qquad (3)$$

Здесь a и b — соответственно минимальный и максимальный наружные радиусы сечения трубки; $i = D/(2a)$ — индекс пружины ($D = D_1 - 2a$ — средний диаметр пружины; D_1 — наружный диаметр пружины); $\alpha = a_1/a = b_1/b$ — коэффициент полостности; a_1 и b_1 — соответственно минимальный и максимальный внутренний радиус сечения трубки; K_2 — максимальный коэффициент касательного напряжения, зависящий от индекса пружины, полостности и овальности сечения [3], который можно определить по рис. 2 и формуле

$$K_2 = \left(1 + \frac{3\beta^2+2}{i(3\beta^2+1)} + \frac{17}{8i^2(\beta^2+1)} + \frac{3}{i^3(\beta^3+2)}\right) : \left(1 - \frac{3}{16}\,\frac{2-\beta^2}{i^2\beta} + \frac{\beta+2}{8i^2}\left(1 + \frac{\alpha^4}{1+\alpha^2}\right)\right), \qquad (4)$$

где $\beta = b/a$ — коэффициент овальности сечения.

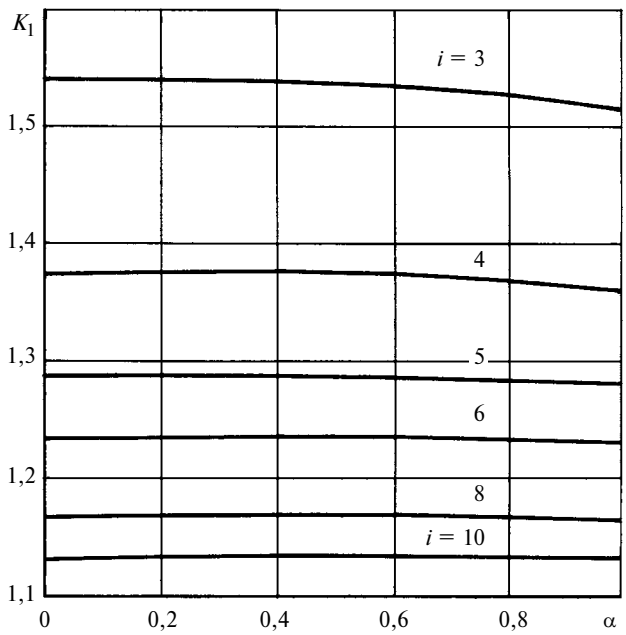


Рис. 1. Зависимости коэффициента K_1 напряжения пружин с круглым кольцевым сечением от индекса i пружины и коэффициента α полостности

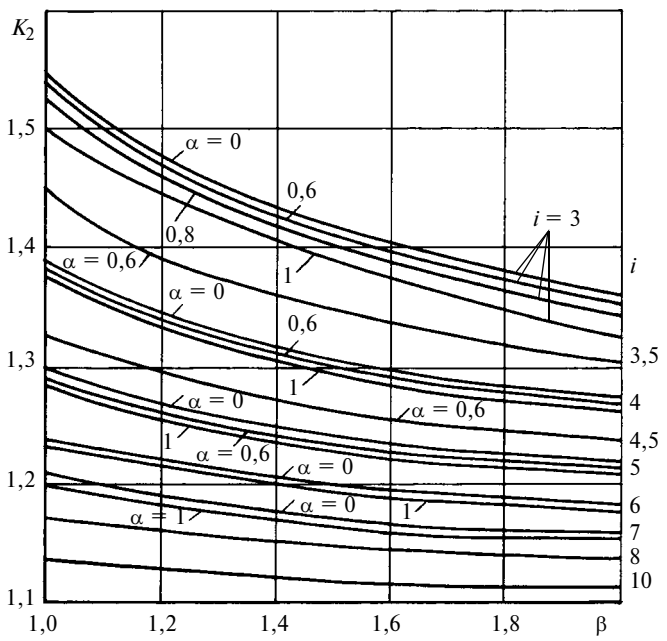


Рис. 2. Зависимости коэффициента K_2 напряжения пружин с овальным кольцевым сечением от коэффициентов овальности β и полостности α и индекса *i* пружины

Если в формуле (3) принять $a = b = d_н/2$, а в формуле (4) — $\beta = 1$ и выполнить упрощение, то получим формулы для определения максимального касательного напряжения для пружин с круглым сечением [(см. формулы (1) и (2)].

Расчёт деформации и жёсткости пружин

Для инженерной практики наибольший интерес представляет изменение длины пружины в зависимости от осевой нагрузки, т. е. относительное осевое перемещение S торцов. При статическом нагружении пружины осевой силой F потенциальную энергию U пружины, выраженную через работу внешних сил, можно определить по формуле

$$U = FS/2. \qquad (5)$$

С другой стороны, ту же потенциальную энергию U можно представить через работу внутренних сил:

$$U = \int_l \frac{T^2 \mathrm{d}S}{2GJ_к}, \qquad (6)$$

для круглого сечения $J_к = \frac{\pi d_н^4}{32}(1 - \alpha^4)$;

для овального сечения $J_к = \frac{\pi a^3 b^3 (1 - \alpha^4)}{a^2 + b^2} = \frac{\pi \beta^3 a^4 (1 - \alpha^4)}{\beta^2 + 1}$.

При небольшом угле подъема витков их изгибом можно пренебречь, т. е. принять $M = 0$. В этом случае крутящий момент $T = FD/2$.

Приравняв уравнения (5) и (6) и проинтегрировав по длине $l = \pi Dn$ рабочих витков, получим: $U = \frac{FS}{2} = \int \frac{T^2 \mathrm{d}S}{2GJ_к} = \frac{F^2 D^2}{8GJ_к}\pi Dn$, где n — число рабочих витков.

После подстановки $J_к$ получим осевое перемещение трубчатой винтовой пружины:

с круглым сечением

$$S = \frac{8FD^3 n}{Gd_н^4(1 - \alpha^4)} = \frac{8Fi^3 n}{Gd_н(1 - \alpha^4)}; \qquad (7)$$

с овальным сечением

$$S = \frac{2Fi^3 n(a^2 + b^2)}{Gb^3(1 - \alpha^4)} = \frac{2Fi^3 n(1 + \beta^2)}{G\beta^3 a(1 - \alpha^4)}. \qquad (8)$$

При $a = b = d_н/2$ ($\beta = 1$) формула (8) превращается в зависимость (7).

Задаваясь коэффициентами полостности α и овальности β сечения трубки по формулам (1)—(4), (7) и (8) можно рассчитать любую полую пружину по методике [4].

Жесткость пружины, Н/м:

с круглым сечением

$$C = \frac{F}{S} = \frac{Gd_н(1 - \alpha^4)}{8i^3 n}; \qquad (9)$$

с овальным сечением

$$C = \frac{F}{S} = \frac{G\beta^3 a(1 - \alpha^4)}{2i^3 n(1 + \beta^2)}. \qquad (10)$$

Для расчета больших силовых пружин рекомендуется брать коэффициент α полостности от 0,5 до 0,75. При большем значении α масса пружины уменьшается, но увеличиваются ее габаритные размеры. При необходимости проектирования пружины минимального объема или с малым индексом *i* принимают меньшее значение коэффициента α.

Перерасчёт сплошных винтовых пружин на трубчатые

Иногда возникает необходимость перерасчета сплошных винтовых пружин на трубчатые при сохранении наружного (D_1) или внутреннего (D_2) диаметра пружины. При этом должны сохраняться значения нагрузки, деформации, максимального напряжения и материал первоначальной пружины. Ниже приводятся формулы и графики для перерасчета сплошных пружин на трубчатые с сохранением наружного D_1 или внутреннего D_2 диаметров пружины. Основное в расчете — определение индекса *i* пружины.

Вариант 1. Дан наружный диаметр D_1 пружины. Из формулы (1) находим

$$d_н = \sqrt{\frac{8FiK_1}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}}.$$

Выразим D_1 через $d_н$:

$$D_1 = d_н(i+1) = \sqrt{\frac{8FiK_1}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}}(i+1). \qquad (11)$$

Возведем обе части уравнения (11) в квадрат: $D_1^2 = \dfrac{8FiK_1}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}(i+1)^2.$

Вместо K_1 подставим его значение:

$$D_1^2\frac{\pi[\tau]}{8F} =$$

$$= \frac{i(i+1)^2}{1-\alpha^4}\left(1+\frac{5}{4i}+\frac{17}{16i^2}+\frac{1}{i^3}\right):\left(1+\frac{9}{16i^2}-\frac{3\alpha^2}{8i^2}\right). \qquad (12)$$

Введем постоянную расчета:

$$B = D_1^2\frac{\pi[\tau]}{8F}. \qquad (13)$$

На рис. 3 приведены зависимости, рассчитанные по уравнению (10) для разных значений коэффициента α полостности и индекса i пружины.

Вариант 2. Дан внутренний диаметр D_2 пружины. Используя формулу (1), определим

$$D_2 = D - d_н = d_н(i-1) = \sqrt{\frac{8FiK_1}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}}(i-1). \qquad (14)$$

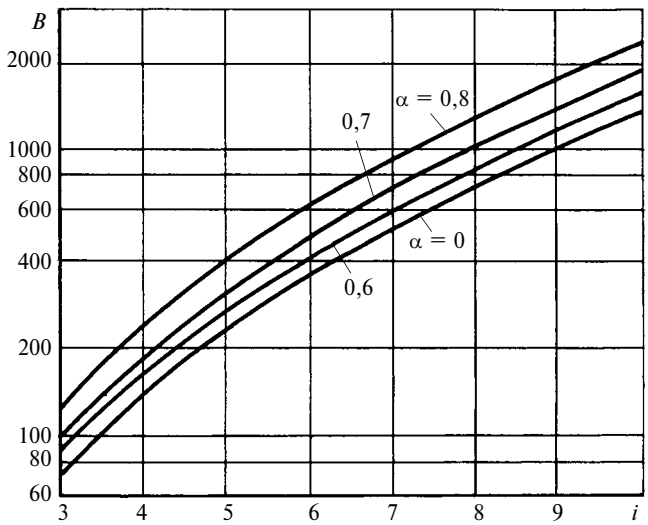


Рис. 3. Расчетные зависимости для выбора индекса *i* пружины с заданным наружным диаметром по постоянной *B* расчета и коэффициенту α полостности

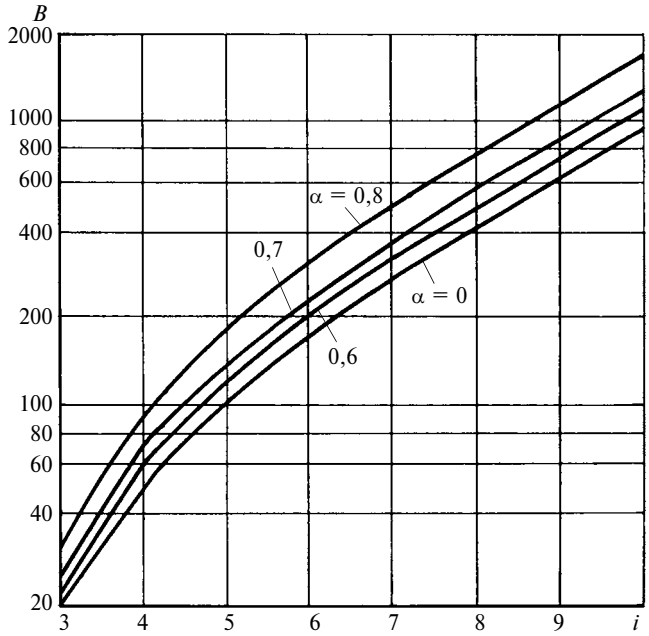


Рис. 4. Расчетные зависимости для выбора индекса *i* пружины с заданным внутренним диаметром по постоянной *B* расчета и коэффициенту α полостности

Подставим уравнение (2) в равенство (14) и возведем обе части в квадрат:

$$D_2^2\frac{\pi[\tau]}{8F} =$$

$$= \frac{i(i-1)^2}{1-\alpha^4}\left(1+\frac{5}{4i}+\frac{17}{16i^2}+\frac{1}{i^3}\right):\left(1+\frac{9}{16i^2}-\frac{3\alpha^2}{8i^2}\right). \qquad (15)$$

Примем постоянную расчета

$$B = D_2^2\frac{\pi[\tau]}{8F}. \qquad (16)$$

На рис. 4 приведены зависимости, рассчитанные по уравнению (15) для разных значений коэффициента α полостности и индекса i пружины.

Пример. Дана наружная пружина рессорного комплекта тележки ЦНИИ-Х3-О железнодорожного вагона, имеющая параметры: F = 19 кН, $[\tau]$ = 379 МПа, d = 30 мм, D_2 = 140 мм. Требуется рассчитать пружину трубчатого сечения, выдержав внутренний диаметр D_2 первоначальной пружины.

Принимаем коэффициент α = 0,6. По формуле (16) определяем постоянную расчета:

$$B = D_2^2\frac{\pi[\tau]}{8F} = 140^2\frac{3{,}14\cdot 379}{8\cdot 19\cdot 10^3} = 154.$$

По рис. 4 при α = 0,6 находим соответствующий индекс пружины i = 5,35. По рис. 1 находим коэффициент напряжения K_1 = 1,28.

Определяем наружный диаметр трубки:

$$d_н = \sqrt{\frac{8K_1Fi}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}} = \sqrt{\frac{8\cdot 1{,}28\cdot 19\cdot 10^3\cdot 5{,}35}{3{,}14\cdot 379(1-0{,}6^4)}} = 31{,}62 \text{ мм}.$$

Для изготовления трубчатой пружины берем трубку с $d_н = 32$ мм и $d_в = 0{,}6\cdot 32 = 19{,}2$ мм.

Результат проверки: $D_2 = d_н(i-1) = 32(5{,}35 - 1) \approx 140$ мм.

Методика расчета трубчатых пружин сжатия при заданных наружном или внутреннем диаметрах

1. По формулам (13) или (16) рассчитаем постоянную B.

2. По рис. 3 или 4, задаваясь коэффициентом α, определяем индекс i пружины.

3. По формуле (2) или по рис. 1 определяем коэффициент K_1 напряжения.

4. Определяем наружный диаметр и толщину стенки трубки:

$$d_н = \sqrt{\frac{8K_1Fi}{\pi[\tau](1-\alpha^4)}}; \quad t = \frac{d_н}{2}(1-\alpha)$$

и округляем полученные значения $d_н$ и t до ближайшего значения, соответствующего сортаменту материала.

5. По формуле (7) определяем необходимое число рабочих витков: $n = Gd_нS(1-\alpha^4)/(8Fi^3)$.

6. Определяем длину пружины при максимальной деформации: $l_3 = (n_1 - 0{,}5)d_н$, где $n_1 = n + 1{,}5$ — полное число витков.

7. Определяем длину пружины в свободном состоянии: $l_0 = l_3 + S_3$, где S_3 — максимальная деформация пружины.

8. Определяем длину развернутой пружины [4]: $l \approx 3{,}2Dn_1$, где D — средний диаметр пружины.

Впервые трубчатые пружины были изготовлены в 1973 г. [5] на "Уралвагонзаводе им. Д. Э. Дзержинского" для тележки ЦНИИ-Х3-О из трубок с наружным диаметром 32 мм и толщиной стенки 6 мм. Материал пружин — сталь 55С2. Серийные и трубчатые пружины подвергали статическим испытаниям. Максимальные касательные напряжения в трубчатых пружинах не превышали напряжений в серийных пружинах при одной и той же осевой нагрузке. Трубчатая пружина легче серийной на 3,8 кг или на 25,7 %. Если заменить наружные пружины тележек ЦНИИ-Х3-О только одного вагона трубчатыми, то экономия пружинной стали составит 106 кг, а грузоподъемность вагона увеличится на такую же величину.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Чижевский М. П., Пыстогов А. С.** Способ уменьшения веса винтовых цилиндрических пружин // Тр. Уральского лесотехнического института. Вып. XXV. Свердловск, 1972. 8 с.

2. **Пыстогов А. С., Чижевский М. П.** Напряженное состояние цилиндрических пустотелых винтовых пружин // Тр. Уральского лесотехнического института. Вып. XXIX. Свердловск, 1973. 10 с.

3. **Пыстогов А. С.** Касательные напряжения в пустотелых винтовых пружинах с овальным сечением витков // Изв. вузов. Сер. Машиностроение. 1985. № 9. С. 8.

4. **Анурьев В. И.** Справочник конструктора-машиностроителя. В 3 т. Т. 3 / В. И. Анурьев. 8-е изд. М.: Машиностроение, 2001. 864 с.

5. **Пыстогов А. С., Шастин А. А.** Пустотелые винтовые пружины // Информ. Листок. № 486-73. Свердловск: ЦНТИ, 1973.

УДК 621.825

И. А. ХАЛИЛОВ, канд. техн. наук (АзТУ, Азербайджан, г. Баку),
e-mail: khalilov@aztu.edu.az

Исследование динамических свойств приводов машин с учетом демпфирующих и конструктивных особенностей соединительных муфт

Исследованы динамические свойства приводов машин с учетом жесткости и демпфирующей способности муфт при кручении, конструктивных зазоров, вынужденных колебаний системы, моментов инерции масс ведущей и ведомой ветвей привода.

Ключевые слова: муфта, коэффициент демпфирования, симуляция, вынужденные колебания, ударный момент, зазор, момент инерции.

Dynamic properties of machine actuators were researched taking into account hardness and shock-absorbing capacity of socket joints under torsion, constructional backlashes, forced vibrations of system, mass moments of inertia of lead and slack sides of actuator.

Keywords: socket joint, damping coefficient, simulation, forced vibrations, impact torque, backlash, moment of inertia.

Качество создаваемых машин зависит в первую очередь от снижения динамических нагрузок и вредных вибраций, возникающих при работе. Развитие промышленности требует повышения скоростей, мощностей и производительности машин и механизмов, что связано с изменением динамики их приводов [1—3]. Конструкторы пытаются решить вопрос улучшения динамических свойств привода в основном путем применения соединительных муфт, правильный выбор которых позволяет уменьшать вредные колебания приводов и прогнозировать динамические свойства создаваемых машин [2, 4].

С учетом недостатков существующих методов разработан системный подход к выбору приводных муфт (рис. 1), который зависит от многих факторов (рис. 2). В качестве основных объектов исследования выбраны факторы, наиболее влияющие на работу привода (выделены на рис. 2).

Математическая модель. Влияние зазоров в муфтах на динамические свойства приводов машин проанализировано автором в работах [2, 5, 6]. Для исследования совместного влияния зазоров и динамических особенностей муфт на динамические свойства приводов можно использовать ту же динамическую модель, но с учетом жесткостных и демпфирующих характеристик муфты (рис. 3). Для этого воспользуемся системой дифференциальных уравнений движения [3]:

$$\left.\begin{aligned}
&J_1\varphi_1 + d_1(\varphi_1 - \varphi_{M_1}) + \\
&+ C_1(\varphi_1 - \varphi_{M_1}) = M_1; \\
&d_1(\varphi_1 - \varphi_{M_1}) + C_1(\varphi_1 - \varphi_{M_1}) = \\
&= d_{\text{м}}(\varphi_{M_1} - \varphi_{M_2}) + \\
&+ C_{\text{м}}(\varphi_{M_1} - \varphi_{M_2}); \\
&d_{\text{м}}(\varphi_1 - \varphi_{M_2}) + \\
&+ C_{\text{м}}(\varphi_{M_1} - \varphi_{M_2}) = \\
&= d_2(\varphi_{M_1} - \varphi_2) + C_2(\varphi_{M_2} - \varphi_1); \\
&J_2 - d_2(\varphi_M - \varphi_2) - \\
&- C_2(\varphi_{M_2} - \varphi_1) = -M_2,
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

где M_1 и M_2 — соответственно движущий момент и момент сопротивления рабочего органа машины, Н · м; J_1 и J_2 — приведенные моменты инерции вращающихся масс соответственно ведущей (далее индекс "1") и ведомой (индекс "2") ветвей привода без учета полумуфт, кг · м^2; J_{M_1} и J_{M_2} — моменты инерции полумуфт, кг · м^2; C_1 и C_2 — жесткости валов при кручении, Н · м/рад; d_1 и d_2 — демпфирующая способность валов, Н · м · с/рад; $C_{\text{м}}$ и $d_{\text{м}}$ — соответственно жесткость и демпфирующая способность муфты при кручении; φ_1 и φ_2 — углы поворота соответственно начала ведущего и конца ведомого валов, рад; φ_{M_1} и φ_{M_2} — углы поворота соответственно конца ведущего и начала ведомого валов, рад.

Рис. 1. Алгоритм системного подхода к выбору приводных муфт

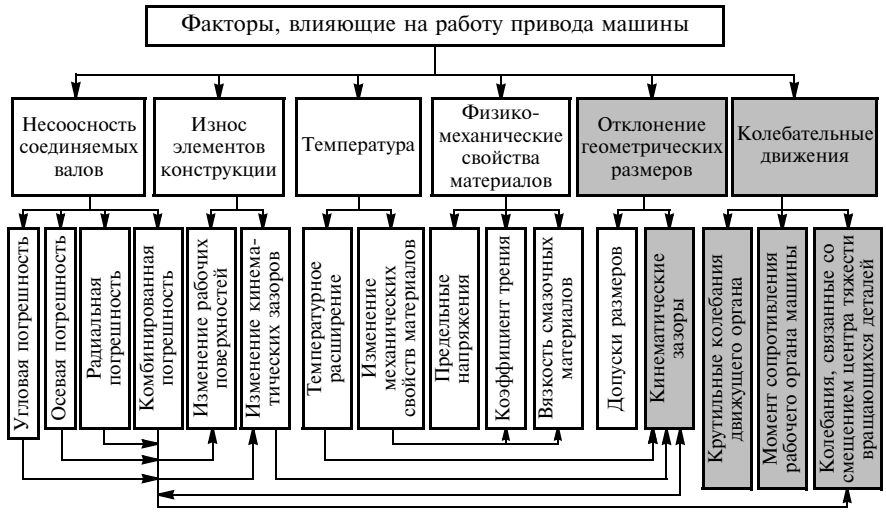


Рис. 2. Блок-схема факторов, влияющих на выбор приводных муфт

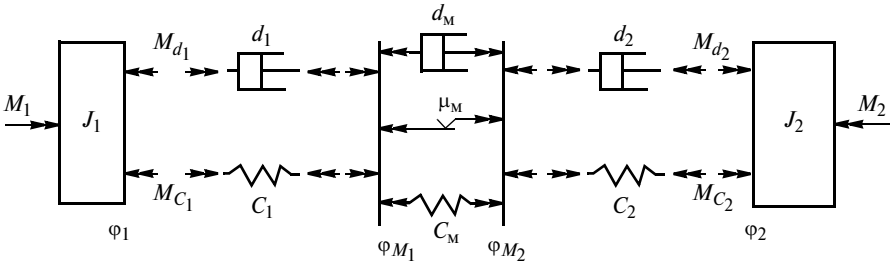


Рис. 3. Динамическая модель привода с кинематическим зазором и демпфированием

Симуляция привода машины с зазором и демпфированием. Ввиду невозможности аналитического решения системы (1) был применен динамический метод симуляции с использованием компьютерных программ Matlab и Simulink.

Для анализа динамических свойств системы с демпфированием и зазором введен коэффициент k, по которому можно определить максимальный момент, передаваемый муфтой: $k = \max\left(\frac{|M_м|}{|M_{ном}|}\right)$, где $M_м$ — крутящий момент, передаваемый муфтой; $M_{ном}$ — номинальный крутящий момент привода. Коэффициент $k = f(\delta_k, \psi, J_2/J_1, M_2, f)$, где δ_k — угловой зазор; f — частота колебаний движущего момента, Гц; $\psi = 2\pi d_м \omega_0 / C_м$ [1, 7] — коэффициент относительного демпфирования муфты; ω_0 — собственная угловая частота колебаний приводной системы, $с^{-1}$.

Принимаем, что симулируемая система приводится в движение периодически колеблющимся движущим моментом M_1, который характеризуется номинальным моментом $M_{ном}$, амплитудой M_i и частотой f. В этом случае $M_1 = M_{ном} + M_i \sin(2\pi ft)$.

Модель симуляции муфт с зазорами или влияние зазоров на динамические свойства привода рассмотрена в работах [2, 5]. В отличие от нее модель на рис. 3 учитывает демпфирующую способность и жесткость муфты при кручении и инерционные моменты обеих полумуфт.

Результаты симуляций. При симуляции процесса проанализированы зависимости ударного момента от параметров системы (углового зазора δ_k, коэффициента ψ, отношения J_2/J_1, частоты колебаний f), которые варьировались с определенными шагами. Результаты симуляции для каждого сочетания входных параметров систематически генерировались. Влияние этих параметров на динамические свойства привода анализировались методом сопоставления результатов.

Как правило, отношение J_2/J_1 приведенных моментов инерций ведомой и ведущей ветвей привода для каждой машины — постоянно. Поэтому частота вынужденных колебаний системы обусловливается работой движущего органа машины. С этой точки зрения исследование ударного момента, действующего на муфту, в зависимости от углового зазора δ_k и коэффициента ψ относительного демпфирования муфты представляет практический интерес. Если ударную нагрузку на муфту учитывать через коэффициент k, то при $J_2/J_1 = 6$ и $f = 18$ Гц влияние на него параметров δ_k и ψ можно представить диаграммой, приведенной на рис. 4, *а* (см. обложку). Для жестких муфт (с меньшим значением ψ) влияние зазора δ_k на ударный момент более наглядно: при $\psi \geqslant 2{,}5$ зазоры оказывают существенное влияние только в резонансной зоне. Из диаграммы видно, что для выбранной муфты при $\psi = 2$, $J_2/J_1 = 6$ и $f = 18$ Гц оптимальный угловой зазор $\delta_k = 0{,}0225$ рад. На рис. 4, *б* (см. обложку) показано влияние частоты f вынужденных колебаний на коэффициент k при $f = 15{,}5$ Гц. Анализируя ударную нагрузку при $\psi = 2$, видим, что оптимальный угловой зазор $\delta_k = 0{,}03$ рад. Обе диаграммы показывают, что с увеличением коэффициента ψ максимальная ударная нагрузка на муфту уменьшается при прочих равных условиях.

Совместное влияние зазора δ_k и отношения J_2/J_1 приведенных моментов инерции ведущей и ведомой ветвей привода на максимальную ударную нагрузку иллюстрируют диаграммы на рис. 5 (см. обложку), построенные для трех значений ψ при одинаковых граничных условиях. Как видим, общих закономерностей, охватывающих весь спектр параметров в рассматриваемых диапазонах, здесь не наблюдается, но при определенных соотношениях входных параметров закономерности проявляют себя в полной мере. Например, при $\psi = 2$ (см. рис. 5, *а*) определенные закономерности не проявляются, но они наблюдаются при $\psi = 2{,}4$ и $\psi = 2{,}8$ (см. рис. 5, *б* и *в*). С увеличением отношения J_2/J_1 максимальная ударная нагрузка на муфту уменьшается при $\psi = 2{,}4$ (см. рис. 5, *б*). При тех же условиях увеличение углового зазора δ_k приводит к возрастанию максимального ударного момента. При $\psi = 2{,}8$ (см. рис. 5, *в*) наблюдается наименьший максимальный момент при $J_2/J_1 = 8 \div 12$, а при меньших или больших значениях этого соотношения максимальный ударный момент увеличивается. В этом случае увеличение углового зазора δ_k также приводит к возрастанию ударной нагрузки. На всех диаграммах видно, что в общем случае увеличение углового зазора муфт приводит к увеличению максимального ударного момента, передаваемого муфтой.

Таким образом, детальный анализ влияния на максимальную нагрузку, передаваемую муфтой, зазоров в ней, коэффициента относительного демпфирования, отношения инерционных нагрузок в ведущей и ведомой ветвях привода, частоты колебаний движущего момента показал, что их соотношение может стать основой для оптимального выбора соединительной муфты привода. Предложенную модель можно использовать для симуляции других узлов приводных систем с зазорами и демпфированием.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ряховский О. А., Иванов С. С.** Справочник по муфтам. Л.: Политехника, 1991. 384 с.
2. **Халилов И. А.** Научные основы выбора приводных муфт. Монография. Баку: Элм, 2011. 302 с. (азерб.)

УДК 621.793

А. А. МИТРОФАНОВ, Е. А. ЧАЩИН, кандидаты технических наук (Ковровская КГТА им. В. А. Дегтярёва), e-mail: kanircha@list.ru

Обработка газотермических покрытий непрерывным излучением CO_2-лазера

Исследовано влияние непрерывного лазерного излучения на пористость газотермических покрытий на основе сплава ПН 85-Ю-15 и керамического покрытия Al_2O_3 с использованием поперечных шлифов образцов.

Ключевые слова: газотермическое покрытие, лазерное излучение, пористость.

Impact of continuous laser radiation on sponginess of gas-thermo coatings on the basis of PN 85-Yu-15 alloy and ceramic Al_2O_3 coating using transverse metallographic samples of specimen was analyzed.

Keywords: gas-thermo coating, laser radiation, sponginess.

Эффективность применения функциональных газотермических покрытий определяется не только свойствами напыляемого материала, но и их характеристиками, например такими, как теплозащитная способность и коррозионная стойкость, которые во многом определяются пористостью покрытия. С увеличением пористости повышаются теплозащитные свойства покрытия, в частности термостойкость, сопротивляемость растрескиванию при термоциклических нагрузках. Развитая наружная и внутренняя пористость облегчает проникновение атмосферных газов или агрессивных сред через покрытие к металлической основе, что приводит к образованию оксидных пленок на границе раздела, снижению прочности адгезионного сцепления и отслаиванию покрытия [1, 2]. Обеспечить оптимальное сочетание этих свойств можно формированием покрытия с пористостью, изменяющейся по его глубине.

Один из путей решения этой задачи — лазерное излучение, которое, благодаря высокой плотности подводимой энергии, широко применяют в технологических процессах, в том числе при обработке поверхностных слоев [3, 4]. Рассмотрим модификацию плазменных покрытий путем дополнительного воздействия лазерным излучением.

Теоретически параметры лазерной обработки определяли по температуре на поверхности покрытия и ее распределении по глубине. При рассмотрении лазерного луча как распределенного поверхностного теплового источника температурные поля рассчитывали по классическому уравнению теплопроводности:

$$\frac{\partial^2 T(z,t)}{\partial z^2} - \frac{1}{a}\frac{\partial T(z,t)}{\partial t} = -\frac{q_{\text{п}}(z,t)}{\lambda}, \qquad (1)$$

где a — коэффициент температуропроводности; λ — коэффициент теплопроводности; $T(z, t)$ — температурное поле, распределенное по глубине z проникновения; $q_{\text{п}}(z, t)$ — интенсивность тепловыделения на облучаемой поверхности.

Решения уравнения (1) позволили оценить следующие параметры процесса: абсолютную температуру на поверхности зоны лазерного воздействия и распределение температурных полей по глубине поверхностного слоя.

Общим решением дифференциального уравнения в линейной постановке является выражение

$$T(z, t) = \frac{2q_{\text{п}}\sqrt{at}}{\lambda}\,\text{ierfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{at}}\right) + T_0, \qquad (2)$$

где $\text{ierfc}(x) = \int_x^\infty (1 - \text{erf}(y))\text{d}y$ — функция интеграла вероятности; $\text{erf}(y)$ — функция ошибки; T_0 — исходная температура обрабатываемой поверхности.

При малых значениях времени ($0 < t < \tau_i$) температуру на поверхности облучаемого материала можно приближенно определить выражением

$$T(0, t) = \frac{2q_{\text{п}}}{\lambda}\sqrt{\frac{at}{\pi}} + T_0. \qquad (3)$$

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 22)

3. **Dresig H., Holzweiβig F.** Maschinendynamik. 9, neu bearbeitete Auflage Unter Mitarbeit von L. Rockhausen. Berlin, Heidelberg: Springer, 2009. 533 S.: Ill.: graph. Darst.; (deutsch), ISBN 978-3-540-87693-9.

4. **Халилов И. А.** Разработка методологии для подбора упругих муфт с учетом динамических и конструктивных особенностей машинного привода // Известия Инженерной Академии Азербайджана. 2011. Т. 3. № 4. С. 47—57. (азерб.)

5. **Халилов И. А.** Исследование влияния зазора в муфтах на динамические свойства приводов машин // Вестник машиностроения. 2010. № 3. С. 10—13.

6. **Khalilov I. A.** Mathematical model development of the mechanical couplings for estimation the influence of the clearance on the dynamic properties of the transmission // 14th International Machine Theory Symposium — UMTS. 2—4 July 2009, METU Turkey, S. 421—426.

7. **Peeken H., Troeder C.** Elastische Kupplungen: Ausfuhrung, Eigenschaften, Berechnungen. 1986. Springer—Verlag. 211 s.

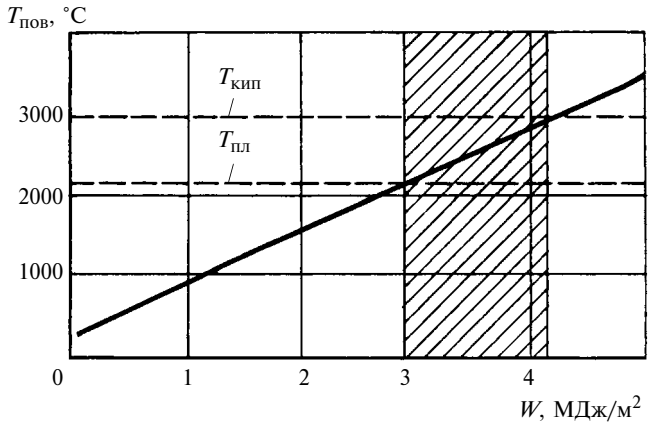


Рис. 1. Зависимость температуры $T_{пов}$ поверхности покрытия от плотности энергии W лазерного излучения

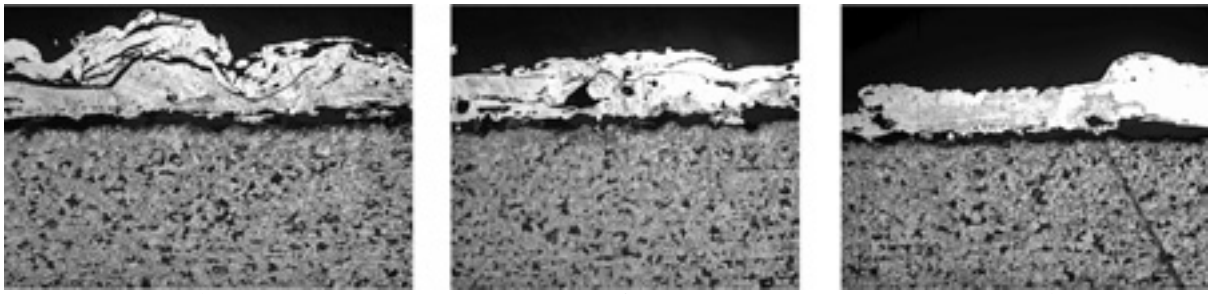
Условием определения параметров лазерного воздействия при обработке газотермических покрытий является формирование на поверхности температур в интервале "плавление — кипение".

На рис. 1 представлена зависимость температуры $T_{пов}$ поверхности покрытия от энергии W лазерного излучения. Полученные результаты позволили определить интервал режимов лазерного воздействия: нижняя граница соответствует формированию на поверхности керамического покрытия Al_2O_3 температуры плавления ($T_{пл}$), верхняя — кипения ($T_{кип}$). Лазерная обработка с плотностью энергии, превышающей данное значение, приводит к испарению поверхностных слоев покрытия.

На экспериментальные образцы из конструкционной стали 10 на установке "Киев-7" напыляли покрытия двух видов — керамическое на основе Al_2O_3 и на основе сплава ПН 85-Ю-15. Дисперсность частиц напыляемого порошка составляла 40÷60 мкм. Покрытия обрабатывали непрерывным излучением CO_2-лазера. Обработка сопровождалась оплавлением поверхностного слоя.

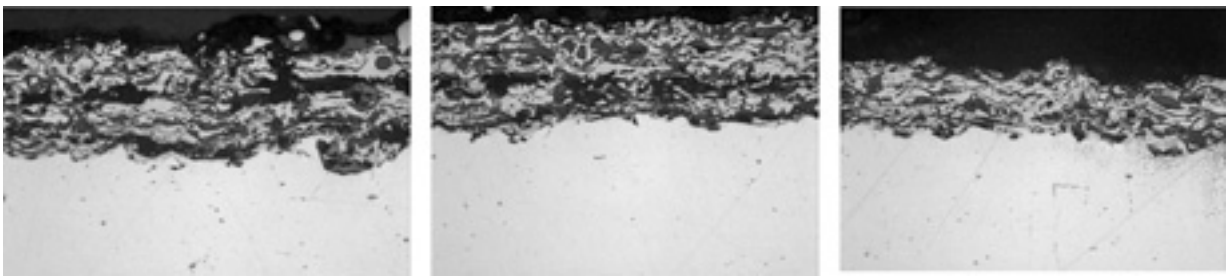
Воздействие лазерного излучения определяли по результатам исследования структуры покрытий на поперечных металлографических шлифах. В структуре плазменного покрытия на основе сплава ПН 85-Ю-15 (рис. 2) наблюдались качественные изменения. По мере увеличения плотности мощности лазерного излучения площадь темных зон уменьшалась, что можно идентифицировать как закрытие пор. Кроме того, в зоне лазерного воздействия снижалась рельефность поверхностного слоя покрытия — дополнительное свидетельство плавления.

При обработке керамического покрытия Al_2O_3 (рис. 3) площадь темных зон также уменьшалась. Однако интенсивность изменения пористости была значительно ниже, что можно объяснить более высокими температурами плавления и кипения Al_2O_3 по сравнению со сплавом ПН 85-Ю-15. Увеличение плотности мощности лазерного излучения до $(4\div4{,}5)10^6$ Вт/см^2 при обработке покрытия Al_2O_3 приводило к частичному или полному испарению покрытия с поверхности подложки (рис. 4).



а) *б*) *в*)

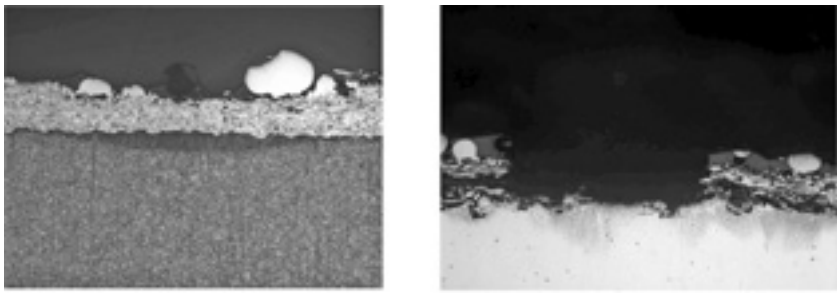
Рис. 2. Микроструктуры плазменного покрытия на основе сплава ПН 85-Ю-15 в исходном состоянии (*а*) и после обработки непрерывным излучением CO_2-лазера с энергией W = 1,5 (*б*) и 1,8 МДж/м^2 (*в*)



а) *б*) *в*)

Рис. 3. Микроструктуры керамического покрытия Al_2O_3 в исходном состоянии (*а*) и после обработки непрерывным излучением CO_2-лазера с энергией W = 1,6 (*б*) и 3,8 МДж/м^2 (*в*)

Усредненную по глубине напыленного покрытия пористость $n_{ср}$ оценивали с помощью программы для обработки изображений Visual Studio 2008. Определяли площадь темных (поры) и светлых (материал покрытия) зон в микроструктуре поперечных шлифов экспериментальных образцов в процентах от общей площади поперечного шлифа покрытия (таблица). Установлено, что усредненная по глубине покрытия пористость при непрерывном лазерном излучении снижается. Наиболее интенсивно этот процесс протекает в покрытии на основе сплава ПН 85-Ю-15: пористость снижается с 17 % в исходном состоянии до 5÷8 % после лазерной обработки, т. е. в 2÷3 раза. На пористость керамического покрытия Al_2O_3 лазерное излучение оказывает меньшее влияние: с 24,5 % в исходном состоянии она снижается до 15÷18 % после лазерной обработки, что, очевидно, связано с более высокими температурами плавления и кипения Al_2O_3 по сравнению со сплавом ПН 85-Ю-15.



а) *б*)

Рис. 4. Микроструктура керамического покрытия Al_2O_3 после обработки непрерывным излучением CO_2-лазера с энергией:

а — $W = 4$ МДж/м^2 (частичное испарение покрытия); *б* — $W = 4{,}5$ МДж/м^2 (полное испарение покрытия)

Покрытие	Плотность лазерного излучения q, МВт/см^2	Средняя пористость $n_{ср}$, %
Al_2O_3	0 (исходное состояние) 1,6 3,8	24,5 18,38 15,1
ПН 85-Ю-15	0 (исходное состояние) 1,5 1,8	17 8 5

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кудинов В. В.** Плазменные покрытия. М.: Наука, 1977.
2. **Пузряков А. Ф.** Теоретические основы технологии плазменного напыления: учеб. пос. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2003. 360 с.
3. **Григорьянц А. Г., Шиганов И. Н., Мисюров А. И.** Технологические процессы лазерной обработки: учеб. пос. для вузов / Под ред. А. Г. Григорьянца. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. 664 с.
4. **Пат. Рос. Федерации** 2449048 на изобретение: Способ лазерно-плазменного напыления покрытий.

УДК 621.822.574

А. С. КУРЗАКОВ, канд. техн. наук (Сибирский федеральный университет, г. Красноярск), e-mail: kurzakov@list.ru

Расчет параметров адаптивной газостатической шпиндельной опоры[1]

Исследовано влияние конструктивных параметров адаптивной газостатической шпиндельной опоры на ее статические характеристики. Показана возможность значительного увеличения жесткости и несущей способности опоры.

Ключевые слова: адаптивная газостатическая шпиндельная опора, газовая смазка, кольцо-регулятор, уравнение Рейнольдса.

Impact of design factors of adaptive gas-static spindle support on its static behavior was examined. Possibility of a marked increase in toughness and bearing resistance of support was shown.

Keywords: adaptive gas-static spindle support, gas lubrication, proportional-plus-integral-plus-derivative control girdle, Reynolds equation.

На кафедре "Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств" Политехнического института Сибирского федерального университета ведутся разработки и исследования шпиндельных опор и узлов. Основное внимание уделяется гидро- и газостатическим шпиндельным опорам, значительно улучшающим характеристики металлообрабатывающих станков. Газостатические опоры отличаются чрезвычайно высокой быстроходностью благодаря небольшим потерям на трение в несущем газовом слое. При правильной эксплуатации несущие поверхности цапфы шпинделя и подшипника не соприкасаются и поэтому не изнашиваются.

При использовании газа в качестве смазочной среды проявляется недостаток данных опор, обусловленный сжимаемостью несущего слоя. Поэтому несущая способность газостатических подшипников

[1] Работа выполнена при содействии Красноярского краевого фонда поддержки научной и научно-технической деятельности.

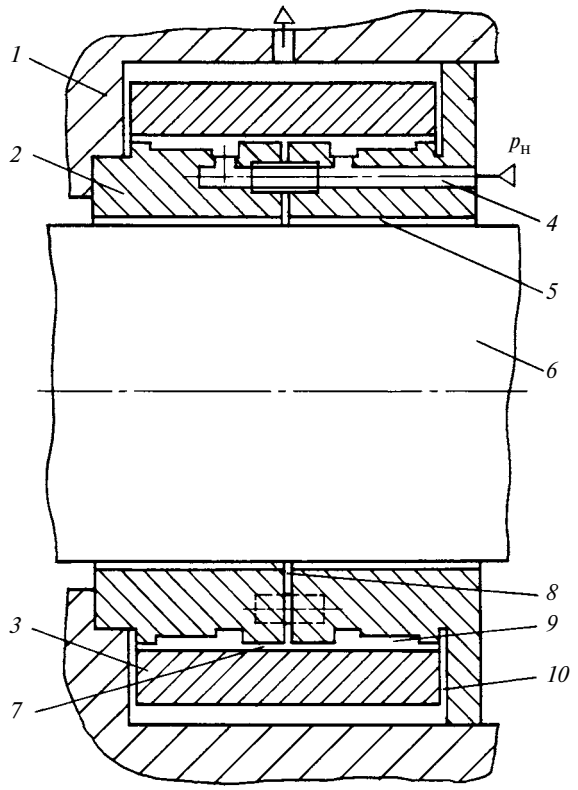


Рис. 1

ниже, чем опор качения. Для достижения максимальной несущей способности и повышения жесткости исследуемых опор используют активное управление расходом газа, поступающего в подшипник.

В качестве регулятора расхода смазочного материала используют кольцо, расположенное в корпусе подшипника и позволяющее активно воздействовать на потоки газа при смещении вала в произвольном направлении [1]. Поскольку толщина газовых слоев подшипника составляет 20÷30 мкм, изготовление подобных конструкций вызывает затруднения.

С целью повышения технологичности изготовления и сборки подшипника разработана конструкция, представленная на рис. 1. В качестве смазывающей среды применяют жидкость или газ [2]. Основные элементы подшипника — корпус *1*, втулка *2*, кольцо *3*. Газ подводится через канал *4* во втулке *2*. В несущий слой *5*, который образуется между поверхностью вала *6* и внутренней поверхностью втулки *2*, газ поступает через регулируемый щелевой дроссель *7* и радиальный щелевой дроссель *8* во втулке. Ступенчатый газостатический подвес *9* обеспечивает стабилизацию кольца *3* в радиальном направлении, а поток газа через радиальные щелевые зазоры *10* — в осевом. Несущая способность подвеса *9* определяет чувствительность регулятора, а значит и характеристики опоры.

Для исследования влияния конструктивных параметров опоры на ее статические характеристики рассмотрим течения газа в тонких слоях, описываемые статическим уравнением Рейнольдса, которое в цилиндрической системе координат имеет вид:

$$\frac{\partial}{\partial z}\left(h^3\frac{\partial p^2}{\partial z}\right) + \frac{\partial}{\partial \varphi r_0}\left(h^3\frac{\partial p^2}{\partial \varphi r_0}\right) = 0,$$

где h — зазор; p — давление в газовом слое; z — осевая координата; φ — угловая координата; r_0 — радиус газового слоя.

Для перехода к безразмерному выражению введем обозначения: $H = h/h_0$; $P = p/p_а$; $Z = z/l$, где h_0 — зазор в несущем слое; $p_а$ — атмосферное давление; l — длина подшипника в осевом направлении.

После их подстановки получим:

$$\frac{h_0^3 p_а^2}{l^2}\frac{\partial}{\partial Z}\left(H^3\frac{\partial P^2}{\partial Z}\right) + \frac{h_0^3 p_а^2}{r_0^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}\left(H^3\frac{\partial P^2}{\partial \varphi}\right) = 0.$$

Обозначим удлинение $L = l/r_0$ и после сокращений получим уравнение

$$\frac{\partial}{\partial Z}\left(H^3\frac{\partial P^2}{\partial Z}\right) + L^2\frac{\partial}{\partial \varphi}\left(H^3\frac{\partial P^2}{\partial \varphi}\right) = 0. \qquad (1)$$

Уравнение Рейнольдса в точках несущего слоя будем решать методом сеток [3, 4], т. е. область интегрирования покрывается сеткой узловых точек, в каждой из которых давление вычисляется через значения соседних точек. Представим уравнение (1) в виде суммы частных производных:

$$\frac{\partial H^3}{\partial Z}\frac{\partial P^2}{\partial Z} + H^3\frac{\partial^2 P^2}{\partial Z^2} + L^2\frac{\partial H^3}{\partial \varphi}\frac{\partial P^2}{\partial \varphi} + L^2 H^3\frac{\partial^2 P^2}{\partial \varphi^2} = 0.$$

Производные зазора определим непосредственно, а первую и вторую производную давления в любой точке по формулам:

$$y'(x_i) \approx [y(x_{i+1}) - y(x_{i-1})]/(2\tau);$$

$$y''(x_i) \approx [y(x_{i+1}) - 2y(x_i) + y(x_{i-1})]/\tau^2.$$

Давление в узлах сетки рассчитаем по формуле $A_i^j = aA_{i-1}^j + bA_i^{j+1} + cA_{i+1}^j + dA_i^{j-1}$, где A — квадраты давлений; a, b, c, d — коэффициенты. Давления на стыках слоев определяем из условия баланса расходов. Задав давление нагнетания, можно последовательно пересчитать давление во всех точках. Для повышения точности вычислений необходимо провести многократный пересчет давлений. В результате получим распределение квадратов давлений в газовых слоях опоры, на основе которых определим реакции, действующие на шпиндель и кольцо: $R = \sum_0^i\sum_0^j \sqrt{A_i^j}\, s\cos\varphi$, где R — реакция рассматриваемого слоя; s — площадь элементарного участка; φ — угол, определяющий направление перпендикуляра участка.

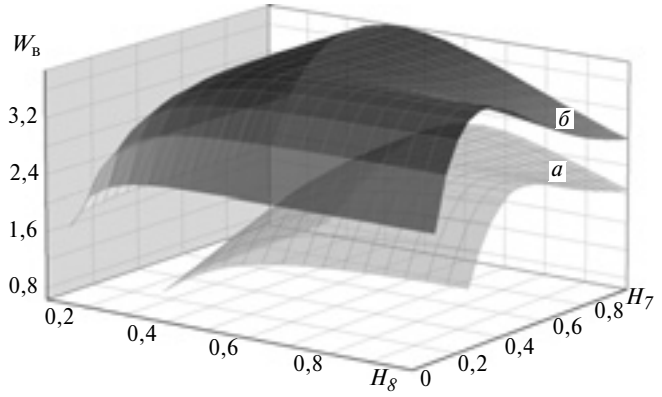


Рис. 2

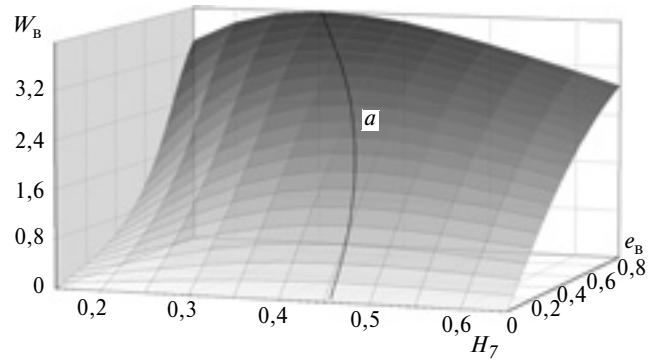


Рис. 3

Аналогично рассчитаем характеристики газостатической опоры. Существенное влияние на жесткость опоры и на возможность управления ее свойствами оказывают сопротивления щелевых дросселей *7* и *8* (см. рис. 1), сумма которых определяет влияние регулятора на жесткость опоры. На рис. 2 представлены поверхности *а* и *б*, характеризующие несущую способность опоры при заданном эксцентриситете вала в зависимости от зазора H на участках *7* и *8*. Жесткость подвеса *9* задана бесконечно большой, при этом кольцо занимает центральное положение. Относительные длины участков: $L_7 = 0{,}08$; $L_8 = 0{,}1$. Поверхность *а* на рис. 2 построена для эксцентриситета вала $e_в = 0{,}1$ (реакция вала $W_в$ представлена в пятикратном увеличении); поверхность *б* — для $e_в = 0{,}9$. Из рис. 2 видно, что максимальная несущая способность смещается в сторону уменьшения зазоров H_7 и H_8 при увеличении эксцентриситета вала. Поэтому подбор оптимальных зазоров и соответствующих сопротивлений участков *7* и *8* может оказаться ошибочным. Подшипник должен работать в основном при небольших эксцентриситетах, что следует учитывать при расчете зазоров и длин участков *7* и *8*.

Оптимальное суммарное сопротивление участков *7* и *8* можно определить, приняв сопротивление участка *8* близким к нулю. Зависимость реакции несущего слоя от зазора H_7 и эксцентриситета $e_в$ вала представлена на рис. 3. Если принять $H_8 = 10$, то сопротивление участка *8* уменьшится на три порядка и им можно пренебречь. Линия *а* максимальных нагрузок (см. рис. 3) позволяет определить необходимый зазор H_7 при условии, что сопротивление участка *8* равно нулю. Можно принять $H_7 = 0{,}45$, что будет соответствовать максимальной нагрузочной способности при малых эксцентриситетах. Суммарное сопротивление участков *7* и *8* при $L_7 = 0{,}08$, $L_8 = 0{,}1$ и $H_8 = 10$ составит:

$$L_8/H_8^3 + L_7/(2H_7^3) = 0{,}439. \qquad (2)$$

Соотношение сопротивлений участков *7* и *8* существенно влияет на характеристики опоры. На рис. 4 приведены зависимости эксцентриситета $e_в$ вала от эксцентриситета $e_к$ кольца, при этом кольцо находится в равновесном положении. Задавая значение H_7, из выражения (2) определим зазор

$$H_8 = \sqrt{L_8/\left(0{,}439 - \frac{L_7}{2H_7^3}\right)}.$$

Зависимости *1—3* соответствуют $H_7 = 0{,}65$ и $H_8 = 0{,}70$; зависимости *4—6* $H_7 = 0{,}49$ и $H_8 = 1{,}0$. Все зависимости построены при возрастании активности регулятора. Угол наклона их начальных участков к оси абсцисс определяет податливость опоры в центральном положении, поэтому следует стремиться к его уменьшению. Однако при избыточной чувствительности регулятора наблюдается нестабильность положения кольца (см. рис. 4, зависимости *2* и *3*). Анализ показал влияние зазора H_8 на характеристики опоры: его уменьшение при сохранении оптимальной суммы сопротивлений участков *7* и *8* снижает жесткость конструкции. Предел увеличения H_8 обусловлен возможностью возникновения значительных окружных перетоков газа в этой зоне, которые могут быть снижены уменьшением длины данного участка; минимальная длина лимитируется конструкцией. Поэтому можно считать приемлемым зазор $H_8 \leqslant 1{,}5$.

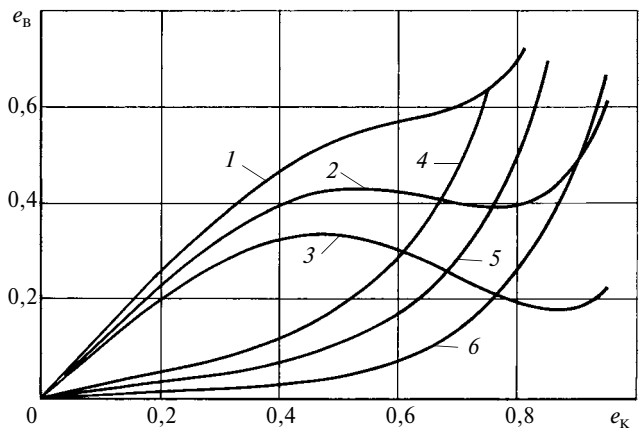


Рис. 4

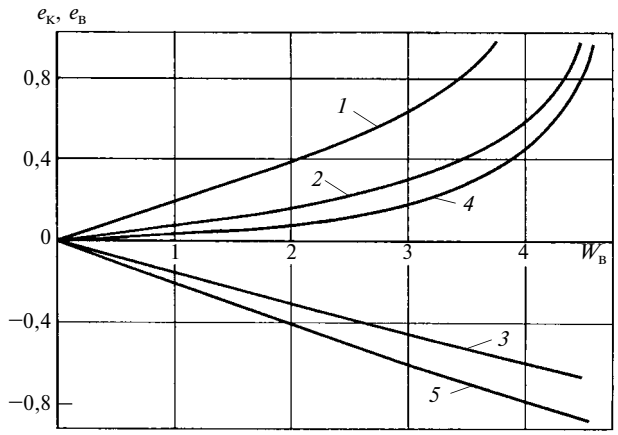


Рис. 5

С учетом соотношений сопротивлений участков *7* и *8* построены нагрузочные характеристики (рис. 5), где принято: $L_7 = 0{,}08$; $L_8 = 0{,}1$; $H_7 = 0{,}49$ и $H_8 = 1{,}0$. Зависимость *1* характеризует пассивный режим работы, когда регулятор остается в центральном положении. Зависимости *2* и *3* соответствуют активному режиму, смещение вала (зависимость *2*) вызывает смещение кольца (зависимость *3*). В результате жесткость опоры значительно возрастает. При увеличении активности регулятора нагрузочным характеристикам соответствуют зависимости *4* и *5*. В этом случае жесткость и максимальная несущая способность продолжают увеличиваться, однако возможно возникновение нестабильного режима (см. рис. 4).

Полученные результаты позволяют сделать следующий вывод: при использовании активного управления расходом газа в представленной шпиндельной опоре значительно улучшаются ее эксплуатационные характеристики. При этом большое значение имеет правильный подбор сопротивлений дросселирующих участков. Задавая требуемую активность регулятора, можно получить многократное повышение жесткости опоры и двукратное увеличение максимальной нагрузочной способности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 2211385 Рос. Федерации:** МПК F16C 32/06, 17/18. Гидростатический подшипник.
2. **Пат. 2280789 Рос. Федерации:** МПК F16C 32/06. Гидростатический подшипник.
3. **Курзаков А. С., Шатохин С. Н.** Анализ методов теоретического исследования и расчета адаптивных аэростатических шпиндельных опор // Станки и инструмент. 2003. № 5. С. 7—11.
4. **Курзаков А. С.** Разработка радиальных аэростатических опор с плавающими регуляторами: дис. ... канд. техн. наук: Красноярск: 2002. 200 с.

УДК 621.791.3

Ю. А. ЦУМАРЕВ, Е. Ю. ЛАТЫПОВА, кандидаты технических наук, Е. В. ИГНАТОВА
(Белорусско-Российский университет, г. Могилев, Беларусь), e-mail: u_tsumarev@mail.ru

Влияние конструктивных параметров соединяемых деталей на напряженно-деформированное состояние паяного нахлесточного соединения

Рассмотрено влияние длины и толщины деталей на напряженно-деформированное состояние паяных нахлесточных соединений.

Ключевые слова: паяное нахлесточное соединение, толщина и длина деталей, напряженно-деформированное состояние, внецентренное нагружение.

Influence of length and thickness of details on stress and strain state of brazed overlap joints was analyzed.

Keywords: brazed overlap joint, thickness and length of details, stress and strain state, eccentric loading.

Нахлесточные соединения, которые широко применяют для получения паяных изделий, отличаются простотой и обеспечивают требуемую прочность благодаря возможности изменения величины нахлестки. В работах [1—3] исследовано напряженно-деформированное состояние (НДС) нахлесточных паяных соединений деталей одинаковой толщины. На практике же часто пайкой соединяют детали разной толщины [4]. Поэтому весьма актуально исследование влияния параметров соединяемых деталей на НДС паяного соединения.

Рассмотрим расчетную схему паяного нахлесточного соединения деталей одинаковой толщины (рис. 1), в которой силы $\vec{P}$ направлены по одной прямой, а линия их действия проходит через середину нахлестки — середину паяного шва. Для такого соединения характерно наличие концентрации напряжений у краев паяного шва, а также в основном металле участков, прилегающих к краям [3]. При этом максимальные напряжения у обоих краев одинаковы. Если одна из деталей толще, то силы $\vec{P}$ будут направлены уже не по линии *AB*, а по прямой *AC* и, следовательно, линия действия силы $\vec{P}$ сместится дальше от продольной оси симметрии менее тонкой из соединяемых деталей, что приведет к увеличению изгибающего момента и обусловленных им напряжений. Линия *AC* отклонится от центра тяжести сечения в зоне нахлестки двух спаянных пластин. В зоне паяного шва будет действо-

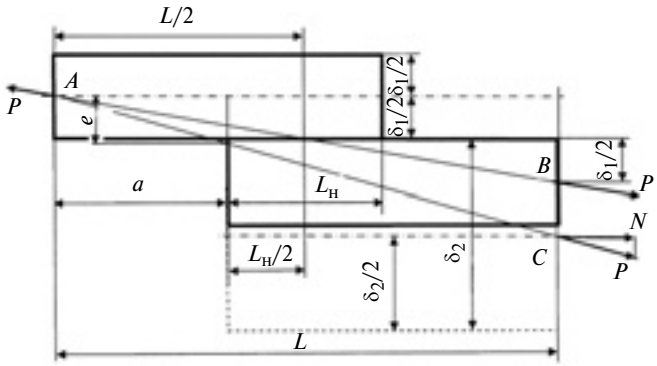


Рис. 1. Расчетная схема паяного нахлесточного соединения деталей одинаковой толщины

вать изгибающий момент, отсутствующий при соединении деталей одинаковой толщины. Все это оказывает заметное влияние на НДС паяного соединения. В частности, заметно увеличатся напряжения от изгиба в более тонкой (более нагруженной) из соединяемых деталей.

Чтобы оценить влияние разнотолщинности соединяемых деталей, рассмотрим расчетную схему паяного нахлесточного соединения двух деталей толщиной δ_1 и δ_2. Допустим, что соотношение между толщинами деталей определяется формулой $\delta_2 = \alpha\delta_1$, где α — коэффициент, показывающий во сколько раз толщина одной детали больше толщины другой.

Определим расстояние e от середины тонкой пластины до линии действия приложенных сил. Из подобия треугольников на рис. 1 получим:

$$e = \left(\frac{\delta_1}{2} + \frac{\delta_2}{2}\right)\frac{a}{L} = \frac{(\alpha+1)\delta_1 a}{2L}.$$

Изгибающий момент в сечении, расположенном у края нахлестки [5], определим по формуле

$$M_{из} = Ne = N\delta_1 a(\alpha + 1)/2L, \qquad (1)$$

где N — модуль продольной составляющей силы $\vec{P}$.

Так как угол наклона линии действия приложенных сил мал, то $N \approx \vec{P}$. Тогда выражение (1) примет вид: $M_{из} = Pe = P\delta_1 a(\alpha + 1)/2L$.

Максимальное напряжение, обусловленное изгибом в рассматриваемом сечении [5], определим по формуле

$$\sigma_{из\ max} = \frac{M_{из}}{W} = \frac{6P\delta_1 a(\alpha+1)}{2Lb\delta_1^2} = \frac{3Pa(\alpha+1)}{Lb\delta_1}, \qquad (2)$$

где $W = b\delta_1^2/6$ — момент сопротивления сечения тонкой пластины; b — ширина детали.

Растягивающие напряжения в тонкой детали определим по формуле

$$\sigma_р = P/b\delta_1. \qquad (3)$$

Максимальное суммарное напряжение от растяжения и изгиба определим из выражений (2) и (3):

$$\sigma_{max} = \sigma_р + \sigma_{из\ max} = \frac{P}{b\delta_1} + \frac{3Pa(\alpha+1)}{Lb\delta_1} =$$

$$= \sigma_р + \sigma_р\frac{3a(\alpha+1)}{L} = \sigma_р\left[1 + \frac{3a(\alpha+1)}{L}\right]. \qquad (4)$$

При достаточно длинных пластинах ($a/L \approx 0{,}5$) формулу (4) можно упростить:

$$\sigma_{max} = \sigma_р(1 + 1{,}5\alpha + 1{,}5) = \sigma_р(2{,}5 + 1{,}5\alpha). \qquad (5)$$

Формула (5) показывает, что разность толщин деталей в паяном нахлесточном соединении значительно влияет на величину рабочих напряжений. Если при $\alpha = 1$ (детали одинаковой толщины) получаем $\sigma_{max} = 4\sigma_р$, то при $\alpha = 2$ получим $\sigma_{max} = 5{,}5\sigma_р$, т. е. в 1,375 раза больше. При $\alpha = 3$ максимальные напряжения увеличиваются до $7\sigma_р$ (в 1,75 раза) по сравнению с соединением деталей одинаковой толщины.

Для получения полной картины распределения напряжений было рассчитано НДС паяных нахлесточных соединений методом конечных элементов с помощью программного комплекса SOLID WORKS (рис. 2—4 см. обложку).

Положение линии действия приложенных сил в паяном нахлесточном соединении зависит не только от разности толщин соединяемых деталей, но и от их длины. Рассмотрим паяное нахлесточное соединение двух деталей одинаковой толщины и разной длины, в котором силы $\vec{P}$ действуют по прямой AB (рис. 5). Если длину свободного конца одной из деталей уменьшить до a_1, то линия действия силы $\vec{P}$ пройдет по прямой AC, расположенной ниже прямой AB. Поэтому эксцентриситет e более длинной детали, определяющий величину изгибающего момента у соответствующего края нахлестки, увеличится. Предположим, что длины свободных концов деталей связаны отношением $a = \beta a_1$. Тогда из подобия треугольников определим эксцентриситет:

$$e = \frac{\delta a}{a + L_н + a_1} = \frac{\beta\delta a_1}{\beta a_1 + L_н + a_1} = \frac{\beta\delta a_1}{a_1(\beta+1) + L_н}, \qquad (6)$$

где $L_н$ — длина нахлестки.

Выше было показано, что изгибающий момент и обусловленные им максимальные дополнительные

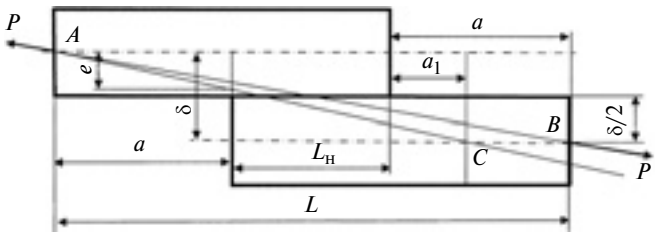


Рис. 5. Расчётная схема паяного нахлесточного соединения деталей разной длины

Цикл статей
"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"
(под общей редакцией академика Российской инженерной академии и академии космонавтики, д-ра техн. наук Ю. Н. Дроздова)

УДК 539.4

Ю. Н. ДРОЗДОВ, С. Л. СОКОЛОВ, Б. Н. УШАКОВ, доктора технических наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: drozdov@imash.ac.ru

Расчетно-экспериментальный анализ контактных напряжений в шарнирных соединениях[1]

Представлены результаты расчетно-экспериментального исследования контактных напряжений в шарнирных соединениях методом конечных элементов (МКЭ) и методом фотоупругости. Даны рекомендации по снижению контактных напряжений.

Ключевые слова: шарнирное соединение, контактные напряжения, метод конечных элементов, метод фотоупругости.

Results of calculation-experimental study of contact stresses in swing joints by finite-element method (FEM) and by photo-elasticity method were presented. Recommended guidelines on lowering contact stresses were given.

Keywords: swing joint, contact stresses, finite-element method, photo-elasticity method.

Шарнирные соединения с подшипниками скольжения широко применяются в различных машинах (самолеты, автомобили, экскаваторы и др.). К основным факторам, определяющим срок службы подшипников по износу и заеданию, относятся контактные напряжения в паре трения "ось—втулка". Основы расчета контактных напряжений в шарнирах и других триботехнических узлах машин были заложены в трудах Л. А. Галина [1, 2] и развиты И. Г. Горячевой, В. М. Александровым, А. Б. Ефимовым, М. И. Теплым, П. П. Гонтаровским и другими исследователями [3—6]. В последние годы в анализе контактных напряжений широкое применение получили численные методы конечных и граничных элементов (МКЭ и МГЭ) с применением компьютеров.

Однако погрешности таких расчетов могут быть значительными, при этом оценить их величину довольно трудно. Поэтому

[1] Статья подготовлена по материалам доклада на Международной конференции "Современные проблемы механики", посвященной 100-летию Л. А. Галина, которая проходила в сентябре 2012 г. в Москве.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 30)

напряжения прямо пропорциональны эксцентриситету. Для анализа максимальных изгибающих напряжений используем расчет по формуле (6). Как правило, в паяных соединениях длина детали в несколько раз больше длины $L_н$ нахлестки. Принимаем $L_н = 0{,}4a = 0{,}4\beta a_1$. Ниже приведены значения эксцентриситета e в зависимости от коэффициента β:

β	1	2	3	4
e	0,42	0,53	0,58	0,61

Приведенные данные показывают, что разность длин соединяемых деталей заметно влияет на величину изгибающего момента в наиболее нагруженной области нахлесточного соединения. Так, при $\beta = 2$ изгибающий момент, а значит и напряжения, увеличиваются в 1,26 раза по сравнению с изгибающим моментом для соединения деталей одинаковой длины. При дальнейшем увеличении коэффициента β изгибающий момент увеличивается медленнее: при $\beta = 4$ он в 1,45 раза превышает момент, характерный для соединения деталей одинаковой длины.

С использованием конечно-элементных моделей и программы SOLID WORKS было рассчитано НДС паяных соединений деталей разной длины. Полученные результаты (рис. 6 и 7 см. обложку) показали, что максимальные напряжения и деформации наблюдались в более длинной детали. В длинной детали максимальное нормальное напряжение составило 45,9 МПа, в короткой —27,1 МПа. Следовательно, при оценке несущей способности нахлесточного соединения необходимо учитывать разность длин соединяемых деталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Томилин О. В., Журавлев Ю. А., Киселев О. С.** Расчет напряженно-деформированного состояния паяного нахлесточного соединения методом конечных элементов // Автоматическая сварка. 1987. № 8. С. 18—20.
2. **Никитинский А. М., Герасимов Е. А., Пигалов С. А.** Исследование прочности нахлесточных паяных соединений // Сварочное производство. 2005. № 6. С. 21—25.
3. **Цумарев Ю. А., Игнатова Е. В, Латыпова Е. Ю.** Сравнительная оценка прочности паяных соединений со скошенными кромками // Сварочное производство. 2011. № 11.
4. **Лашко С. В., Лашко Н. Ф.** Пайка металлов. М.: Машиностроение, 1988. 376 с.
5. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. М.: Наука. 1970. 595 с.

более эффективен, особенно при анализе напряженно-деформированного состояния (НДС) трехмерных конструкций, расчетно-экспериментальный подход, основанный на комплексном применении расчетных методов экспериментальной механики (метод фотоупругости, тензометрия, метод хрупких покрытий, голографическая интерферометрия и др.). При этом математическая модель отрабатывается путем сопоставления результатов расчета и экспериментальных исследований моделей и натурных конструкций. Далее модель используют для расчета различных вариантов и выбора из них наиболее рационального.

В настоящей работе представлены результаты расчетно-экспериментальных исследований контактных напряжений в шарнирных соединениях, выполненных в ИМАШ РАН при использовании МКЭ и трехмерных фотоупругих моделей.

Большинство шарнирных соединений имеют сложную конфигурацию и при их исследовании используют трехмерные модели, однако в случае соединения с короткой осью можно использовать двумерные модели.

Шарнирное соединение (рис. 1) состоит из центральной проушины *1* с втулками *2*, боковых проушин *3* и оси *4*. Соединение нагружено силами *P* по оси симметрии проушин. Для анализа напряжений в зоне контакта используется полярная система координат: *r* — радиальное направление, *x* —продольное (вдоль оси вращения), *t* — окружное. На контактных поверхностях оси и втулки подшипника скольжения возникают нормальные, действующие по радиусу напряжения (или контактное давление $p_к$) и касательные контактные напряжения $\tau_{rt} = \tau_{rx}$; оси *t* и *x* направлены по касательной к контактной поверхности соответственно в поперечном и продольном направлениях. За пределами площадки контакта $\sigma_r = \tau_{rt} = \tau_{rx} = 0$; на площадке контакта выполняются условия:

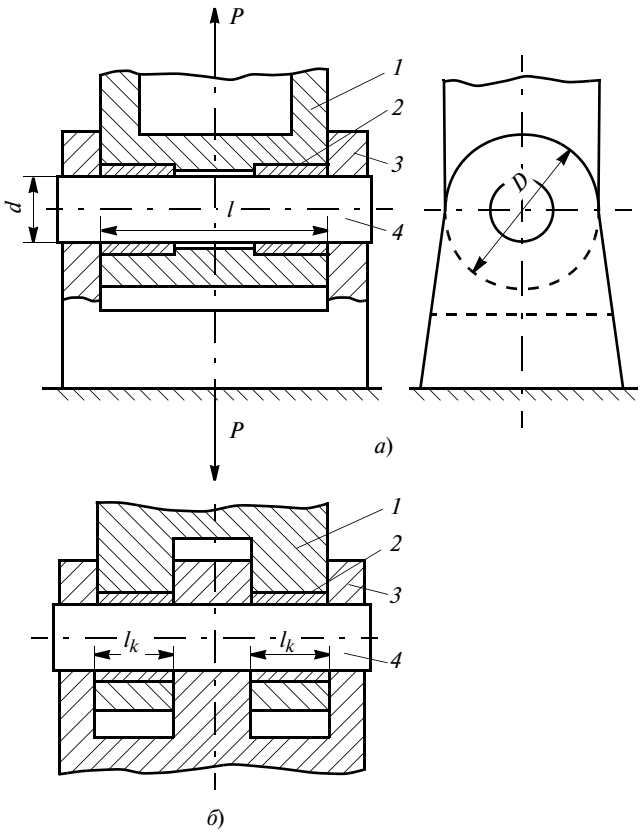


Рис. 1. Схемы шарнирных соединений с двумя (*а*) и тремя (*б*) опорами

$$\sigma_r < 0; \quad \tau_{rt} < f\sigma_r; \quad \tau_{rx} < f\sigma_r, \quad (1)$$

где *f* — коэффициент трения.

Таким образом, напряжение σ_r — сжимающее, напряжения τ_{rt} и τ_{rx} не могут превышать силу трения. На контактных поверхностях оси и втулки по оси *t* (в поперечном направлении) возникают нормальные напряжения разной величины. Они могут быть и сжимающими, и растягивающими. Используя фотоупругие модели можно определить напряжения по картине интерференции, которую получают путем просвечивания поляризованным светом тонких пластинок, вырезанных в разных сечениях "замороженных" моделей. По полученной картине полос интерференции устанавливают порядок *m* интерференции и определяют максимальные касательные напряжения τ_{max} или разность главных напряжений σ_1 и σ_2 в данном сечении:

$$2\tau_{max} = \sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_0 m/h, \quad (2)$$

где σ_0 — оптическая постоянная материала модели; *h* — толщина вырезанной пластины.

За пределами площадки контакта, где имеется зазор, вдоль поверхности действует одно из главных напряжений — σ_t или σ_x; порядок *m* интерференции определяет напряжения соответственно в поперечном и продольном направлениях:

$$\sigma_t = \sigma_0 m/h;$$
$$\sigma_x = \sigma_0 m/h. \quad (3)$$

Порядок *m* полос интерференции на контактной поверхности определяется тремя напряжениями наибольшей величины. В поперечном сечении модели

имеем максимальное касательное напряжение:

$$\tau_{\max t} = \sigma_0 m/(2h) = \\ = \{[(\sigma_r - \sigma_t)/2]^2 + \tau_{rt}^2\}^{1/2}, \quad (4)$$

в продольном сечении:

$$\tau_{\max x} = \sigma_0 m/(2h) = \\ = \{[(\sigma_r - \sigma_x)/2]^2 + \tau_{rx}^2\}^{1/2}. \quad (5)$$

Напряжения σ_r, σ_t, τ_{rt}, σ_x и τ_{rx} находят по результатам экспериментов методом фотоупругости путем интегрирования дифференциальных уравнений равновесия. Это трудоемкий и недостаточно точный способ. Точнее и быстрее контактные напряжения и размеры площадки контакта можно определить, используя МКЭ. Порядок m интерференции в продольном сечении втулки на ее торце показывает радиальное напряжение σ_r, которое на контактной поверхности равно контактному давлению $p_к$. В контактной зоне напряжения τ_{rx} малы по сравнению с σ_r, так как $\tau_{rx} < fp_к$. Нормальные напряжения σ_x на контактной поверхности втулки также малы, поскольку изгибная жесткость охватывающей детали с втулкой, как правило, значительнее по сравнению с жесткостью оси. Поэтому на поверхности втулки в зоне контакта порядок m интерференции позволяет с достаточной точностью установить контактное давление $p_к$.

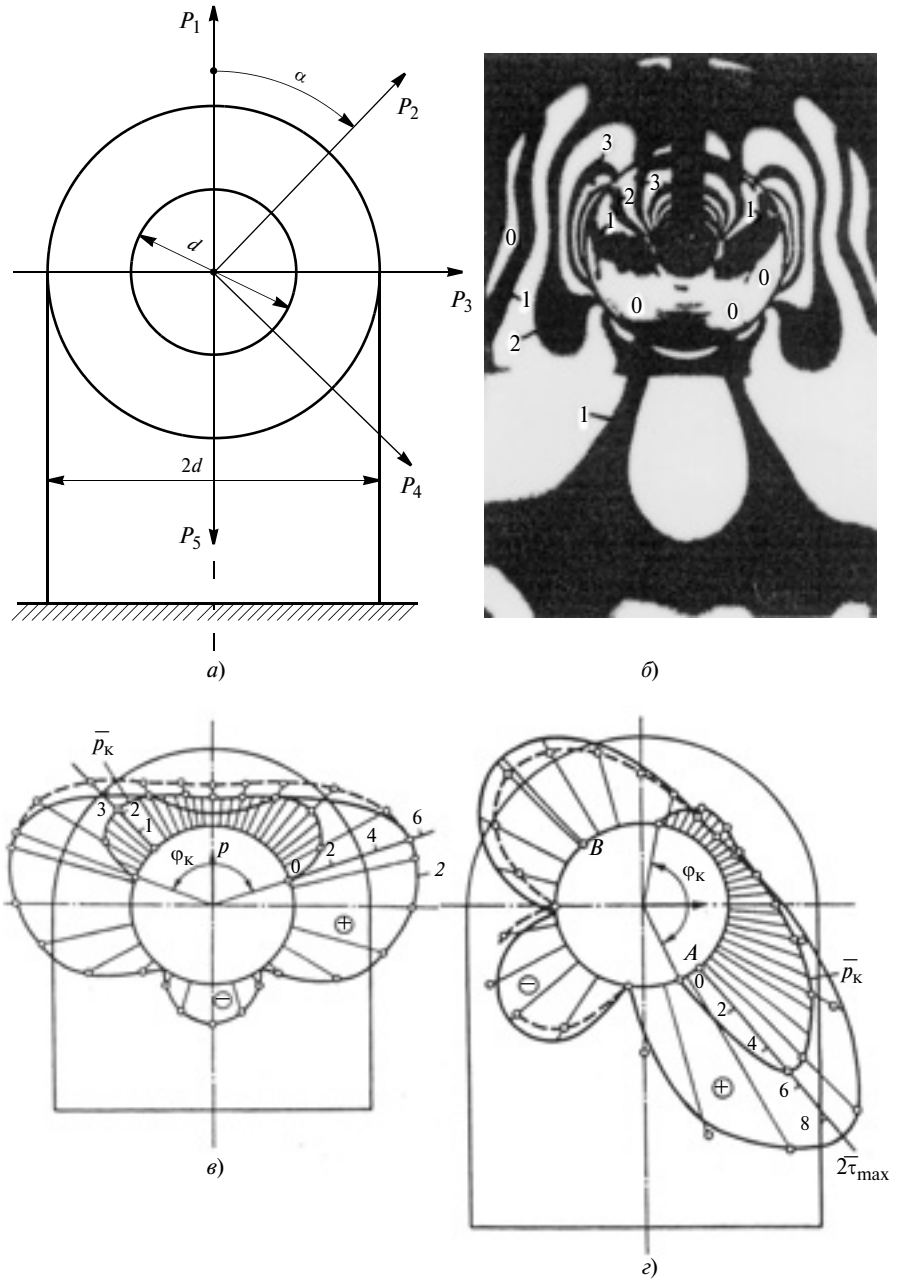


Рис. 2. Схема нагружения плоской модели (*а*), картина интерференции при $\alpha = 0$ (*б*) и эпюры напряжений на поверхности оси при $\alpha = 0$ (*в*) и 90° (*г*)

Модель шарнирного соединения экскаватора и схема его нагружения показаны на рис. 2, *а*. Напряжения определяли при разных направлениях нагрузки P_i, т. е. при $\alpha = 0$; 45; 90; 135 и 180°. Модели изготовлены из листа фотоупругого материала Э-2 толщиной 4 мм, диаметр оси $d = 50$ мм. Модели испытывали при нагрузках $P = 0{,}5$; 1,0 и 1,5 кН. Для каждого нагружения была получена картина интерференции [7]. На рис. 2, *б* показана картина интерференции при $\alpha = 0$ и $P = 1{,}0$ кН, по которой достаточно точно можно определить распределение максимальных касательных напряжений $\tau_{\max}$ в разных сечениях узла. На рис. 2, *в*, *г* сплошными линиями показаны зависимости $2\tau_{\max} = m = 2\tau_{\max}h/\sigma_0$ для внутренней поверхности проушины при двух направлениях нагрузки P, а именно при $\alpha = 0$ и 90°. Наибольшие значения $2\tau_{\max}$ имеют место в точке A. Наибольшие напряжения имеют место при несимметричном нагружении ($\alpha = 90°$), наименьшая — при $\alpha = 180°$. Радиальный зазор между осью и втулкой $\Delta = (d_в - d_0)/2$ изменяется от 0,1 до 0,6 мм и практически не влияет на максимальные напряжения и угловую координату точки концентрации напряжений. Угол $\varphi_к$ контакта при увеличении зазора уменьшается.

Для контактных напряжений разработана программа на основе МКЭ, которая включает в себя итерационный алгоритм для определения размеров зоны контак-

Параметр	α, градус				
	0	45	90	135	180
φ°	155 (144)	160 (164)	164 (167)	108 (140)	103 (108)
$p_{\text{к max}}$	3,98	7,62	14,0	12,5	9,14
$K = p_{\text{к max}}/p$	1,21	1,52	2,8	2,5	1,83

Примечание. В скобках приведены экспериментальные данные.

та при ступенчатом нагружении [7]. Результаты расчета напряжений ($2\tau_{\max} = m$) по внутренней поверхности проушины показаны на рис. 2, *в*, *г* штриховыми линиями. Результаты расчета согласуются с экспериментальными данными, однако в пределах площадки контакта имеются некоторые отличия. Это связано с трением, которое не учитывали при расчете. Кроме того, при расчете было принято, что ось — абсолютно жесткая. Найденные расчетом зависимости $p_{\text{к}}$ показаны на рис. 2, *в*, *г* сплошными линиями. Распределение контактного давления имеет сложный характер и зависит от направления нагрузки *P*. Наиболее сложное распределение $p_{\text{к}}$ — при несимметричном нагружении ($\alpha = 90^\circ$). Для оценки ресурса подшипников скольжения по износу используют наибольшее контактное давление $p_{\text{к max}}$ и угол $\varphi_{\text{к}}$ контакта [5]. В таблице представлены результаты расчетно-экспериментальных исследований при разном направлении нагрузки и различных значениях коэффициента *K* концентрации контактного давления, рассчитываемого по формуле $K = p_{\text{к max}}/p_{\text{с}}$, где $p_{\text{с}} = P/(ld)$ — среднее давление в пределах площадки контакта (l — длина контакта, d — диаметр оси).

Размеры контактных площадок также определяли с помощью фотоупругих моделей. За пределами контактной площадки имеется зазор, который можно видеть на экране поляризационной установки при просвечивании пластин (полученных образцов) белым светом. Такой способ дает завышенные значения угла $\varphi_{\text{к}}$ контакта, так как вблизи площадки контакта зазор очень мал — его нельзя определить визуально.

Эффективнее другой способ определения угла контакта. В пределах площадки контакта на интерференции видны нерегулярности, вызванные шероховатостью поверхностей проушины и оси. За пределами площадки контакта микронеровности не взаимодействуют друг с другом, поэтому таких нерегулярностей нет. Данный способ дает несколько заниженные размеры площадки контакта.

Наибольший угол $\varphi_{\text{к}}$ имел место при $\alpha = 90^\circ$, наименьший — при $\alpha = 180^\circ$. Наибольшее контактное давление $p_{\text{к max}}$ возникает при $\alpha = 90^\circ$, наименьшее — при $\alpha = 0$. Анализ полученных результатов показал, что выбранные расчетная схема и МКЭ позволяют достаточно точно определить характер взаимодействия элементов шарнирного соединения.

В шарнирных узлах с неподвижными осями на поверхностях контакта проушины и оси в зонах проскальзывания имеет место фреттинг-коррозия, что существенно снижает усталостную прочность и ресурс узла. Предел выносливости проушин в таких соединениях вычисляют по формуле

$$\sigma_{\text{пр}} = \sigma_{\text{об}}/(K_{\text{эф}}K_F), \qquad (6)$$

где $\sigma_{\text{об}}$ — предел выносливости гладкого образца; $K_{\text{эф}}$ — эффективный коэффициент концентрации напряжений для пластины с концентратором без фреттинг-коррозии (пластина с отверстием); K_F — коэффициент снижения усталостной прочности в результате фреттинг-коррозии.

Коэффициент K_F зависит от произведения $p_{\text{с}}u_t$ ($p_{\text{с}}$ — контактное давление; u_t — относительное смещение контактных поверхностей проушины и оси), которое пропорционально работе сил трения в контакте [8].

На рис. 3—5 приведены результаты расчета методом граничных элементов (МГЭ) для соединения с проушиной, в которой $B = 2d$ (B — ширина пласти-

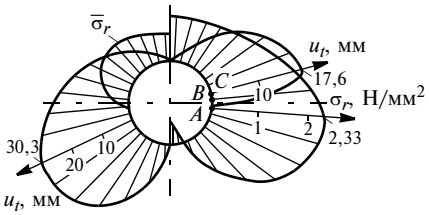


Рис. 3. Эпюры напряжений для образца с отверстием при нагружении силой P_1 и $\alpha = 0$

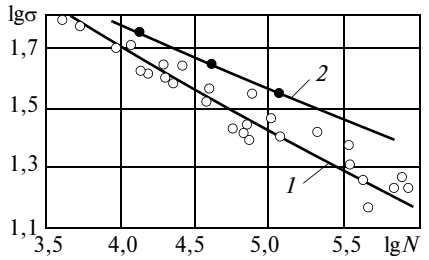


Рис. 4. Зависимости усталостной прочности σ от числа *N* циклов нагружения для образцов, полученных из шарнирного соединения, при $\alpha = 0$ и нагружении силой P_1 с фреттинг-коррозией (*1*) и без коррозии (*2*)

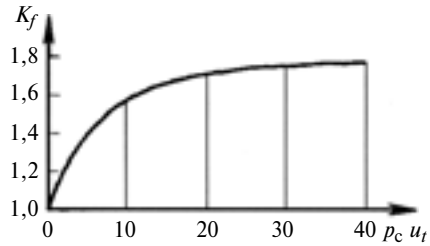


Рис. 5. Зависимость изменения коэффициента K_F от $p_{\text{с}}u_t$

ны). При отсутствии фреттинг-коррозии разрушение произойдет в точке *A* (см. рис. 3), т. е. в зоне наибольших окружных напряжений σ_t на внутренней поверхности проушины. Величина $p_c u_t$ достигает наибольшего значения в точке *C*. Однако разрушение проушины происходит в точке *B*, где имеет место наиболее неблагоприятное сочетание K_F и σ_t.

Для определения усталостной долговечности шарнирных соединений в условиях фреттинг-коррозии используют следующий расчетно-экспериментальный метод [8—11]. Испытаниями соединений в условиях, соответствующих условиям эксплуатации (температура, обработка поверхностей, окружающая среда и др.), получают зависимости усталостной прочности от нагружения при наличии фреттинг-коррозии и без нее (см. рис. 4). Используя расчетные σ_p и u_t с помощью МКЭ или МГЭ, получают одну точку зависимости K_F от $p_c u_t$ при выбранном числе циклов нагружения, например $N = 10^6$. Зависимость $K_F(p_c u_t)$ (см. рис. 5) построена по результатам испытаний четырех типов проушин при разных соотношениях d/B. Данную зависимость можно использовать для определения усталостной прочности соединений другой конфигурации из того же материала при тех же условиях эксплуатации, что значительно упрощает испытания шарнирных соединений, работающих в условиях фреттинг-коррозии. Проведенные расчеты показывают, что величины контактных напряжений и размеры площадок контакта, полученные МГЭ и МКЭ, достаточно близки. Достоинством МГЭ считается меньшее число исходных данных, поскольку граничными элементами являются только границы контактирующих тел, что значительно сокращает время расчетов. Кроме того, МГЭ обеспечивает точное определение напряжения и деформации в любой точке, что важно при вычислении градиентов напряжений.

Особенность НДС шарнирных соединений — изгибные деформации оси и проушин. Для анализа контактных напряжений используют МКЭ и метод фотоупругости [12, 13].

Рассмотрим результаты испытания трехмерной фотоупругой модели шарнирного соединения с подшипниками скольжения стрелы экскаватора (рис. 6). Центральная проушина имела две втулки длиной 55 мм, которые в модели объединили в центральную проушину *1* и соединили ее осью *2* с наружной проушиной *3*. Отношение длины *l* оси между наружными проушинами к диаметру *d* оси составляет 3,77. Модель помещали между жесткими металлическими плитами *6* и *7* и нагружали сжимающим усилием $P = 0{,}7$ кН. Элементы *1—4* модели изготовлены из фотоупругого материала ЭД20-МТГФА; оптическая постоянная материала $\sigma_0 = 57{,}4$ Н/см. Вместе с нагружающим приспособлением модель помещали в камеру термостата и нагревали до 155 °С со

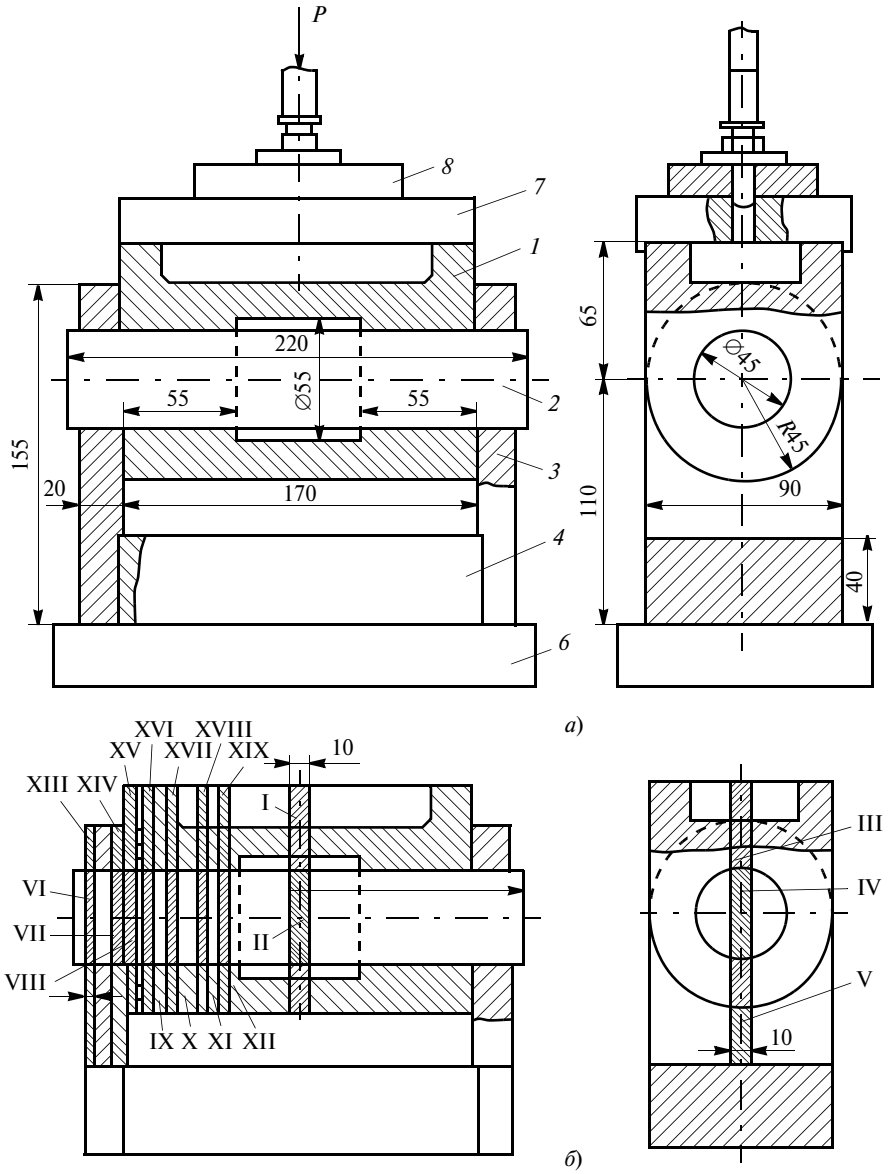


Рис. 6. Модель шарнирного соединения (*а*) и расположение вырезов образцов I—XIX для исследований (*б*)

скоростью 20 °С/ч и выдерживали при этой температуре в течение 2 ч, затем модель нагружали и медленно охлаждали до нормальной температуры со скоростью 2 °С/ч [12, 13]. После разгрузки из модели вырезали образцы толщиной $t = 5 \div 10$ мм в разных сечениях (см. рис. 6, *б*, римские цифры), которые просвечивали поляризованным светом в полярископе, и по интерференции определяли напряжения.

На рис. 7 показаны интерференции образцов, вырезанных в продольном (см. рис. 6, *б*, сечение IV) и поперечных сечениях (см. рис. 6, *б*, сечения VIII, IX, X). Наибольшие концентрации напряжений в образце IV у внутреннего края боковой проушины ($m_{max} = 18$) и у наружного края центральной проушины ($m = 11$). В средней части оси имеет место чистый изгиб — полосы интерференции параллельны продольной оси и имеют постоянный шаг. По интерференциям поперечных образцов определяли углы $\varphi_к$ контакта в разных сечениях. По данным, полученным измерениями, построена площадка контакта оси и втулки (см. рис. 7, *в*). Построены эпюры наибольших касательных напряжений $2\tau_{max}$ на контактных поверхностях проушины (рис. 8, *а*) и оси (рис. 8, *б*). В средней части оси наблюдается чистый изгиб — напряжения σ_x имеют постоянные значения. В верхней части данные напряжения — сжимающие, в нижней части — растягивающие. В поперечном направлении изменение напряжений имеет линейный характер. У края центральной проушины имеет место значительная концентрация касательных напряжений.

Результаты расчетов и экспериментов показаны на рис. 8, видно, что они согласуются между собой. Анализ контактных напряжений в шарнирных соединениях отличается сложным алгоритмом определения площадок

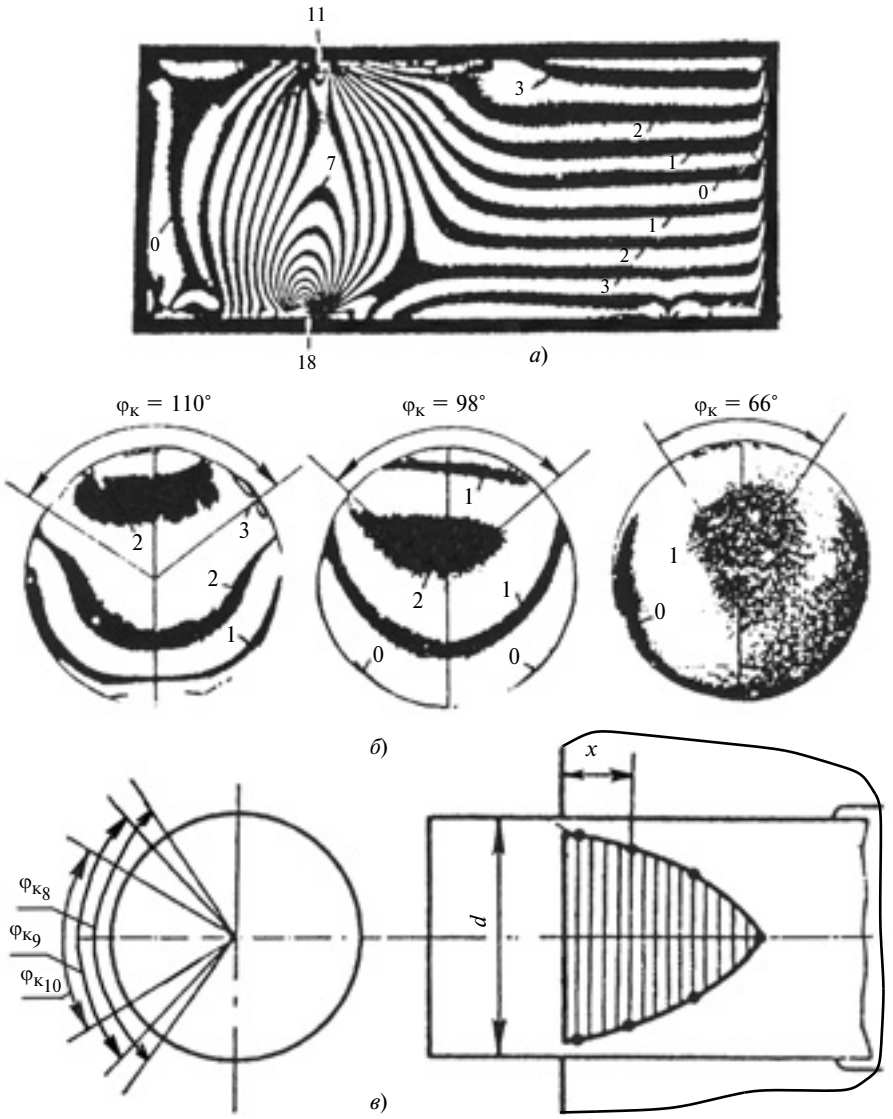


Рис. 7. Картины интерференции в сечениях IV (см. рис. 6) (*а*) и сечениях соответственно XIII, IX и X (*б*), площадка контакта (*в*)

контакта и напряжений. Для их определения используют такие итерационные алгоритмы, как метод штрафов, множители Лагранжа и др. Они требуют значительного количества машинного времени. На рис. 9 показана сетка конечных элементов для расчета программным комплексом BASYS+ [14].

Для установления влияния формы торца втулки на концентрацию контактных напряжений исследовали продольные образцы фотоупругой модели шарнирного соединения [15]. Испытывали модели с втулками с торцами разной формы: с плоским торцом, с круговой и конусной фасками у поверхности контакта с осью, с канавками. Установлено, что канавка на торце втулки снижает напряжения в 3 раза. При этом точка наибольших напряжений от края смещается внутрь втулки, что выравнивает контактные давления по длине втулки. Это увеличивает ресурс узла и предельные нагрузки. Концентрация напряжений возникает у дна канавки.

В шарнирных соединениях с длинными осями выравнивание напряжений по контактной площадке можно получить установкой промежуточных опор

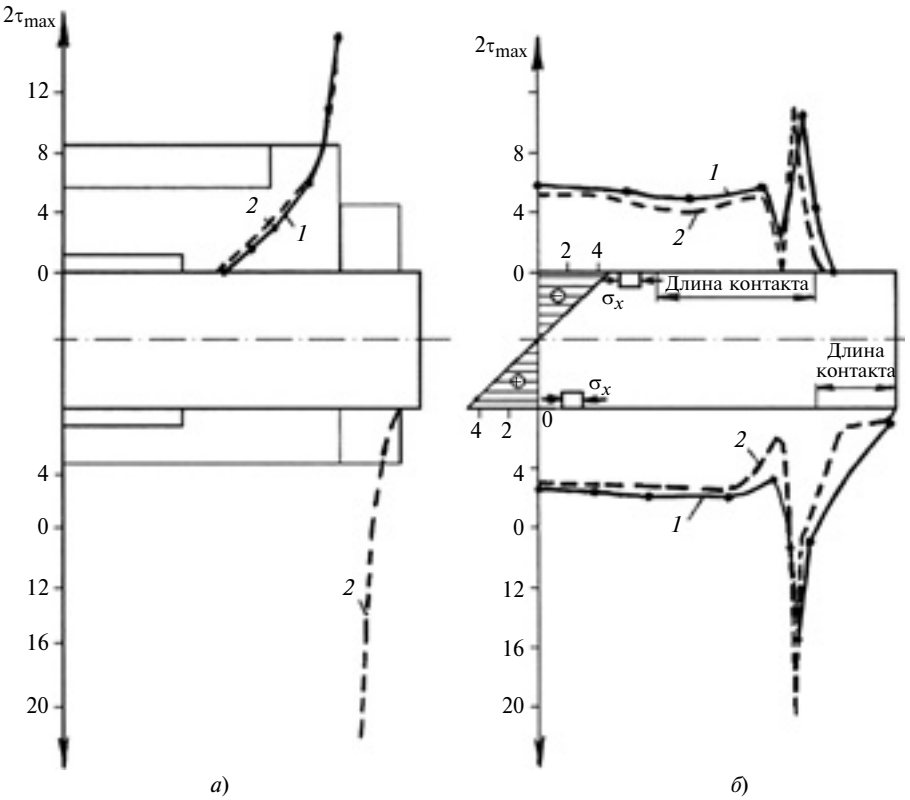


Рис. 8. Эпюры контактных напряжений $2\tau_{max}$, полученные методом фотоупругости (сплошные линии) и расчетом (штриховые):
а — для втулки (сечение III, см. рис. 6); *б* — для оси (сечение IV)

(см. рис. 1, *б*). В этом случае участок оси между опорами уменьшается, что снижает деформации изгиба. Для подтверждения этого были испытаны модели с промежуточной опорой в середине оси с торцом, имеющим прямую фаску и с торцом с канавкой. Промежуточная опора позволила снизить напряжения соответственно в 1,9 раза в первом случае и в 1,4 раза во втором.

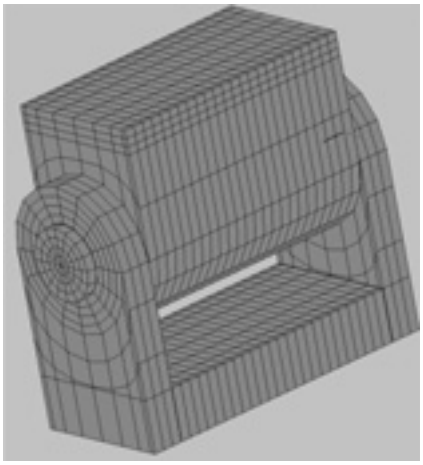


Рис. 9. Сетка конечных элементов

Таким образом, для снижения напряжений в шарнирных соединениях и их равномерного распределения по длине втулки следует выбирать рациональную геометрию торца, оптимальное сочетание изгибной жесткости охватывающей детали и жесткости оси, а также применять промежуточные опоры. Для этого целесообразно использовать расчетно-экспериментальный подход, т. е. комплексное применение МКЭ и экспериментальные исследования моделей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Галин Л. А.** Контактные задачи теории упругости. М.: Гостехиздат, 1953. 264 с.
2. **Галин Л. А.** Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. М.: Наука, 1980. 364 с.
3. **Задачи** контактного взаимодействия элементов конструкций / А. Н. Подгорный, П. П. Гонтаровский и др. Киев: Научная мысль, 1989. 176 с.
4. **Горячева И. Г.** Механика фрикционного взаимодействия. М.: Наука, 2001.
5. **Дроздов Ю. Н., Павлов В. Г., Пучков В. Н.** Трение и износ в экстремальных условиях. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
6. **Дроздов Ю. Н., Юдин Е. Г., Белов А. Н.** Прикладная трибология. Эко-Пресс, 2010. 609 с.
7. **Дроздов Ю. Н., Наумова Н. М., Ушаков Б. Н.** Контактные напряжения в шарнирных соединениях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1997. № 3. С. 52—57.
8. **Дроздов Ю. Н., Сильвестров И. Н., Ушаков Б. Н.** Анализ контактных напряжений в задачах износа и фреттинг-усталости // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. № 2. С. 50—54.
9. **Drozdov Y. N., Ushakov B. N.** Contact stress-strain analysis in problem of wear and fretting-fatigue // Proc. of 2-nd World Tribology Congress. Vienna: 2001. 81 p.
10. **Дроздов Ю. Н., Ушаков Б. Н.** Анализ контактных напряжений и деформаций в задачах износа и фреттинг-усталости // 8-й Всерос. съезд по теоретической и прикладной механике. Пермь, 2001. С. 237—246.
11. **Drozdov Y. N., Ushakov B. N., Silvestrov I. N.** Contact stress-strain analysis in problems of wear and fretting-fatigue // Proc. of 3-rd Internat. Symposium on Tribo-Fatigue. 2000. China: Beijing.
12. **Дроздов Ю. Н., Ушаков Б. Н.** Контактные напряжения в трехмерных шарнирных соединениях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1997. № 5. С. 50—55.
13. **Дроздов Ю. Н., Ушаков Б. Н.** Контактные напряжения в сложно нагруженных опорах скольжения // Трение и износ. 1997. № 4. С. 429—437.
14. **Соколов С. Л.** Расчет напряженно-деформированного состояния пневматических шин методом конечных элементов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2007. № 1. С. 57—62.
15. **Дроздов Ю. Н., Ушаков Б. Н.** Концентрация контактных напряжений в шарнирных соединениях // Вестник машиностроения. 1997. № 12. С. 10—11.

УДК 621.762.22

В. П. РЕВА, канд. техн. наук (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), e-mail: festurvp@mail.ru

Исследование механизма диспергирования стружки быстрорежущей стали в присутствии твердофазного высокомолекулярного соединения

Рассмотрен механизм диспергирования металлов в присутствии механически деструктируемого полимера на примере измельчения отходов металлообработки быстрорежущей стали Р6М5. Показано, что при размоле стружки в присутствии высокомолекулярных соединений реализуется энергетически более выгодный процесс дезинтеграции металла, чем в присутствии низкомолекулярных поверхностно-активных веществ.

Ключевые слова: стружка, быстрорежущая сталь, виброобработка, высокомолекулярное соединение, механодеструкция, микротрещина, полимеризация.

Dispersion mechanism of metals in front of rote degradable high-molecular substance in terms of reduction in size of waste products of metalworking high-speed R6M5 steel was examined. It was shown that by chip scrap pulverization in front of high-molecular compounds more energetically profitable process of metal desintegration is realized than when it takes place in the presence of low-molecular capillary active substances.

Keywords: chip scrap, high-speed steel, machining through vibration, high-molecular substance, mechanical degradation, microcrack, polymerization.

В условиях одновременного воздействия на металл поверхностно-активных веществ (ПАВ) и механических напряжений повышается пластичность и понижается прочность материала. Процесс имеет энергосиловой характер и обусловлен снижением поверхностной энергии твердых тел. Явление адсорбционного понижения прочности металлов изучено в присутствии низкомолекулярных веществ [1].

Эффект Ребиндера также реализуется в присутствии высокомолекулярных веществ. Особенность механообработки гетерофазных систем "полимер — металл" определяется адсорбцией свободных макрорадикалов, образующихся при механокрекинге макромолекул, которая приводит к снижению поверхностной энергии обрабатываемого металла. Механизм диспергирующего действия высокомолекулярных органических веществ до конца еще не раскрыт. Однако предпосылкой получения дополнительной информации является то, что в гетерофазных системах "твердое тело — полимер", работающих в условиях подвода механической энергии, протекают встречные процессы — механокрекинг и механосинтез, которые сопровождаются образованием молекулярных осколков в виде низкомолекулярных газообразных продуктов [2]. При этом некоторые из них полимеризуются на вновь образующихся поверхностях твердых частиц. Можно предположить, что продукты механокрекинга проникают в поверхностные трещины, формируя на их гранях тонкие пленки, которые препятствуют их смыканию. Возможность проникновения органической среды в поверхностные микротрещины ранее исследована на дисперсном кварце и меди, подвергнутых диспергированию совместно с полиметилметакрилатом [3].

Была поставлена задача — исследовать механизм диспергирования металлов в присутствии твердофазного высокомолекулярного соединения на примере диспергирования стальной стружки. Объект исследования — стружка из стали Р6М5 (таблица), полученная сухим точением заготовки (без полива зоны резания смазочно-охлаждающей жидкостью).

Размол стальной стружки выполняли в энергонапряженной вибромельнице [4, 5] при частоте колебаний контейнера 650÷850 мин$^{-1}$ и амплитуде 90 мм в присутствии твердофазного высокомолекулярного соединения. Использовали эмульсионный по-

Химический состав стружки из стали Р6М5, %

Химические элементы										
C	W	Cr	Ni	V	Mo	Mn	Si	S	P	Fe
0,82÷0,90	5,5÷6,5	3,8÷4,4	⩽0,4	1,7÷2,1	5,0÷5,5	0,4	0,5	⩽0,03	⩽0,035	Остальное

лиметилметакрилат (ПММА, молекулярная масса 600 000); интенсивность измельчения 1:20; время размола 3÷21 мин. Перед измельчением стружку предварительно обрабатывали в центрифуге, затем промывали в бензине Б-70 и ацетоне, после чего просушивали при температуре 60÷80 °С в течение 2 ч.

Рентгенографические исследования проводили на дифрактометре ДРОН-2. Содержание углерода в металле определяли по количеству двуокиси углерода, образующейся при прокаливании полученного порошка в токе кислорода (ГОСТ 16412.7—80). Удельную поверхность порошка определяли методом газопроницаемости на приборе Т-3. Морфологию порошковых частиц исследовали на растровом электронном микроскопе JSM-25SII (Япония). Температуру стенок механореактора при размоле фиксировали с помощью лазерного инфракрасного пирометра С-20.1. Стружка подвергалась виброобработке в присутствии 2 % по массе ПММА. Часть полученного порошка отмывали от органического соединения и сушили. По полученным данным строили зависимости изменения содержания углерода в порошке от времени виброобработки (рис. 1).

Установлено, что при виброобработке содержание углерода снижается (см. рис. 1), что объясняется механодеструкцией поли-

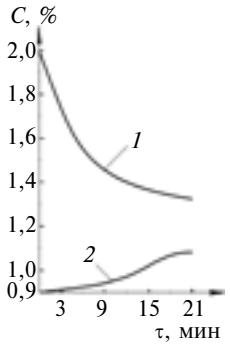


Рис. 1. Зависимости изменения содержания углерода в порошке из стали Р6М5 от времени обработки:
1 — полимер не отмывали; *2* — полимер отмывали растворителем

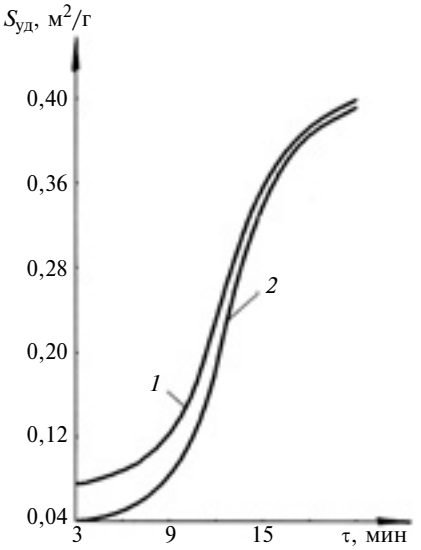


Рис. 2. Зависимости изменения удельной поверхности порошка от времени виброобработки стружки из стали Р6М5 в присутствии 2 % ПММА:
1 — полимер не отмывали; *2* — полимер отмывали растворителем

мерных цепей и образованием молекулярных осколков в виде газообразных продуктов. Наибольшее снижение содержания углерода происходит в первые 10 мин. Содержание углерода в отмытом от полимера порошке с увеличением времени виброобработки повышается. Это связано с увеличением удельной поверхности порошка быстрорежущей стали. Причем наибольшая скорость увеличения удельной поверхности имеет место после 10 мин виброобработки (рис. 2). Затем интенсивность процесса снижается.

По накоплению углерода в системе и развитию поверхности твердой фазы можно судить о формировании поверхностей в присутствии продуктов механокрекинга. Существует два вида развития поверхности: измельчение твердых частичек; образование поверхностных микротрещин. Первый регистрируется методом газопроникновения. Удельная поверхность определяется средним размером размолотых частиц. Микротрещины данным методом не регистрируются.

Механическая обработка происходит следующим образом. Сначала макрогранула обрабатываемого материала при ударе раскалывается. На это затрачивается только часть энергии. Остальная энергия идет на образование сети трещин, что предопределяет дробление осколков на еще меньшие частицы. По мере уменьшения среднего размера частиц повышается вероятность увеличения бездефектной структуры, в результате показатели механических свойств микрочастиц повышаются. При постоянстве затрачиваемой энергии интенсивность диспергирования замедляется.

На рис. 3 представлена зависимость изменения размеров блоков мозаики (области когерентного рассеяния) порошка, полученного диспергированием стружки из стали Р6М5 в присутствии полимерной среды.

На начальном этапе дезинтеграции наблюдается трехкратное (относительно исходного материала) уменьшение размеров блоков мозаики. После 10 мин обработки увеличиваются размеры кристаллических блоков.

Причина снижения скорости диспергирования твердой фазы — привитая полимеризация продуктов механодеструкции на твердых поверхностях. Высокодисперсные (менее 5 мкм) металлические частицы, покрытые органическими пленками, слипаются и образуют наполненные композиции, подобные гранулам, в которых полимерная составляющая играет роль связующего, а дисперсные твердые частицы являются на-

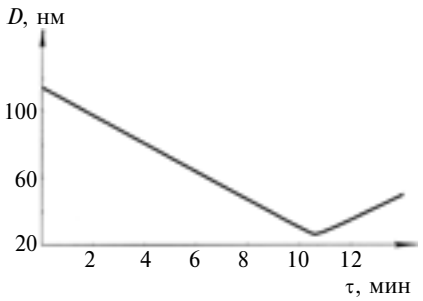


Рис. 3. Зависимость изменения размеров блоков мозаики при виброобработке стружки из стали Р6М5 в присутствии 2 % ПММА

полнителем (рис. 4, см. обложку). В этих условиях демпфирующие свойства системы усиливаются, а эффективная работа диспергирования твердой фазы уменьшается.

На следующем этапе диспергирования твердой фазы в присутствии высокомолекулярной среды под действием циклических локальных напряжений, создаваемых мелющими телами и в результате трения частиц, на их поверхности зарождаются микротрещины. Многие из них самозалечиваются, т. е. их развитие сдерживается смыканием граней. Однако в некоторые полости проникают (всасываются в момент раскрытия) продукты механодеструкции, которые адсорбируются на гранях трещин с образованием привитых пленок, что препятствует самозалечиванию. В микротрещинах образуются так называемые клинья, способствующие развитию поверхностей разрушения [2].

Вследствие технологической предыстории структура поверхности макрогранул в исходном состоянии также дефектна, т. е. высокомолекулярное вещество принимает активное участие на всех этапах диспергирования твердой фазы. Однако при недостаточности подводимой механической энергии и повышении бездефектности структуры твердых частиц значимость высокомолекулярной среды становится более существенной.

Анализ полученных данных показал, что при виброобработке металлов вместе с механически деструктируемым полимером развитие поверхности проходит в два этапа: раскалывание частиц и формирование поверхностных микротрещин. Развитию последних способствуют привитая полимеризация продуктов механокрекинга органической среды на атомарно чистых поверхностях граней микротрещин. Возможно капсулирование органического вещества в твердой фазе.

Таким образом, преимущество высокомолекулярных соединений состоит в интенсификации диспергирования металлов, механизм которого связан с механокрекингом и образованием активных осколков макромолекул.

Эффект Ребиндера и понижение прочности металлов в присутствии механически деструктируемых полимеров объединяет то, что продвижение фронта трещины протекает в условиях внешних циклических нагрузок, проникновения в трещину органического вещества, что обусловливает расклинивающее воздействие.

Механизм понижения прочности металла в присутствии механически деструктируемых полимеров и эффект Ребиндера отличаются природой происхождения расклинивающих сил и их величиной.

Эффект Ребиндера указывает на то, что продвижению фронта трещины способствуют расклинивающие силы, вызванные столкновением двух молекул низкомолекулярного ПАВ в тупиковой области микротрещины (одна молекула мигрирует по одной грани, другая — по другой).

При диспергирующем действии деструктируемых полимеров свободные радикалы и молекулы мономера всасываются образуемыми микротрещинами. Поэтому на атомарно чистых гранях трещины происходит полимеризация с образованием высокомолекулярного продукта, т. е. микротрещина становится механореактором, в котором происходят механохимические процессы [6]. Синтез высокомолекулярного продукта относится к числу экзотермических процессов и сопровождается выделением теплоты, что подтверждается экспериментами.

Стружку из стали Р6М5 вместе с ПММА разного содержания подвергали виброобработке в герметичном контейнере. Установлено, что при всех концентрациях полимера температура механореактора превышает температуру

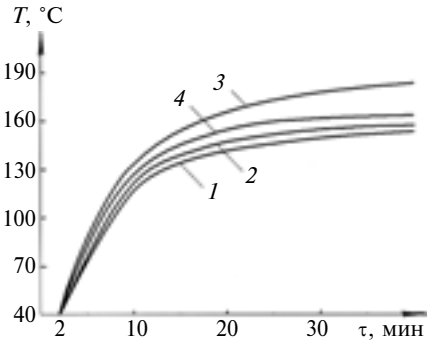


Рис. 5. Зависимости изменения температуры механореактора от времени обработки без ПММА (*1*) и при 1 (*2*); 2 (*3*) и 3 (*4*) % ПММА

механореактора при диспергировании стружки без введения органического соединения. Максимальная температура наблюдалась при введении 2 % ПММА (рис. 5).

Особенность синтеза высокомолекулярного соединения заключается в том, что наряду с образованием твердофазного синтезируемого вещества в полости микродефекта образуется множество пузырьков из газообразных продуктов термодеструкции. Поэтому объем вещества, формируемого в полости микротрещины, стремится превзойти объем микрореактора. Однако выходу вспучивающегося полимеризата из полости микротрещины препятствуют силы адгезии между полимеризатом и твердой поверхностью граней микродефекта. Поэтому на каждую грань микротрещины действует не одна сила, вызванная столкновением двух молекул, а система сил, распределенных по образующей каждой грани, что приводит к более резкому повышению напряжений в тупиковой области и продвижению фронта трещины в глубь металла. Таким образом, возникновение расклинивающих сил — следствие синтеза высокомолекулярного вещества, выделения теплоты и образования пор из-за увеличения объема. Кроме того, даже единичное разрушение макромолекулы вызывает в макроцепи диспропорционирование и окислительно-восстановитель-

УДК 621.048

М. А. ТАМАРКИН, д-р техн. наук, Э. Э. ТИЩЕНКО,
А. А. ТИХОНОВ, кандидаты технических наук (Донской ГТУ,
г. Ростов-на-Дону), e-mail: tehn_rostov@mail.ru

Исследование параметров качества поверхностного слоя детали при гидроабразивной обработке

Исследованы параметры качества поверхностного слоя при гидроабразивной обработке и единичное взаимодействие частицы среды с обрабатываемой поверхностью. Определены скорость соударения частиц с поверхностью и среднее арифметическое отклонение профиля полученной поверхности с учетом режима обработки и свойств материала детали. Дана методика проектирования технологических процессов гидроабразивной обработки.

Ключевые слова: гидроабразивная обработка, среднее арифметическое отклонение профиля поверхности.

Perfection factors of facial layer at hydro-abrasive working and single-piece interaction of surroundings particle with job surface were analyzed. Impact speed of particle with surface and arithmetic average of surface irregularities of obtained surface with allowance for machining conditions and part material properties were determined. Design technique procedure of hydro-abrasive working was given.

Keywords: hydro-abrasive working, arithmetic average of surface irregularities.

Гидроабразивная обработка — одна из разновидностей обработки деталей свободными абразивами, позволяет обрабатывать фасонные детали, которые нельзя обрабатывать на станках. Данный вид обработки не получил широкого распространения вследствие его малой изученности.

Гидроабразивная обработка (ГАО) заключается в направлении струи суспензии, состоящей из воды и частиц абразивных материалов, на обрабатываемую поверхность заготовки под действием потока сжатого воздуха, который повышает скорость истечения суспензии из сопла. После такой обработки образуются чистые матовые поверхности без направленных рисок, характерных для лезвийной обработки. Действие режущих кромок абразивных частиц на обрабатываемую поверхность непродолжительно и имеет ударный характер.

Химически активные вещества, добавленные в суспензию, улучшают воздействие абразивных частиц на обрабатываемую поверхность, процесс ускоряется и количество удаляемого металла увеличивается.

Компактность струи суспензии определяет площадь ее взаимодействия с обрабатываемой поверхностью и при прочих одинаковых условиях является главным фактором, обеспечивающим наибольшее удельное давление струи на заготовку. Движение струи сопровождается бомбардировкой обрабатываемой поверхности абразивными частицами. В отличие от резания связанным абразивом, после которого на обработанной поверхности остаются риски и микротрещины, струйная ГАО не создает направленной шероховатости, способствует упрочнению поверхности и, как следствие, повышению усталост-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 39)

ные процессы, которые сопровождаются даже при отсутствии подвода механической энергии распадом макромолекулы и выделением большого количества активных продуктов, участвующих в диспергировании металла и повышающих вероятность заполнения раскрывающихся на поверхности металла микротрещин продуктами механокрекинга.

Таким образом, при размоле металлов в присутствии высокомолекулярных соединений реализуется процесс дезинтеграции металла, энергетически более выгодный, чем в присутствии низкомолекулярных ПАВ. Кинетика развития трещины в данном случае определяется не только соотношением скоростей продвижения фронта трещины и миграции молекул низкомолекулярного ПАВ, но и скоростью механохимических процессов и концентрацией продуктов механо- и термокрекинга, образующихся в полостях микротрещин.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лихтман В. И., Щукин Е. Д., Ребиндер П. А.** Физико-химическая механика металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1962. 303 с.

2. **Гороховский Г. А., Дмитриева Т. В., Граевская Л. М.** Встречные процессы механодеструкции и механополимеризации, сопровождающие механообработку системы ПММА-А и ММА-А // Укр. хим. журн. 1979. № 6 (43). С. 618—621.

3. **Получение** металлических порошков методом измельчения стружкоотходов / Г. А. Гороховский, В. Г. Чернышев, В. П. Рева и др. // Порошковая металлургия. 1988. № 12. С. 1—8.

4. **А. с. 1573612 СССР.** Вибрационная мельница.

5. **Онищенко Д. В., Рева В. П.** Получение нанопорошка карбида вольфрама методом механической активации // Физика и химия обработки материалов. 2011. № 2. С. 71—77.

6. **Гороховский Г. А., Граевская Л. М.** К вопросу о циклической прочности металлопластов // Докл. АН УРСР. Сер. Б. 1980. № 3. С. 34—36.

ной прочности обработанных деталей.

Механическая обработка металла сопровождается значительными усилиями и выделением в зоне резания большого количества теплоты, что вызывает пластическую деформацию поверхностного слоя. При струйной ГАО температура деталей не изменяется. Микронагрев, возникающий при отделении стружки абразивной частицей, устраняется потоком суспензии, в котором находится частица.

Струйную ГАО целесообразно применять для обработки сложных поверхностей, так как кроме значительного уменьшения времени обработки этот способ позволяет механизировать отделочные операции и улучшить условия труда. При изготовлении и ремонте изделий ГАО применяют: для отделки деталей особо сложной конфигурации; уменьшения шероховатости поверхности при обеспечении высокой точности изготовления детали; получения чистой поверхности без направленных следов обработки, с созданием наклепа для повышения усталостной прочности; получения поверхностей с высокой капиллярностью для повышения износостойкости и сцепления с покрытиями и красками; повышения стойкости инструмента путем устранения следов механической обработки; удаления окалины, ржавчины и очистки поверхностей от загрязнений; снятия заусенцев и грата.

В настоящее время для проведения ГАО применяют установки разных конструкций, отличающиеся способами подачи суспензии к струйному аппарату и ее ускорениями. По способу подачи суспензии к струйному аппарату и на обрабатываемую заготовку существуют установки:

с эжекцией суспензии в струйный аппарат и последующим ускорением ее газом или водой;

с нагнетанием суспензии газом, водой или насосом с последующим истечением ее через сопло;

с нагнетанием суспензии газом, водой или насосом и последующим ускорением ее лопастями ротора, газом или водой [1].

Технологические параметры струйной ГАО в значительной степени определяются свойствами и характеристиками абразивных материалов, выпускаемых в виде зерен и порошков, которые отличаются строением, прочностью, содержанием и примесями. При ГАО применяют как природные, так и искусственные минеральные абразивные материалы.

Несмотря на высокую производительность и значительные преимущества по сравнению с другими методами обработки свободным абразивом метод ГАО на сегодняшний день изучен недостаточно. Исследованию основных закономерностей и технологических возможностей ГАО посвящено мало работ. Наибольший интерес представляют работы Е. Ф. Непомнящего, А. Е. Проволоцкого, В. А. Шманева, А. П. Шулепова и др. [2—4]. В некоторых работах приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований влияния технологических параметров процесса на шероховатость обработанной поверхности.

Анализируя результаты исследований ГАО, можно сделать вывод, что недостаточно полно описывается сам процесс обработки, полученные зависимости носят эмпирический характер или рассматриваются частные вопросы. Большим препятствием при проектировании технологии ГАО является недостаточная изученность формирования шероховатости обработанной поверхности. Нет сведений о рациональных режимах формирования параметров качества поверхностного слоя деталей, слабо изучено влияние механических характеристик обрабатываемого материала.

С целью разработки методики проектирования технологии ГАО были проведены теоретические и экспериментальные исследования процесса. Определена скорость соударения частиц с обрабатываемой поверхностью детали по известной зависимости гидродинамики: $v_{ч} = K_L\sqrt{2p_{дин}/\rho_{см}}$, где K_L — коэффициент потерь, учитывающий расстояние до обрабатываемой поверхности, определяется экспериментально; $p_{дин}$ — динамическое давление пульпы или воздуха, Па; $\rho_{см}$ — плотность пульпы, кг/м^3.

Проведен подробный анализ формирования шероховатости обработанной поверхности. Один из важнейших вопросов — теоретическое моделирование взаимодействия одной частицы рабочей среды с поверхностью детали при гидроабразивной обработке, для чего была использована методика Е. Ф. Непомнящего [3]. Рассмотрен случай косого соударения жесткой частицы с деформируемой поверхностью. При этом учитывалось только скольжение частицы по поверхности детали, исключая ее возможное перекатывание. Такое взаимодействие частицы с деформируемым полупространством описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} m\dfrac{\mathrm{d}^2h}{\mathrm{d}t^2} = -F_N; \\ m\dfrac{\mathrm{d}^2x}{\mathrm{d}t^2} = -F_\tau, \end{cases}$$

где m — масса частицы, кг; h — глубина внедрения частицы, м; t — время, с; F_N и F_τ — нормальная и касательная составляющие силы, действующие на частицу среды только в течение времени взаимодействия, Н.

Длительность контакта определяли из условия $\mathrm{d}h/\mathrm{d}t \geqslant 0$. Мо-

дель линейной зависимости сил контактного взаимодействия от глубины внедрения частицы в активной фазе соударения основана на гипотезе Н. М. Михина [5] о пластическом характере контакта.

Решение системы уравнений с начальными условиями: $h = 0$, $\mathrm{d}h/\mathrm{d}t = \pm v_{\text{ч}}\sin\alpha'$ при $t = 0$ (где α' — угол соударения) и $h = h_{\max}$, $\mathrm{d}h/\mathrm{d}t = 0$ при $t = \tau$ (где τ — длительность контакта) позволило определить максимальную глубину внедрения абразивной частицы и съём металла за один удар. Теория пластического контакта сферического индентора с деформируемым полупространством позволила получить зависимость для максимальной глубины внедрения частицы, которая при ГАО имеет вид:

$$h_{\max} = DK_L\sin\alpha\sqrt{\frac{2p_{\text{дин}}\rho_{\text{ч}}}{3c\rho_{\text{см}}k_\sigma\sigma_s}},$$

где D — диаметр частицы; $\rho_{\text{ч}}$ — плотность материала частицы; σ_s — предел текучести материала детали, Па; c — коэффициент, определяющий несущую способность контактной поверхности; α — средний угол соударения частиц с поверхностью детали.

Микрорельеф поверхности в процессе обработки образуется многократным наложением и пересечением царапин, оставляемых абразивными частицами. В результате на поверхности детали создается новый микрорельеф, параметры которого не зависят от исходного профиля, а определяются только технологическими режимами и размерами частиц. Параметры шероховатости обработанной поверхности рассчитывали по методике, предложенной профессором А. В. Королевым [6] для описания теоретико-вероятностного процесса формирования шероховатости поверхности детали при абразивной обработке.

Из практического опыта и геометрических соображений получено соотношение ширины и глубины абразивных царапин $b_i \approx 3{,}8a_i$.

Установлено, что лишь небольшая часть из общего числа участвующих во взаимодействии частиц оставляет следы глубиной, близкой к $h_{\max}$. Функция распределения глубины внедрения частиц в обрабатываемую поверхность аппроксимируется степенной зависимостью:

$$z_i = 0{,}5z_0(h_i/H_0)^k$$

$$\text{при } 0 \leqslant h_i \leqslant H_0,$$

где z_i — число лунок на расстоянии h_i от отпечатка с наибольшей глубиной $h_{\max}$; z_0 — номинальное число взаимодействующих частиц над квадратом упаковки рабочей среды; H_0 — разность глубин следов; $k \leqslant 3$ — показатель распределения глубины царапин.

За условную высоту $H_{\text{ус}}$ неровностей обработанной поверхности принимали расстояние от средней линии, проведенной между вершинами неровностей в данном поперечном сечении детали, до уровня самых глубоких впадин на поверхности. Учитывая, что края царапин примерно равномерно смещаются вверх и вниз от средней линии, за глубину внедрения равномерно смещаются вверх и вниз от средней линии, за глубину внедрения частиц в рассматриваемом поперечном сечении принимали глубину, отсчитываемую от этой линии. Дальнейшие расчеты проводили для единицы длины $L_{\text{ед}}$ нормального сечения детали.

Величину $H_{\text{ус}}$ определяли из условия: $\sum\limits_{i=1}^{z_{\text{с}}} b_i = \sum\limits_{i=1}^{z_{\text{с}}} 3{,}8a_i = 3{,}8\sum\limits_{i=1}^{z_{\text{с}}} a_i = L_{\text{ед}}$, где $z_{\text{с}}$ — число частиц, оставивших след в данном нормальном сечении после обработки.

Учитывая многократность соударений, суммирование заменили интегрированием:

$$\sum_{i=1}^{z_{\text{с}}}\left(1 - \frac{h_i}{h_{\max}}\right) = kz_{\text{с}}\int_0^f (1-\psi)\psi^{k-1}\mathrm{d}\psi,$$

$$\text{где } \psi = \frac{H_0}{h_{\max}}\left(2\frac{z_i}{z_0}\right)^{1/k}.$$

Интеграл представляет собой В-функцию. Выразим его через Г-функцию и после преобразований получим:

$$H_{\text{ус}} = H_0\sqrt{L_{\text{ед}}/(0{,}32h_{\max}z_0)}.$$

Подставив $h_{\max}$ вместо H_0, окончательно получим:

$$H_{\text{ус}} = 0{,}58\sqrt{h_{\max}L_{\text{ед}}/z_0}.$$

Учитывая соотношение между $H_{\text{ус}}$ и Ra, определим для ГАО среднее арифметическое отклонение установившейся шероховатости обработанной поверхности: $Ra = 0{,}09\sqrt{h_{\max}L_{\text{ед}}/z_0}$.

Так как z_0 — число зерен, проходящих через единицу длины в единицу времени, λ — число взаимодействий в единицу времени на площади квадрата упаковки, то через сторону квадрата упаковки $2R$ будет проходить $\sqrt{\lambda}$ частиц, а через единицу длины будет проходить в $L_{\text{ед}}/2R$ раз больше частиц. С учетом этого получим: $H_{\text{ус}} = 0{,}84\sqrt{h_{\max}R/\sqrt{\lambda}}$ и $Ra = 0{,}13k_\alpha^{Ra}\sqrt{h_{\max}R/\sqrt{\lambda}}$, где k_α^{Ra} — коэффициент, учитывающий угол падения струи.

Определение времени обработки — одна из важнейших задач, без решения которой невозможно проектирование технологических процессов. Для расчета

времени обработки необходимого определить:

время удаления дефектного слоя $t_{\Delta L} = \dfrac{\mathrm{e} D^2 \Delta L}{\lambda P_2 v}$, где ΔL — толщина дефектного слоя;

время достижения установившейся шероховатости $t_{Ra\ \text{уст}} = k_{\text{пр}} \mathrm{e} Rz_{\text{исх}} D^2 / (\lambda P_2 v)$, где $k_{\text{пр}}$ — коэффициент, учитывающий вид профиля исходной шероховатости; $Rz_{\text{исх}}$ — исходная шероховатость поверхности;

время изменения шероховатости поверхности $t = -\dfrac{\mathrm{e} k_{\text{пр}} Rz_{\text{исх}} D^2}{0{,}75 \lambda P_2 v} \times \ln\left(\dfrac{Ra_{\text{зад}} - Ra_{\text{уст}}}{Ra - Ra_{\text{уст}}}\right)$, где $Ra_{\text{исх}}$, $Ra_{\text{зад}}$, $Ra_{\text{ус}}$ — соответственно исходная, заданная и установившаяся шероховатости поверхности;

время удаления заусенцев и облоя: $t_{\text{з}} = k_{\text{з}} \dfrac{\mathrm{e} L_{\text{о}}^2 D}{\lambda P_2 v}$, где $L_{\text{о}}^2$ — толщина заусенца у основания; $k_{\text{з}}$ — коэффициент, учитывающий положение заусенца на детали и специфические условия взаимодействия абразивной частицы с его поверхностью;

время скругления острых кромок $t_r = k_r \dfrac{0{,}215 \mathrm{e} D r^2}{\lambda P_2 v}$, где k_r — коэффициент, учитывающий специфические условия взаимодействия абразивной частицы с кромкой детали; r — радиус скругления острой кромки.

Достоверность предложенных теоретических моделей формирования шероховатости поверхности была подтверждена комплексными экспериментальными исследованиями. Полученные модели могут быть использованы для формализации технологического проектирования ГАО. Создан банк эмпирических коэффициентов для различных условий обработки.

На рис. 1—3 представлены результаты теоретических (линии) и экспериментальных (точки) исследований и их доверительные интервалы.

По результатам теоретических и экспериментальных исследований даны технологические рекомендации по повышению эффективности ГАО. Разработана программа для расчета среднего арифметического отклонения профиля шероховатости обработанной поверхности при разных режимах обработки с использованием различных технологических сред. По результатам расчетов проведена корректировка выбранных режимов. Даны рекомендации по выбору времени обработки при решении разных технологических задач. Разработана методика оптимизации технологических параметров процесса.

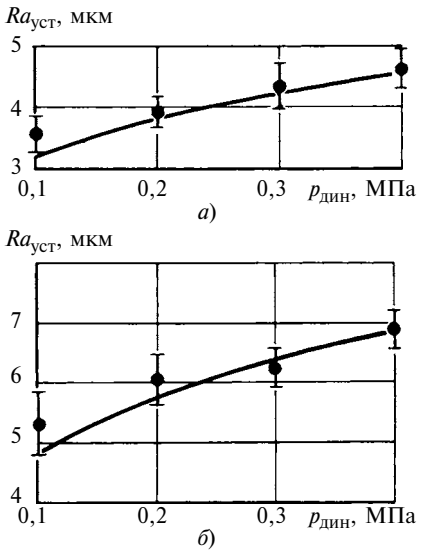


Рис. 1. Теоретическая (линия) и экспериментальная (точки) зависимости установившейся шероховатости поверхности от давления для стали 45 (*а*) и меди (*б*)

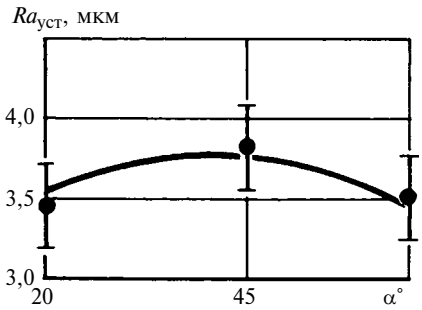


Рис. 2. Теоретическая (линия) и экспериментальная (точки) зависимости установившейся шероховатости поверхности от угла обработки для стали 45

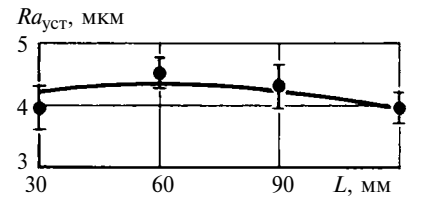


Рис. 3. Теоретическая (линия) и экспериментальная (точки) зависимости установившейся шероховатости от расстояния до обрабатываемой поверхности для алюминия Д16

Предложенная методика оптимизации технологических параметров ГАО более полно учитывает влияние механических характеристик материала детали на производительность и качество обработки. Полученные рациональные режимы ГАО позволяют сократить время обработки на 20 %. Внедрены на ОАО "Роствертол".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кошелев А. А., Эйзиер Л. А.** Технология и оборудование для автоматизированной гидроабразивной обработки деталей // Автоматизация технологических процессов в области машиностроения для животноводства и кормопроизводства. Ростов н/Д: НИИТМ, 1981. С. 37—47.

2. **Шманев В. А., Шулепов А. П., Мещеряков А. В.** Струйная гидроабразивная обработка деталей ГТД. М.: Машиностроение, 1995. 144 с.

3. **Непомнящий Е. А., Кремень З. И., Массарский М. Л.** О закономерностях образования микрорельефа поверхностей при обработке потоком абразивных частиц // Изв. вузов. Машиностроение. 1984. № 2. С. 117—121.

4. **Проволоцкий А. Е.** Струйно-абразивная обработка деталей машин. Киев: Техніка, 1989. 177 с.

5. **Михин Н. М.** Внешнее трение твердых тел. М.: Наука, 1977. 222 с.

6. **Королев А. В., Новосёлов Ю. К.** Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Саратов: Саратов. ун-т, 1989. Т. 1, 2.

УДК 621.923.1

В. А. БАХВАЛОВ, канд. техн. наук (Пермский национальный исследовательский политехнический университет), e-mail: tms@pstu.ru

Причины возникновения и пути устранения эпизодического массового брака по шлифовочным трещинам

Рассмотрены причины возникновения эпизодического массового брака по шливочным трещинам и механизм трещинообразования. Дано математическое описание напряженного состояния поверхностного слоя детали на разных стадиях шлифования. Даны рекомендации по устранению этого вида брака.

Ключевые слова: остаточные и временны́е напряжения, напряженное состояние, шлифовочные трещины, механизм образования трещин.

Causes of uprising of episodic mass reject on grinding cracks and crack formation mechanism were examined. Mathematical formulation of state of stress of detail blanket on glazing miscellanea stages was given. Recommendations on elimination of that kind of defective product were presented.

Keywords: residual and temporary stresses, state of stress, grinding crack, cracking mechanism.

Из практики моторостроительных заводов известны случаи возникновения эпизодического массового брака по шлифовочным трещинам, причины внезапного появления и исчезновения которого не связаны с изменением или нарушением технологии механической или химико-термической обработки (ХТО) и до настоящего времени достоверно не установлены.

Для установления причин этого вида брака на одном из моторостроительных заводов за трехлетний период работы был собран материал по наличию трещин на зубчатых колесах вертолетных редукторов. Средний процент брака по трещинам составил соответственно 4,7 и 3,6 % для 7323 шестерен-сателлитов (m = 6 мм, z = 29, B = 60 мм) и 248 центральных зубчатых колес (m = 6 мм, z = 47, B = 70 мм), изготовленных в этот период. В отдельные месяцы брак увеличивался более чем в 2 раза, а в отдельные недели — возрастал до 58 %. Эти изменения не зависели от времени года, объема выпуска деталей (программы) и организационно-технических мероприятий. Шестерни-сателлиты были изготовлены из стали 18Х2Н4ВА-Ш (62÷64 *HRC*) двенадцати плавок, а центральные зубчатые колеса — из стали 12Х2Н4А-Ш (60÷62 *HRC*) семи плавок. Все плавки [1] имели дилатограммы третьего типа и были предрасположены к образованию трещин [2, 3]. Брак по трещинам для разных плавок составлял от 0 до 32 %.

Известно [3], что при шлифовании деталей из цементованных и закаленных ($HRC > 60$) хромоникелевых сталей трещины распространяются в области стыка встречных пластически деформированных зон металла. Деформация носит сдвиговый характер по плоскостям с меньшим сопротивлением деформированию. Явление сдвига свидетельствует о том, что трещины возникают не при нагревании, а при охлаждении детали после выхода из зоны шлифования. Трещины, как правило, имеют замкнутый контур и распространяются по границам контура наследственных зерен аустенита. Зерна фаз, сформировавшихся при закалке, по-разному расширяются при нагревании и сокращаются при охлаждении. Это воздействует на каркас-оболочку наследственных зерен, вызывая разрушения по ослабленным участкам в виде карбидной строчечности, интерметаллидной и/или цементитной сетки, расположенным по границам зерен.

В настоящее время считают, что причиной образования шлифовочных трещин являются высокие внутренние остаточные напряжения растяжения в поверхностных слоях деталей [4, 5], которые достаточно хорошо изучены. Вопросам же формирования напряженного состояния поверхностного слоя деталей на разных этапах шлифования и определению значений временных внутренних напряжений не уделялось достаточного внимания. Основными причинами их возникновения являются: пластическая деформация поверхностного слоя; локальный быстрый нагрев поверхностных слоев с последующим быстрым охлаждением; структурные и фазовые изменения в поверхностном слое при изменении температуры.

При шлифовании цементованных и закаленных сталей указанные выше причины появляются одновременно, вызывая внутренние напряжения, величина, знак и характер распределения по глубине от шлифованной поверхности которых зависят от марки стали, ХТО и параметров процесса шлифования.

Зону контакта детали со шлифовальным кругом условно можно разделить на три участка (рис. 1): I — незначительного повышения температуры при приближении теплового источника (шлифовального круга); II — интенсивного роста контактной температуры непосредственно под тепловым источником; III — резкого снижения температуры после прохождения теплового источника.

Напряженное состояние поверхностного слоя анализировали для следующих случаев: температура шлифования в зоне контакта ниже температуры термостабильности металла; температура шлифо-

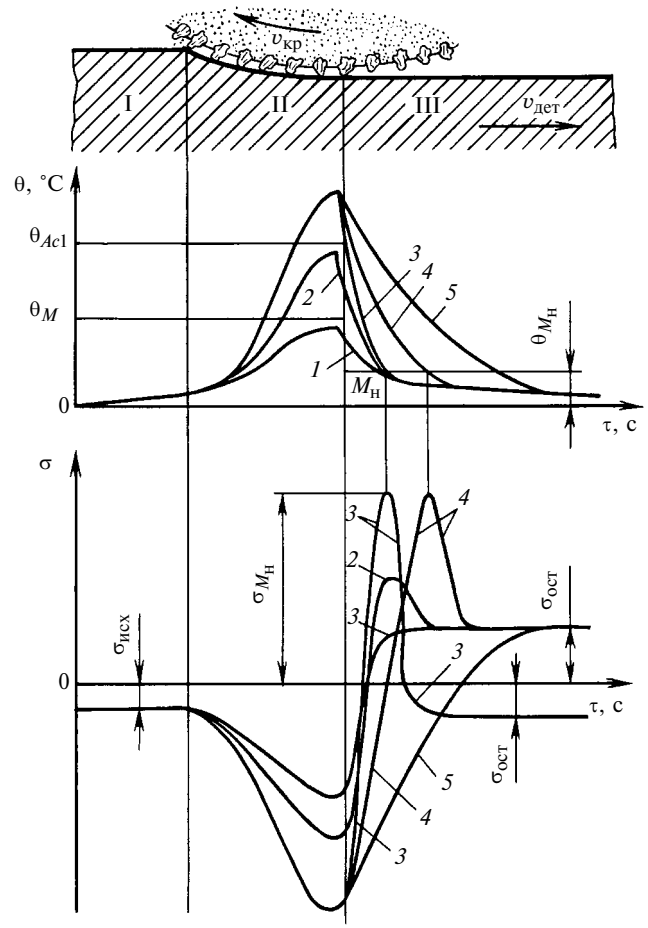


Рис. 1. Схема формирования напряжений в поверхностном слое детали при шлифовании:

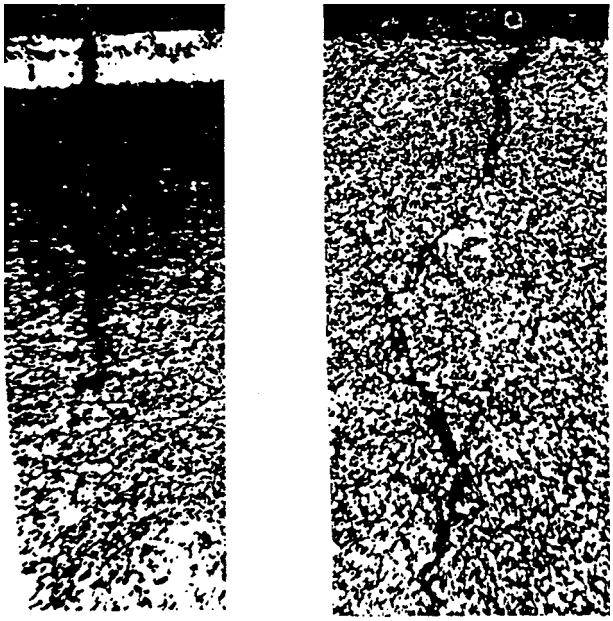
T — температура в поверхностном слое детали; θ_M, $\theta_{M_н}$, θ_{Ac1} — температуры начала превращений: структурных, мартенситного, фазовых; σ, $\sigma_{исх}$, $\sigma_{ост}$ — соответственно внутренние напряжения в поверхностном слое детали, исходные и остаточные; $\sigma_{M_н}$ — временные внутренние напряжения, возникающие при температуре $\theta_{M_н}$; $v_{кр}$ — линейная скорость на периферии шлифовального круга; $v_{дет}$ — скорость перемещения теплового источника; τ —время

вания выше температуры термостабильности металла, но ниже температуры фазовых превращений; температура шлифования выше температуры фазовых превращений.

При шлифовании без структурных превращений (см. рис. 1, кривая *1*) поверхностный слой в зоне II по мере нагревания стремится расшириться, но этому препятствуют стенка жесткой заделки зоны I и холодные глубинные слои металла. В поверхностном слое возникают сжимающие напряжения, достигающие максимального значения при наибольшей температуре нагревания. В зоне III в результате охлаждения поверхностный слой стремится сжаться, но этому препятствуют глубинные слои. В поверхностном слое возникают растягивающие напряжения, монотонно уменьшающиеся по мере удаления от поверхности детали.

При шлифовании со структурными превращениями (см. рис. 1, кривая *2*) поверхностный слой металла в зоне II при нагревании до температуры θ_M начала распада мартенсита стремится расшириться. Этому препятствуют стенка жесткой заделки зоны I и нижележащие холодные слои металла. В поверхностном слое возникают напряжения сжатия. При температуре выше θ_M поверхностный слой, с одной стороны, стремится расшириться в результате теплового воздействия, с другой — сжаться вследствие образования промежуточных структур, имеющих большую плотность по сравнению с мартенситом. При дальнейшем нагревании интенсивность роста напряжений сжатия в поверхностном слое уменьшается. Максимальные напряжения сжатия достигаются при максимальной температуре поверхностного слоя. В зоне III поверхностный слой по мере охлаждения стремится сжаться, но этому препятствуют нижележащие слои. В поверхностном слое формируются растягивающие напряжения, которые увеличиваются по мере охлаждения до температуры θ_M начала мартенситного превращения — точки $M_н$. Охлаждение до температуры ниже точки $M_н$ сопровождается $\gamma \to \alpha$ превращением с образованием мартенсита, имеющего менее плотную структуру. При этом уровень напряжений растяжения уменьшается. При отсутствии в исходном материале остаточного аустенита напряжения растяжения растут вплоть до полного остывания поверхности детали после шлифования.

При шлифовании, сопровождающемся фазовыми превращениями (см. рис. 1, кривые *3—5*), поверхностный слой в зоне II нагревается с высокой скоростью (500 °C/с и более) до температур, превышающих точку начала прямого бездиффузионного $\alpha \to \gamma$ превращения. При нагревании до температуры начала $\alpha \to \gamma$ превращения в поверхностном слое детали возникают внутренние напряжения сжатия, увеличивающиеся с повышением температуры, которые достигают максимального значения при температуре θ_{Ac1}, соответствующей точке A_{c1}. Рост температуры выше критической точки A_{c1} сопровождается $\alpha \to \gamma$ превращением, в результате структура становится более плотной. Суммирование тепловых, структурных и фазовых деформаций приводит к снижению внутренних сжимающих напряжений. При интенсивном охлаждении в зоне III до температуры критической точки $M_н$ обратного бездиффузионного $\gamma \to \alpha$ превращения (аустенита в мартенсит) поверхностный слой стремится сжаться, но этому препятствуют нижележащие слои металла, что приводит к снижению сжимающих напряжений и переходу их в растягивающие. Наибольшие внутренние напряжения растяжения достигаются при температуре, соответствующей критической точке $M_н$. Охлаждение поверхностного слоя металла ниже температуры начала мартенситного превращения при определенных условиях охлаждения может



а) *б*)

Рис. 2. Виды характерных шлифовочных трещин

сопровождаться бездиффузионным $\gamma \to \alpha$ превращением. Возможны три основных случая: 1) охлаждение протекает со скоростью выше критической скорости закалки и сопровождается превращением основной массы аустенита в мартенсит вторичной закалки (см. рис. 1, кривая *3*); 2) охлаждение протекает со скоростью, близкой к критической скорости закалки, и сопровождается частичным $\gamma \to \alpha$ превращением (см. рис. 1, кривая *4*); 3) охлаждение протекает настолько медленно, что бездиффузионное $\gamma \to \alpha$ превращение практически отсутствует (см. рис. 1, кривая *5*).

В первом случае на поверхности детали образуется "белый" слой вторичной закалки, под которым залегают слои, состоящие из продуктов распада аустенита (рис. 2, *а*). В результате полного $\gamma \to \alpha$ превращения металл поверхностного слоя стремится расшириться, но этому препятствуют нижележащие слои. В тонком поверхностном слое возникают напряжения сжатия (см. рис. 1, кривая *3*), которые на границе "белого" слоя меняют знак и при удалении от поверхности в зоне промежуточных структур распада аустенита переходят в растягивающие напряжения. Во втором случае "белый" слой на поверхности детали не образуется (рис. 2, *б*). Частичное $\gamma \to \alpha$ превращение приводит к некоторому снижению растягивающих напряжений (см. рис. 1, кривая *4*). В третьем случае вследствие отсутствия $\gamma \to \alpha$ превращения внутренние напряжения растяжения будут увеличиваться по мере охлаждения поверхности до температуры окружающей среды (см. рис. 1, кривая *5*). Этот случай в практике встречается крайне редко.

Если при охлаждении до температуры критической точки $M_н$ суммарные растягивающие напряжения в зоне III превысят предел прочности материала, то неизбежно возникнут трещины. Охлаждение ниже точки $M_н$ до температуры окружающей среды при значительном $\gamma \to \alpha$ превращении сопровождается уменьшением внутренних напряжений растяжения, а в некоторых случаях возникновением в тонких поверхностных слоях остаточных напряжений сжатия, что приводит к образованию выпуклых краев у трещин на поверхности детали (см. рис. 2, *а*). Если при охлаждении ниже точки $M_н$ имеет место незначительный распад аустенита или полное отсутствие $\gamma \to \alpha$ превращения, то в поверхностном слое детали формируются остаточные напряжения растяжения, а трещины на поверхности детали имеют вогнутые края (см. рис. 2, *б*).

Внутренние напряжения в поверхностном слое в любой момент шлифования можно выразить уравнением

$$\sigma = \sigma_{исх} + \sigma_н + \sigma_о + \sigma_м, \qquad (1)$$

где $\sigma_{исх}$ — напряжения в поверхностном слое до шлифования; $\sigma_н$, $\sigma_о$, $\sigma_м$ — напряжения, возникающие соответственно при нагревании и охлаждении поверхности и от тепловой деформации матрицы.

Напряжения сжатия, возникающие при нагревании:

$$\sigma_н = \int_{\theta_0}^{\theta_{max}} E_н(\theta)\alpha_н(\theta)d\theta, \qquad (2)$$

где $E_н$ — модуль упругости металла поверхностного слоя детали при нагревании; $\alpha_н$ — температурный коэффициент линейного расширения (ТКЛР) металла поверхностного слоя детали при нагревании; θ_0 и θ_{max} — начальная и максимальная температуры нагревания.

Напряжения растяжения, возникающие при охлаждении:

$$\sigma_о = \int_{\theta_{max}}^{\theta} E_о(\theta)\alpha_о(\theta)d\theta, \qquad (3)$$

где $E_о$ — модуль упругости металла поверхностного слоя детали при охлаждении; $\alpha_о$ — температурный коэффициент линейного сжатия (ТКЛС) металла поверхностного слоя детали при охлаждении.

Напряжения, возникающие в шлифованной поверхности в результате изменения объема матрицы:

$$\sigma_м = \int_{\theta_0}^{\theta_M} E_н(\theta)\alpha_н(\theta)d\theta + \int_{\theta_M}^{\theta} E_о(\theta)\alpha_о(\theta)d\theta. \qquad (4)$$

Учитывая относительно невысокие температуру нагревания (<300 °С) и скорость охлаждения (<500 °С/с), а также значительное запаздывание во времени (относительно поверхностного слоя)

термических процессов, протекающих в матрице, влиянием изменения объема матрицы при охлаждении можно пренебречь.

Подставив уравнения (2)—(4) в уравнение (1), определим напряжения в поверхностном слое в процессе шлифования:

$$\sigma = \int_{\theta_0}^{\theta_{max}} E_н(\theta)\alpha_н(\theta)d\theta + \int_{\theta_{max}}^{\theta} E_о(\theta)\alpha_о(\theta)d\theta + \int_{\theta_0}^{\theta_M} E_н(\theta)\alpha_о(\theta)d\theta.$$

Остаточные напряжения в поверхностном слое после полного остывания детали можно представить уравнением

$$\sigma_{ост} = \sigma_{исх} + \int_{20\ °C}^{\theta_{max}} E_н(\theta)\alpha_н(\theta)d\theta + \int_{\theta_{max}}^{20\ °C} E_о(\theta)\alpha_о(\theta)d\theta.$$

Структурные и фазовые превращения в приведенных выше уравнениях учитываются величиной и знаком ТКЛР материала поверхностного слоя детали при нагревании и ТКЛС — при охлаждении.

В предположении, что эпизодическое появление массового брака по шлифовочным трещинам связано с исходным состоянием поверхностного слоя зубьев перед шлифованием, автором было исследовано влияние на качество поверхностного слоя образцов из сталей 12Х2Н4А-Ш и 18Х2Н4ВА-Ш четырнадцати плавок (все плавки согласно классификации [1] имели дилатограммы третьего типа). Образцы металлов разных плавок были одновременно подвергнуты ХТО (цементация, закалка, обработка холодом, низкотемпературный отпуск). Несмотря на одновременную ХТО всех образцов (за одну садку), насыщенность поверхностного слоя образцов углеродом колебалась от 0,8 до 1,2 %, что существенно влияло на положение критических точек $M_н$.

Аустенит в образцах металла разных плавок распадался в области достаточно низких температур ($80 < \theta_M < 120$ °С). Количество остаточного аустенита в поверхностном слое образцов металла разных плавок колебалось от 6,8 до 10,9 %.

Экспериментально определенные значения ТКЛР при нагревании и ТКЛС при охлаждении образцов металла разных плавок отличались до 35 %. Столь существенные колебания ТКЛР и ТКЛС в сочетании с изменением положения точки $M_н$ в пределах ±30 °С приводят к тому, что внутренние напряжения растяжения, возникающие при охлаждении поверхности после шлифования образцов материала разных плавок, при определенных сочетаниях значений коэффициентов и положений точки $M_н$, могут отличаться до 50 %.

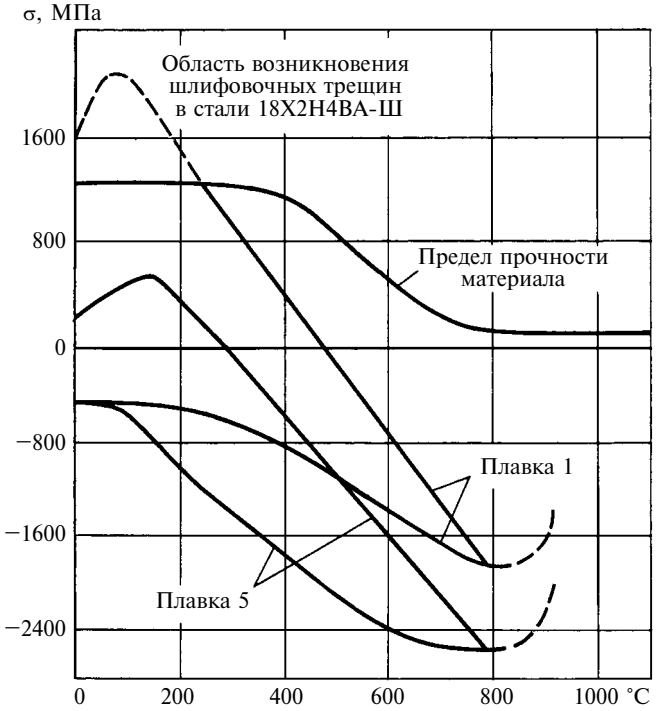


Рис. 3. Изменения временных внутренних напряжений в поверхностном слое детали при шлифовании

Наибольшие внутренние напряжения растяжения наблюдаются при шлифовании деталей из металла, имеющего наименьшие значения ТКЛР при нагревании и наибольшие значения ТКЛС при охлаждении в области распада аустенита ниже 100 °С. Этим условиям соответствовали образцы, изготовленные из стали 12Х2Н4А-Ш двух разных плавок и стали 18Х2Н4ВА-Ш одной плавки: именно на них (даже при шлифовании на мягких режимах) возникали трещины. На образцах металлов других плавок (при шлифовании даже на грубых режимах) трещины не были обнаружены.

В качестве примера на рис. 3 приведены расчетные внутренние напряжения на поверхности образцов из стали 18Х2Н4ВА-Ш двух разных плавок в зависимости от изменения температуры при нагревании и охлаждении.

Рассмотренный механизм формирования напряженного состояния поверхностного слоя металла при шлифовании и возникновения шлифовочных трещин с качественной стороны является общим для любой схемы шлифования. Изменение параметров шлифования накладывает определенный отпечаток на теплонапряженность процесса и напряженность материала, но не меняет сути механизма формирования напряженного состояния поверхностных слоев деталей при шлифовании.

На основании проведенных исследований можно утверждать, что на образование шлифовочных трещин влияют не остаточные, а временные внутренние напряжения растяжения, превышающие предел прочности материала детали, возникающие при охлаждении поверхности до температуры начала мартенситного превращения — точки $M_н$.

В деталях с дилатограммами первого и второго типов трещины при шлифовании не образуются, а в деталях с дилатограммами третьего типа (согласно классификации [1]) шлифовочные трещины образуются, если металл деталей имеет при высоких значениях ТКЛС при охлаждении низкие значения ТКЛР при нагревании и положение точки $M_н$ в области температур ниже 100 °С.

Для устранения условий возникновения трещин при шлифовании целесообразно:

подвергать ХТО партии деталей из металла одной плавки;

после ХТО контролировать на образцах-свидетелях значения ТКЛР при нагревании ТКЛС при охлаждении и положение точки $M_н$;

с учетом конкретных величин ТКЛР и ТКЛС и положения точки $M_н$ корректировать режимы шлифования партии деталей таким образом, чтобы температура θ_{max} шлифования не превышала значений, при которых временные внутренние растягивающие напряжения, возникающие при охлаждении деталей до температуры θ_M начала мартенситного превращения (точка $M_н$), превышают предел прочности обрабатываемого металла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Нахимов А. М.** Методы устранения трещин при цементации деталей из хромоникелевых сталей // Вестник машиностроения. 1955. № 3. С. 74, 75.
2. **Бахвалов В. А.** К вопросу о трещинообразовании при шлифовании хромоникелевых сталей // Сб. науч. тр. № 165 Пермского ПИ "Технологические методы повышения качества и долговечности деталей машин". Пермь: ППИ, 1975. С. 50—53.
3. **Якимов А. В.** Оптимизация процесса шлифования. М.: Машиностроение, 1975. 176 с.
4. **Подзей А. А.** Технологические остаточные напряжения. М.: Машиностроение, 1972. 216 с.
5. **Технология** машиностроения: В 2 кн. Кн. 1. Основы технологии машиностроения: Учеб. пособ. для вузов / Э. Л. Жуков, И. И. Козарь, С. Л. Мурашкин и др.; Под ред. С. Л. Мурашкина. 2-е изд., доп. М.: Высшая школа, 2005. 278 с.

УДК 670.191.33

П. О. МАРУЩАК, д-р техн. наук, А. П. СОРОЧАК, В. С. МОЧАРСКИЙ (Тернопольский НТУ им. Ивана Пулюя), e-mail: maruschak.tu.edu@gmail.com

Фрактографический анализ поверхности и механизмов разрушения стали 15Х13МФ после лазерной ударно-волновой обработки[1]

Исследовано влияние лазерной ударно-волновой обработки на морфологию поверхности и закономерности разрушения теплостойкой стали 15Х13МФ. Фрактодиагностическим метолом установлено, что механизм разрушения материала меняется с хрупкого скола на вязко-хрупкий.

Ключевые слова: ударно-волновая обработка, модификация поверхности, теплостойкая сталь, рельеф.

Influence of laser impact-wave processing on surface morphology and relationships of hot-working 15X13 MF steel destruction were studied. It was determined by fractography and diagnostic method that fracture mechanism of material fluctuates with shearing distortion on viscous-brittle one.

Keywords: impact-wave processing, surface modification, hot-working steel, relief.

Лазерная ударно-волновая обработка — один из наиболее современных и перспективных методов модификации поверхностных и внутренних слоев материалов [1]. Ее использование и оптимизация режимов обработки дают возможность увеличить долговечность конструкций в результате повышения трещиностойкости локальных участков материала и возникновения полей остаточных напряжений сжатия в приповерхностных слоях [2—4].

Известны способы обработки материалов высокоэнергетическими лазерными импульсами, например в прозрачных конденсированных средах [1, 5]. В то же время многообразие закономерностей формирования рельефа обработанной поверхности и механизмов разрушения материала после лазерной ударно-волновой обработки обусловливают необходимость проведения дальнейших исследований в данной области [6].

Подходы фрактодиагностики позволяют рассматривать деформационные процессы на нескольких структурно-иерархических уровнях, что более

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Государственного агентства по науке, инновациям и информатизации Украины. Регистрационный номер проекта 0112U005148.

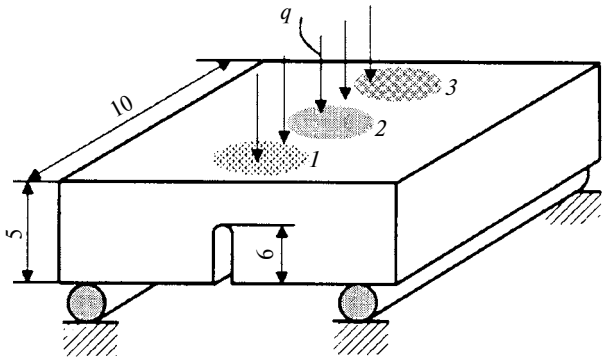


Рис. 1. Схема приложения нагрузки к пластине с участками поверхности, упрочненными лазерной обработкой на воздухе (*1*), в воде (*2*) и в чернилах (*3*)

корректно учитывает строение реальных физико-механических систем [7, 8]. Использование данных физических закономерностей является основой структурного подхода, определяющая особенность которого — стадийность деформирования и разрушения с учетом внешних и внутренних структурных параметров материала [8, 9].

Современные подходы к анализу закономерностей модификации и разрушения материалов после лазерной ударно-волновой обработки основаны преимущественно на физических особенностях волновых процессов и теории дислокаций [9]. Инженерное использование фрактодиагностических подходов для оценки причин разрушения материалов и конструкций обусловливает необходимость самосогласованного описания всех иерархических уровней и термодинамических состояний материалов после лазерной ударно-волновой обработки [10].

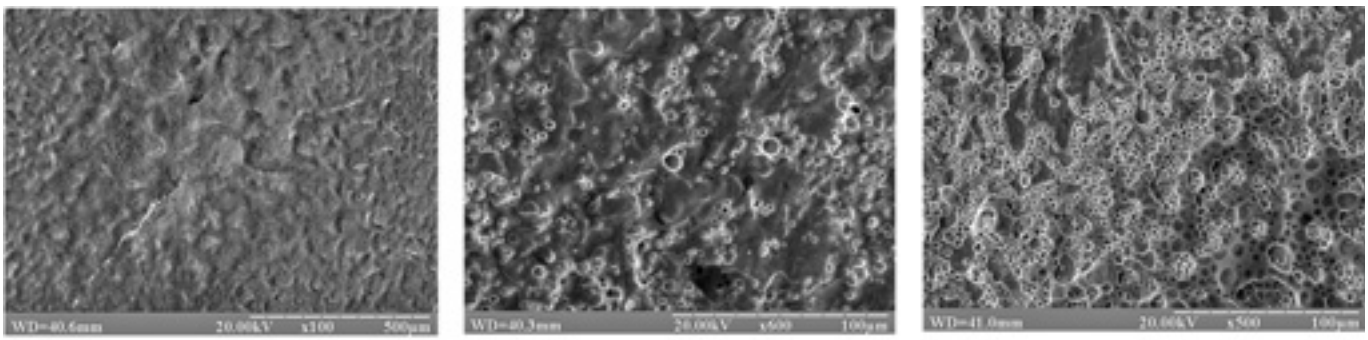
Цель работы — определение закономерностей рельефообразования на поверхности стали 15Х13МФ после лазерной ударно-волновой обработки и механизмов статического разрушения обработанного материала.

Образцы стали 15Х13МФ размерами 10×10×5 мм обрабатывали высокоэнергетическими ударно-волновыми импульсами лазера на воздухе, в воде и в черных чернилах (рис. 1). Модификацию материала проводили лазером ГОС-1001 с литий-фторовым затвором в режиме модулируемой добротности. Плотность излучения регулировали в диапазоне $5 \cdot 10^8 \div 2 \cdot 10^9$ Вт/см^2. Диаметр зоны обработки ≈3 мм. Прозрачная конденсированная среда ограничивала расширение плазмы и повышала амплитуду импульса давления до p = 2 ГПа [11]. Поверхность образцов после обработки исследовали на интерференционном профилометре "Микрон-альфа" [12]. Образцы испытывали на трехточечный изгиб при нагрузке q = 20 Н · мм на испытательной машине СТМ-100. После разрушения исследовали излом материала на сканирующем микроскопе РЕМ-106И.

Оценка кинетики развития деформационных процессов на поверхности обработанного материала показала, что для них характерна локализация, конкретные формы которой зависят от условий ударно-волновой обработки.

После обработки на воздухе в поверхностных слоях стали 15Х13МФ интенсивно формируются сложные волновые образования (рис. 2, *а*) — деформационные выступы высотой 2÷4 мкм. Отдельные кристаллические блоки и их конгломераты объединяются в упорядоченные группы [10].

При обработке в воде неровности рельефа более разориентированы, их средняя высота не превышает 3 мкм. Меньшие значения вертикального градиента по сравнению с горизонтальным указывают на однородное распределение упорядоченных структур вдоль вертикальной оси. Это подтверждается ранее полученными результатами [11], которые свидетельствуют о самоподобии и скейлинге поверхностных упорядоченных структур (рис. 2, *б*).



а) *б*) *в*)

Рис. 2. Поверхности образцов из стали 15Х13МФ после лазерной обработки на воздухе (*а*), в воде (*б*) и в чернилах (*в*)

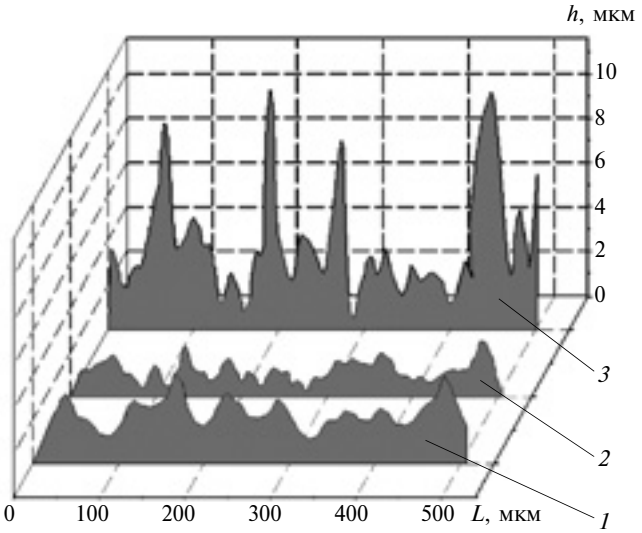


Рис. 3. Профилограммы поверхностей образцов из стали 15Х13МФ после лазерной обработки на воздухе (*1*), в воде (*2*) и в чернилах (*3*)

При обработке в чернилах форма элементов упорядоченного рельефа несколько отличается от предыдущего случая остроконечной формой, высота "пиков" от 3 до 10 мкм. На отдельных участках поверхности наблюдается наложение на волновую структуру материала локальных разориентированых высотных образований (рис. 2, *в*).

Таким образом, морфология поверхностей, полученных при обработке в прозрачной конденсированной среде и на воздухе, отличается, что обусловлено дополнительным давлением плазмы. Необходимо уточнить, что форма рельефа поверхности связана не только с тепловым воздействием, но и с высоким давлением в зоне обработки, обусловливающим образование полей напряжений сжатия [8].

Общей закономерностью пластического течения твердых тел после лазерной ударно-волновой обработки следует считать локализацию деформаций, при этом распределение ее источников зависит от начальных условий обработки (рис. 3).

Анализ физико-механических закономерностей формирования излома стали 15Х13МФ в исходном состоянии и после ударно-волнового воздействия показал, что исследуемому материалу присуще сложное распределение деформаций и сдвигов, влияющих на формирование сколов в зоне разрушения [9].

Для всех исследованных случаев общим является то, что в местах стабильного роста трещины наблюдались гладкие участки излома, характерные для исходного материала. Разрушение же модифицированного материала сопровождалось формированием многочисленных дефектов (микротрещин, сколов и др.), окруженных участками вязкого отрыва (рис. 4). Наличие небольших ячеек вязкохрупкого разрушения может быть интерпретировано как наличие локальной неоднородности пластического деформирования и распространения трещины путем объединения микродефектов [9]. Переход от зоны скола к смешанному разрушению представлен четко очерченной границей. Локальные притупления или изменения ориентации

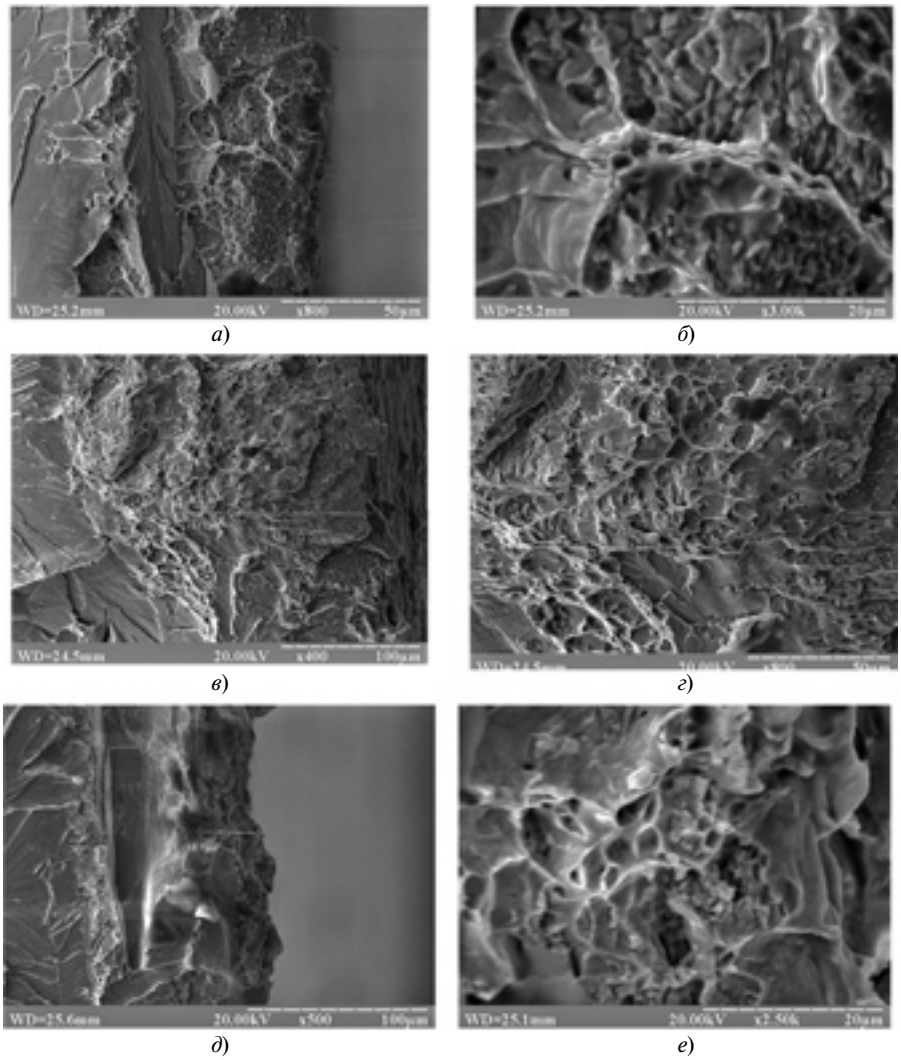


Рис. 4. Разрушения приповерхностных слоев образцов из стали 15Х13МФ после лазерной обработки на воздухе (*а*, *б*), в воде (*в*, *г*) и в чернилах (*д*, *е*)

Обработка	Рельеф поверхности	Механизмы разрушения
На воздухе	Конусообразные образования с округлой вершиной	Чешуйчатый микроскол
В воде		Микроскол + вязкий отрыв
В чернилах	Острые конусообразные образования	Скол + микроскол + + микровязкий отрыв

трещины обусловили чередование участков повышенной и "обычной" (характерной для исходного состояния) шероховатости.

Отмеченные закономерности, по мнению авторов, связаны прежде всего с принципиальным физико-механическим отличием механизмов разрушения исходного и модифицированного материалов. В первом случае разрушение происходит в сформированном материале, в котором структурные изменения, обусловленные термомеханической обработкой, уже завершены. При распространении трещины в материале, модифицированном лазерным воздействием, поля напряжений в структурных элементах могут оказывать влияние на механизмы разрушения. Измельчение структуры, характерное для подобной обработки, на поверхности и в приповерхностных слоях материала обусловливает локальную неоднородность (структурную дефектность), что и приводит к изменению механизмов разрушения стали 15Х13МФ.

Разрушение стали 15Х13МФ — процесс стадийный, происходящий параллельно с накоплением деформации. При этом трещины в материале активизируются, что связано с их избирательным подрастанием и объединением с соседними более крупными дефектами. Наличие напряжений сжатия в приповерхностных слоях обусловливает локальную неоднородность напряженно-деформированного состояния образца. Блокирование поверхностных и объемных дефектов сосредоточено на глубине 50÷180 мкм, при этом поверхностный рельеф является дополнительным концентратором напряжений [13]. Фрактографические особенности процессов поверхностной кристаллизации облученных участков стали 15Х13МФ и механизмы их разрушения приведены в таблице.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **The effects** of laser shock peening on microstructure and properties of metals and alloys: A review / J. Hu, J. Lou, H. Sheng et al. // Advanced Materials Research. 2012. 347—353. P. 1596—1604.

2. **Grum J., Zupančič M., Ocaña J. L.** Laser shock processing of the maraging steel surface // Materials Science Forum. 2007. 537—538. P. 655—662.

3. **Optical** method of measuring nanosecond pressure pulse in water / M. Terada, S. Hatano, Y. Mori et al. // Applied Surface Science. 2002. 197—198. P. 285—288.

4. **Памфилов Е. А., Северин В. Д.** Формирование качества поверхностей при лазерной обработке // Вестник машиностроения. 1982. № 4. С. 46—48.

5. **Nikiforov Y., Yakovyna V., Berchenko N.** Laser shock waves as a tool of changing the strains in materials // Materials Science and Engeneering. 2000. 288. P. 173—176.

6. **Морфология** поверхности стали после ударно-волновой лазерной обработки / П. О. Марущак, В. Б. Гладьо, Ю. Н. Никифоров и др. // Тез. докл. конф. "Наноразмерные системы. Строение, свойства, технологии". 21—23 ноября. Киев: Ин-т металлофизики им. Г. В. Курдюмова НАН Украины, 2007. С. 267.

7. **Иванова В. С.** Механика разрушения и конструкционная прочность с позиций синергетики // Вестник машиностроения. 1989. № 12. С. 8—12.

8. **Анализ** стадийности деформирования и разрушения стали 25Х1М1Ф при динамическом нагружении с позиции синергетики / П. В. Ясний, П. О. Марущак, С. В. Панин и др. // Деформация и разрушение материалов. 2012. № 11. С. 2—10.

9. **Influence** of laser shock-wave treatment on the impact toughness of heat-resistant steels / P. V. Yasnii, P. O. Marushchak, Yu. M. Nikiforov et al. // Materials Science. 2010. 46. P. 425—429.

10. **Рыкалин Н. Н., Углов А. А., Кокора А. Н.** Лазерная обработка материалов. М.: Машиностроение, 1975. 296 с.

11. **Микроструктура** и механизмы разрушения материала в зоне лазерной ударно-волновой обработки / Ю. Н. Никифоров, Б. П. Ковалюк, П. О. Марущак и др. // Матем. междунар. науч. конф. "Импульсные процессы в механике сплошных сред". 17—21 августа. 2009. Николаев: Ин-т импульсных процессов и технологий НАН Украины, 2009. С. 62, 63.

12. **Профилометр** для контроля микро-, нанотопографии поверхности методом оптической интерферометрии / С. Р. Игнатович, В. Н. Шмаров, И. М. Закиев, В. И. Закиев // Нанотехнологии: Сб. докл. Харьковской нанотехнологической ассамблеи. Харьков: ХФТИ, 2008. Т. 1. С. 202—205.

13. **Экспериментальные** исследования свойств материалов при сложных термомеханических воздействиях / Под. ред. В. Э. Вильдемана. М.: Физматлит, 2012. 204 с.

УДК 62-503.57

А. Г. СУСЛОВ, д-р техн. наук (МГИУ), Д. И. ПЕТРЕШИН, д-р техн. наук (Брянский ГТУ),
e-mail: atsys@tu-bryansk.ru

Автоматизированное обеспечение параметров качества поверхностей, получаемых механической обработкой[1]

Рассмотрено автоматизированное обеспечение параметров качества поверхностного слоя деталей машин в ходе механической обработки при наличии начальной неопределенности. Обоснована необходимость самообучения технологической системы для обеспечения заданных параметров.

Ключевые слова: механическая обработка, поверхностный слой, параметры качества, самообучающаяся технологическая система, адаптивное управление.

Automatized securing perfection factors of machinery blanket in tooling process involving initial uncertainty was analyzed. It was justified liability for self-education of manufacturing system aimed to provide constrained parameters.

Keywords: tooling process, blanket, perfection factors, self-learning manufacturing system, adaptive control.

Современное производство характеризуется частым изменением номенклатуры и разнообразием материалов выпускаемых деталей, к которым предъявляются жесткие требования по качеству обработанных поверхностей. Иногда требуется технологически обеспечить определенное изменение параметров качества разных участков рабочей поверхности трения. Одним из путей обеспечения и повышения качества механической обработки является вмешательство в ход технологической операции, т. е. адаптивное управление режимами.

Для функционирования адаптивной системы управления параметрами качества поверхностного слоя необходима математическая модель, связывающая выходные параметры управляемого процесса с входными управляющими воздействиями. Известны теоретические и эмпирические зависимости, которые позволяют предсказывать параметры качества обработанной поверхности после механической обработки. Теоретические зависимости носят общий характер и практически не имеют ограничений, но они не учитывают случайных факторов, что приводит к большой погрешности. Эмпирические зависимости имеют узкое конкретное применение, они достаточно точно предсказывают выходные параметры процесса в заданных условиях проведения эксперимента. Однако, как показал анализ, не для всех обрабатываемых материалов и условий обработки имеются такие зависимости.

Задача существенно усложняется при новых обрабатываемых инструментальных материалах и внедрении новых технологических процессов, когда нет справочных данных, неадекватных реальным условиям, т. е. в обеспечении заданных параметров качества обработанных поверхностей имеется неопределенность из-за отсутствия данных о связи начальной информации об объекте управления — процессе резания (геометрия инструмента, материал инструмента и заготовки, технические характеристики оборудования и т. д.), и требуемыми параметрами качества обработанной поверхности. Поэтому возникает необходимость в проведении дополнительных экспериментальных исследований, что в современных условиях жесткой конкуренции, когда значительно сокращаются сроки на технологическую подготовку производства, для предприятий невыгодно. По мнению профессора Я. З. Цыпкина, при наличии начальной неопределенности единственное решение — обучение или самообучение системы в процессе управления с использованием накапливаемой информации.

Применительно к резанию самообучение технологической системы для обеспечения заданных параметров качества поверхности сводится к следующему (рис. 1). Перед началом работы самообучающейся технологической системы вводят исходные данные — сведения о материале обрабатываемой заготовки, геометрии и материале режущего инструмента, обеспечиваемом параметре качества обработанной поверхности и допуске на него. По этим данным система определяет, имеется ли в базе данных соответствующая математическая модель. Если такой модели нет, то система переходит в режим самообучения, в процессе которого проводится активный эксперимент, заключающийся в обработке образца и получении математической модели на основе результатов эксперимента. При этом инструмент (геометрия и материал режущей части), материал и твердость образца должны быть такими же, как и при обработке последующей партии деталей. При постановке эксперимента образец разбивается на участки, каждый из которых автома-

[1] Работа выполнена в рамках поисковой научно-исследовательской работы при реализации ФЦП "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России" на 2009—2013 гг. (государственный контракт № П768, шифр № НК-718П/12).

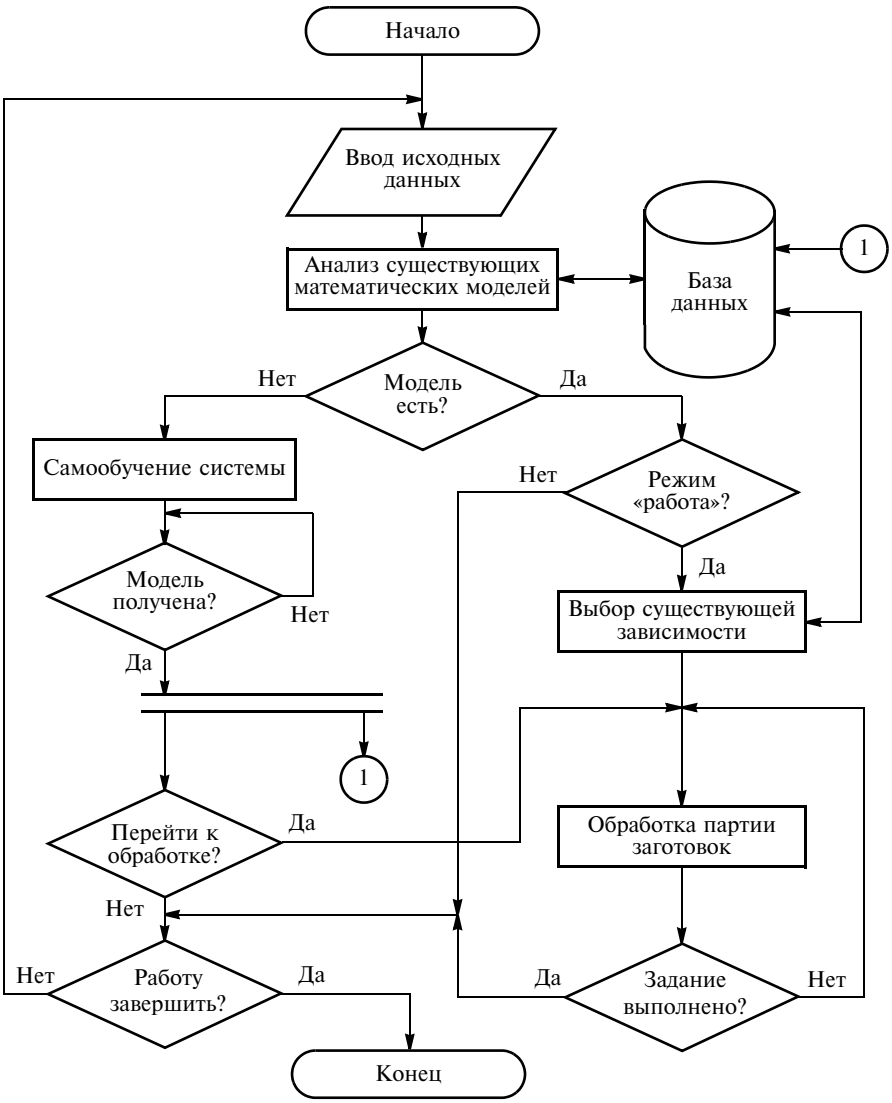


Рис. 1. Алгоритм самообучения технологической системы

тически обрабатывается на заданных режимах. Контроль параметров качества обработанной поверхности осуществляется системой автоматически. Данные о входных и выходных параметрах процесса резания поступают в ПЭВМ, где выполняется параметрическая идентификация математической модели.

Наибольшее влияние на эксплуатационные свойства деталей машин оказывают шероховатость поверхности, поверхностные остаточные напряжения и поверхностная микротвердость. В работе [1] доказано, что эксплуатационные свойства узлов и деталей машин во многом определяются комплексными параметрами П, C_x, C_y, $C_м$ и др., объединяющими несколько параметров качества поверхностного слоя. Для оценки несущей способности поверхности или ее контактной жесткости установлен комплексный параметр П, характеризующий шероховатость, волнистость и степень наклепа поверхностного слоя. Для комплексной оценки качества поверхности трения используют параметр C_x, который включает в себя шероховатость, волнистость, макроотклонения, степень наклепа поверхностного слоя, поверхностные остаточные напряжения. Поэтому для одновременного обеспечения параметра *Ra* шероховатости, поверхностной микротвердости и касательных поверхностных остаточных напряжений при механической обработке используется комплексный параметр C_x качества поверхности.

Разработанная самообучающаяся технологическая система (рис. 2) обеспечивает заданные шероховатость, поверхностные остаточные напряжения и микротвердость, а также комплексный параметр C_x качества поверхностей трения.

Связь между параметром *Ra* шероховатости и управляющими параметрами воздействия *S* и *v* определяет математическая модель

$$Ra = C_r S^{x_r} v^{y_r}, \qquad (1)$$

где x_r, y_r, C_r — коэффициенты модели; *S* — подача, мм/об; *v* — скорость резания, м/мин.

Связь физико-механических параметров качества поверхност-

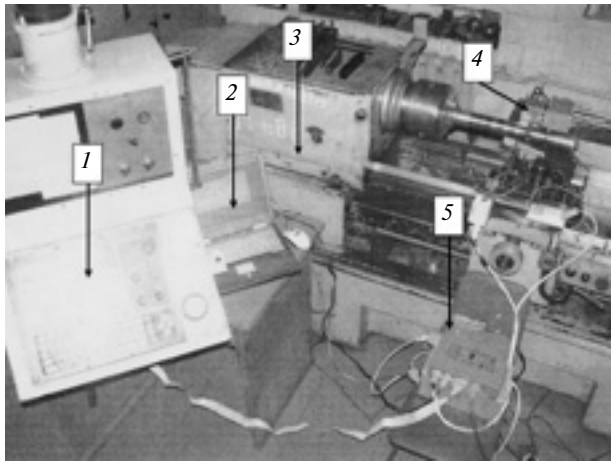


Рис. 2. Самообучающаяся технологическая система управления параметрами качества поверхностного слоя деталей машин:
1 — УЧПУ NC200; *2* — ПЭВМ; *3* — токарный станок 16Б16Ф3; *4* — датчик optoNCDT 1700-2; *5* — контроллер сопряжения

ного слоя или комплексного параметра C_x с управляющими воздействиями S, v, и t можно выразить моделью

$$FMP_c = C_u S^{x_u} v^{y_u} t^{z_u}, \qquad (2)$$

где FMP_c — физико-механический параметр качества (или комплексный параметр C_x); t — глубина резания; C_u, x_u, y_u, z_u — коэффициенты.

При чистовой обработке глубину резания редко используют в качестве управляющего воздействия, так как это может потребовать дополнительного прохода для удаления оставшегося припуска и обеспечения заданной точности размера. Поэтому как управляющее воздействие глубину резания следует рассматривать на получистовых операциях.

Параметры математической модели и условия обработки, при которых она была получена, поступают в базу данных.

Математические модели (1) и (2) не учитывают все факторы возмущающих воздействий, в результате которых заданный параметр качества обработанной поверхности может выйти за пределы допустимых значений. В этом случае параметры процесса обработки корректируют, используя законы управления. Так, для обеспечения заданного параметра шероховатости, если управление осуществляется по одному параметру, например S, а u = const, закон управления имеет вид:

$$\left.\begin{aligned} & Ra_{\text{из}} Ra_{\text{з}} + \Delta Ra_{\text{з}}; \\ & Ra_{\text{из}} \le Ra_{\text{з}} - \Delta Ra_{\text{з}}; \\ & v = \text{const}; \\ & C_v = \frac{Ra_{\text{из}}}{S^{x_r}}; \\ & S(Ra_{\text{из}}) = \left(\frac{Ra_{\text{з}}}{C_v}\right)^{x_r^{-1}}, \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

где $C_v = C_r v^{y_r}$; S — первоначальная подача, мм/об; $Ra_{\text{из}}$ — измеренный параметр шероховатости обработанной поверхности; $S(Ra_{\text{из}})$ — скорректированная по измеренной шероховатости продольная подача.

Закон (3) получен с допущением: под действием внешних возмущений коэффициент x_r модели не изменяется, а коэффициенты y_r и C_r — изменяются.

Для управления скоростью резания при S = const используется закон, полученный с допущением: y_r не изменяется, а коэффициенты x_r и C_r — изменяются.

$$\left.\begin{aligned} & Ra_{\text{из}} \ge Ra_{\text{з}} + \Delta Ra_{\text{з}}; \\ & Ra_{\text{з}} \le Ra_{\text{з}} - \Delta Ra_{\text{з}}; \\ & S = \text{const}; \\ & C_S = \frac{Ra_{\text{из}}}{v^{y_r}}; \\ & v(Ra_{\text{из}}) = \left(\frac{Ra_{\text{з}}}{C_S}\right)^{y_r^{-1}}, \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

где $C_S = C_r S^{x_r}$; v — первоначальная скорость резания, м/мин; $v(Ra_{\text{из}})$ — скорректированная по измеренной шероховатости скорость резания.

Аналогичные законы управления используют и для обеспечения заданных физико-механического параметра или комплексного параметра C_x [2].

Исследования самообучающейся технологической системы при обеспечении параметра Ra проводили на образцах из разных сталей (45, 20Г, 12Х18Н10Т, 14Х17Н2, 20Х17Н2), для обработки использовали токарные резцы со сменными пластинами и напаянными пластинами из твердых сплавов Т15К6, Т5К10, ВК8 с разной геометрией режущей части.

Сначала вводили сведения о материале и твердости заготовки, материале инструмента и его геометрических параметрах, условиях обработки: минимальные и максимальные значения подачи и скорости резания, глубину резания. Программное обеспечение автоматически составляет управляющую программу для УЧПУ в режиме самообучения. Для этого вводят размеры (длину и диаметр) одного участка поверхности обрабатываемого образца. Полученная программа сохраняется отдельным файлом под именем "SAU".

Параметр Ra шероховатости поверхности определяется лазерным оптическим датчиком optoNCDT 1700-2 [3] в автоматическом режиме. Затем рассчитываются составляющие математической модели. Параметры управляющей программы (условия обработки, параметры инструмента и режима резания) и соответствующие им математические модели, приведены в табл. 1, где γ, α, φ_1 и φ_2 — углы резца соответственно: передний, задний, главный в плане, вспомогательный в плане; r_1 и r_2 — радиусы соответственно при вершине режущей пластины (РП) и скругления режущей кромки.

При одинаковых S и v, но разных условиях обработки шероховатости обработанных поверхно-

Таблица 1

Материал заготовки (твердость, *HB*)	Параметры РП							Режим резания			Математическая модель
	Материал	γ	α	φ_1	φ_2	r_1, мм	r_2, мм	S_{min}; S_{max}, мм/об	v_{min}; v_{max}, м/мин	t, мм	
		градусы									
Сталь 45 (190)	Т15К6	2	12	90	15	0,2	20	0,10/0,25	93/150	0,5	$Ra = 7{,}435S^{0{,}298}v^{-0{,}262}$
Сталь 20Г (280)		7	8	95		0,5		0,10/0,4	100/200	0,4	$Ra = 6{,}098S^{0{,}384}v^{-0{,}207}$
12Х18Н10Т	ВК8	6	9	92	10	0,2		0,10/0,25	77/124		$Ra = 21{,}78S^{1{,}355}v^{0{,}073}$
14Х17Н2									40/80		$Ra = 16{,}67S^{1{,}01}v^{0{,}00006}$
20Х17Н2									37/74		$Ra = 19,35S^{0{,}996}v^{-0{,}06}$

Таблица 2

Материал заготовки (твердость, *HB*)	Параметры РП							Режим резания			Математические модели
	Материал	γ	α	φ_1	φ_2	r_1, мм	r_2, мм	S_{min}; S_{max}, мм/об	v_{min}; v_{max}, м/мин	t, мм	
		градусы									
Сталь 20Г (280)	Т15К6	7	8	95	5	0,5	20	0,10/0,4	100/200	0,4	$H_\mu = 85{,}53\,P_z^{-0{,}36}\,T^{0{,}54}$ $H_\mu = 132{,}27S^{-0{,}147}v^{0{,}165}$ $\sigma_\tau = 64\,P_z^{-1{,}19}\,T^{1{,}28}$ $\sigma_\tau = 380{,}5S^{-0{,}486}v^{-0{,}222}$ $C_x = 17{,}75\,P_z^{-0{,}66}\,T^{-0{,}014}$ $C_x = 0{,}334S^{-0{,}333}v^{-0{,}139}$
12Х18Н10Т (290)	ВК8	6	9	92	10	0,2	20	0,10/0,25	77/124	0,4	$H_\mu = 33\,775\,P_z^{-0{,}304}\,T^{-0{,}389}$ $H_\mu = 339{,}8S^{-0{,}192}v^{-0{,}046}$ $\sigma_\tau = 10^{-15{,}69}\,P_z^{0{,}672}\,T^{5{,}75}$ $\sigma_\tau = 32{,}09S^{0{,}93}v^{1{,}004}$ $C_x = 10^{-2{,}176}\,P_z^{-0{,}714}\,T^{1{,}258}$ $C_x = 0{,}123S^{-0{,}241}v^{0{,}154}$
14Х17Н2 (190)		6	9	92	10	0,2	20	0,10/0,25	40/80	0,4	$H_\mu = 4629\,P_z^{-0{,}411}\,T^{-0{,}026}$ $H_\mu = 240S^{-0{,}209}v^{-0{,}027}$ $\sigma_\tau = 10^{-6{,}71}\,P_z^{0{,}179}\,T^{3{,}04}$ $\sigma_\tau = 28{,}5S^{0{,}5}v^{0{,}99}$ $C_x = 0{,}039\,P_z^{-0{,}538}\,T^{0{,}828}$ $C_x = 0{,}107S^{-0{,}139}v^{0{,}274}$
20Х17Н2 (280)		6	9	92	10	0,2	20	0,10/0,25	37/74	0,4	$H_\mu = 507\,P_z^{0{,}06}\,T^{-0{,}0005}$ $H_\mu = 326{,}7S^{0{,}03}v^{-0{,}003}$ $\sigma_\tau = 10^{8{,}8}\,P_z^{0{,}294}\,T^{3{,}644}$ $\sigma_\tau = 6{,}23S^{0{,}484}v^{1{,}338}$ $C_x = 0{,}426\,P_z^{0{,}877}\,T^{0{,}782}$

стей будут разными, поэтому и параметры управляющей программы будут разными.

Установлено, что при обработке одинаковых заготовок и изменении только геометрии режущего инструмента (например, заднего или переднего угла) условия обработки мало влияют на параметр *Ra* шероховатости: максимальное отклонение от заданного значения составляет 2,3 %. Поэтому параметры управляющей программы для них будут одинаковыми.

Математические модели, условия обработки и параметры режима резания (управляющая программа) для технологической системы при обеспечении микротвердости H_μ, касательных поверхностных остаточных напряжений σ_τ и комплексного параметра C_x представлены в табл. 2. Параметры H_μ и σ_τ определяются расчетом на основании температуры T и главной составляющей P_z силы резания, измеренных при обработке, а также по подаче S и скорости v резания. Анализ полученных зависимостей подтвердил, что при обеспечении параметров H_μ, σ_τ и комплексного параметра C_x деталей из разных конструкционных материалов необходимо иметь соответствующую математическую модель для данного обрабатываемого материала, т. е. параметры управляющей программы будут разными.

Таблица 3

$Ra_{зi}$, мкм; $\Delta_д$, %	Расчетные условия обработки	Результаты измерений		Коррекция
		Ra_{ij}, мкм	Δ, %	
1. 3; ±10	S = 0,257 мм/об, n = 900 мин$^{-1}$, v = 141 м/мин	3,19	6	Нет
		2,79	7	
		3,28	9,3	
2. 2,7; ±10	S = 0,158 мм/об, n = 900 мин$^{-1}$, v = 141 м/мин	2,43	10	
		3,13	15,9	S = 0,08 мм/об
		2,64	2,2	Нет
3. 2,5; ±10	S = 0,11 мм/об, n = 900 мин$^{-1}$, v = 141 м/мин	1,98	20,9	S = 0,32 мм/об
		2,26	9,5	Нет
		2,73	9,2	

Таблица 4

$Ra_{зi}$, мкм	Ra_{ij} (адаптивное управление), мкм	$Ra_{из}$ (измерение MarSurf PS1), мкм	Δ, %
3	3,19	2,69	18
	2,79	2,85	2
	3,28	3,01	9
2,7	2,43	2,3	6
	3,13	2,89	9
	2,64	2,45	8
2,5	1,98	2,2	10
	2,26	2,65	15
	2,73	2,77	1

Результаты адаптивного управления параметром *Ra* представлены в табл. 3. Задаются условия обработки (S, n, v), шероховатость $Ra_{зi}$, например $Ra_{з1}$ = 3 мкм, и допуск, например $\Delta_д = \pm 10$ %, выполняются три измерения Ra_{ij}, вычисляются отклонения Δ, которые сравниваются с $\Delta_д$. Если $\Delta > \Delta_д$, необходима корректировка.

Из табл. 3 видим, что при выполнении задания 1 корректировка не потребовалась, при выполнении задания 2 при первом измерении контролируемый параметр Ra_{ij} находился в пределах допуска $\Delta_д$, при втором измерении он вышел за пределы допуска и система, используя закон (3) управления параметром *Ra*, скорректировала первоначально установленную подачу до S = 0,08 мм/об. Третье измерение показало, что путем коррекции подачи S удалось вернуть параметр *Ra* в пределы допуска.

При выполнении задания 3 первое измерение показало, что контролируемый параметр *Ra* вышел за пределы допуска $\Delta_д = \pm 10$ % и система скорректировала первоначально установленную подачу до S = 0,32 мм/об. Согласно второму и третьему измерениям коррекцией подачи S удалось вернуть параметр *Ra* в пределы допуска.

После механической обработки контролировали параметры *Ra* шероховатости обработанных поверхностей профилометром MarSurf PS1 (табл. 4).

Таким образом, получены (см. табл. 4) удовлетворительные результаты, которые подтвердили, что самообучающаяся система работает в режиме адаптивного управления параметром *Ra* шероховатости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Инженерия** поверхности деталей / А. Г. Суслов, В. Ф. Безъязычный, Ю. В. Панилов и др. Под ред. А. Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2008. 230 с.

2. **Суслов А. Г., Петрешин Д. И.** Определение закона управления для адаптивной технологической системы при обеспечении заданных параметров качества поверхностного слоя деталей машин при механической обработке // СТИН. 2010. № 1. С. 30—36.

3. **Петрешин Д. И.** Применение лазерного оптического датчика для измерения высотных параметров шероховатости поверхности деталей машин в самообучающейся адаптивной технологической системе // Контроль. Диагностика. 2009. № 11. С. 53—57.

УДК 621.9

С. Н. ПОЛЯНСКИЙ, канд. техн. наук (ООО "Компания инновационные технологии", г. Екатеринбург),
С. В. БУТАКОВ, канд. техн. наук (Уральский федеральный университет им. Б. Н. Ельцина),
e-mail: psn50@mail.ru

Интенсификация использования технологической среды

Рассматривается технология струйно-абразивной обработки с использованием технологической среды после операции резки.

Ключевые слова: водоабразивная резка и очистка, полуфабрикаты, сплав титана, металл.

Liquid blasting technology using technologic surroundings following cutoff operation is examined.

Keywords: water blasting cut-off and clearing, half-finished products, titanic alloy, metal.

При водоабразивной резке (ВАР) в качестве технологической среды используют минеральный гранат — альмандин. Подготовка абразива для промышленного применения не требует энергоемких технологий. Абразив, как правило, используют один раз, но доказана возможность его повторного использования после рекуперации. Основное препятствие — большой расход электроэнергии при сушке абразива. Рекуперацию технологической среды применяют, например, на американских предприятиях, использующих более 200 т граната в год.

Рассмотрим замкнутый цикл технологической среды при операции ВАР на примере металлургического производства полуфабрикатов и изделий, при обработке которых использовали гранат мелких фракций.

На Верхнесалдинском металлургическом ПО (ВСМПО) во второй половине 1990-х годов освоена технология ВАР на операциях металлургического передела и получения готовых изделий. Разрезаемый материал — сплавы титана и алюминия, коррозионно-стойкие стали, инконель, интерметаллиды, биметаллы. В последние годы отмечается повышение стоимости титана и дефицит данного сырья. Внедрение экономичных технологий на основе переплава отходов способствует снижению стоимости компонентов производства, а следовательно, и конечного продукта.

На ВСМПО накоплен большой опыт использования и обслуживания оборудования в условиях непрерывной эксплуатации. Основное направление развития предприятия — получение готовых изделий и деталей, близких к ним по форме. Особенность производства на ВСМПО — использование ВАР при изготовлении штамповок. Применение ВАР оптимально при удалении облоя, отрезке технологического припуска, вырезке отверстий и образцов для испытаний объемных штампованных поковок. Сейчас на предприятии эксплуатируется более десятка станков разной модификации производства FLOW (США) и PTV (Чехия).

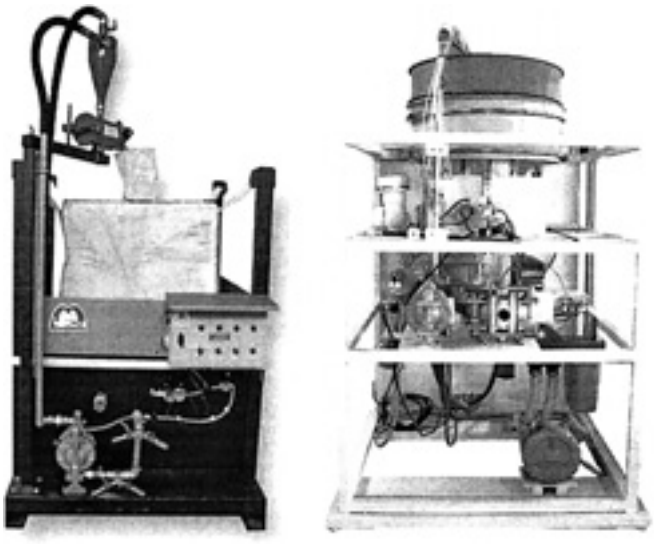
На основании результатов экспериментальных и производственных работ создана технологическая база данных для широкого диапазона номенклатуры и сортамента разрезаемых изделий. Марки обрабатываемых материалов были сгруппированы по механическим свойствам (твердости). Режимы резки отрабатывали на наиболее характерных представителях групп: технически чистый титан (Grade 2); титановый сплав Ti6Al4V (Grade 5); интерметаллид Ti33Al; инконель 716; алюминиевый сплав В95; коррозионно-стойкая сталь 12Х18Н10Т; биметаллы "сталь — титан" и "титан — медь М1". Основной диапазон толщин разрезаемых сечений — 8÷140 мм, максимальная толщина — 350 мм. Машинное время: 5÷6,5 ч в смену, 500 ч в месяц. При этом 70 % времени оборудование работает в режиме, близком к предельным характеристикам насоса.

В России основная доля затрат (50 % и более) в себестоимости ВАР приходится на абразив [1]. Расход абразива возрастает в связи с увеличением объемов производства и доли разрезаемых изделий большой толщины. Повысилась загрузка оборудования по раскрою плит толщиной 70÷210 мм. Специалисты отмечают достоинства данной технологии именно при раскрое очень толстых материалов. Увеличение резки изделий толщиной 50÷100 мм также приводит к повышению расхода абразива.

Планируется увеличение использования граната на ВСМПО до 2000 т в год, по России — до 25 тыс. т в год. Абразив поставляется из Австралии и Индии, рассматривается возможность поставки из Китая. Некоторый дефицит поставок граната в Европу, и в частности в Россию, отмечался в 2009÷2010 гг. В результате стоимость абразива в России возросла на 7÷12 %.

В целях снижения стоимости ВАР и повышения экологичности производства разработана технология и созданы установки для рекуперации абразивного материала. Технология включает предварительное обезвоживание отхода в циклоне, возврат воды в ванну-ловушку, удаление шлама, сушку и рециркуляцию абразива. В результате в процесс резки возвращается 30÷50 % абразива, образующийся шламовый продукт с частицами менее 0,15 мм утилизируется.

Установка WARDjet (рисунок, *а*) осуществляет не только рециркуляцию абразива, но и удаление



а) *б*)

Установки для утилизации гранатового концентрата после операции гидроабразивной резки

абразива и шлама из ванны-ловушки абразивной струей. С помощью сопла шлам откачивается со дна ванны, затем направляется в систему рекуперации. Производительность установки 60÷90 кг/ч, мощность 25 кВт, доля восстановленного абразива 83 %: после первой циркуляции — 55 %, после второй — 31 %, после третьей — 13 % [2].

Установка (рисунок, *б*) предназначена для удаления из ванны-ловушки шлама механических загрязнений, главным образом отработанного абразивного материала и частиц разрезаемых изделий не более 3 мм. Основой установки является стальная сварная конструкция, на которой расположены мембранный насос для удаления шлама, управляющая электроника и механический гидроциклон. На дне ванны-ловушки установлены головки из коррозионно-стойкой стали, через которые отсасывается смесь воды с абразивом и с помощью воздушного насоса транспортируется в гидроциклон, в котором вода отделяется во вспомогательную ванну, а жесткие частицы направляются в подвешенный мешок. Оставшаяся в мешке вода также направляется во вспомогательную ванну, откуда шламовым насосом перегоняется обратно в ванну-ловушку. Мешок после заполнения заменяется.

Рассматривается возможность многократного использования абразива не только при ВАР. Отходы с частицами менее 0,10÷0, 15 мм можно использовать для струйно-абразивной обработки (САО), в порошковой металлургии. Разработаны оригинальные технологии и созданы промышленные установки для очистки поверхности полуфабрикатов от окалины и технологических загрязнений, где в качестве технологической среды используют абразивные порошки с частицами менее 0,10 мм. Размер частиц и основные физико-механические свойства абразива определяли теоретическими и аналитическими исследованиями. Для разгона технологической среды использовали высокоскоростной водовоздушный поток (ВВП).

В ходе решения ряда вариационных задач были определены форма сопла и его основные параметры. Показано, что скоростные и энергетические характеристики частиц размером 0,05 мм выше аналогичных показателей частиц размером 0,25 мм и скорости частиц, используемых в дробеметных и пескоструйных установках.

Созданы установки для очистки поверхностей плит, листов, профилей и штамповок из сплавов титана от технологических покрытий, смазочного материала, окалины и окисных пленок [3]. На установках для очистки плоского полуфабриката обрабатывают изделия толщиной 0,5÷100 мм, шириной до 2000 мм и длиной до 7500 мм, производительность обработки 18 $м^2$/ч. Установка включает систему подготовки и циркуляции технологической среды, которую используют многократно. Частицы окалины, металлические осколки, мелкие частицы абразива (менее 0,015 мм) собирают в циклоне. В процессе циркуляции смесь насыщается частицами окалины обрабатываемого материала, в результате содержание двуокиси титана в мелкодисперсных отходах увеличивается до 10 %.

Исследовали качество поверхности листов из сплавов титана после обработки электрокорундом 14А (ГОСТ 28818—90) и шламом гранатового концентрата после гидроабразивной очистки методом ВВП. Отличий в показателях качества поверхности не зафиксировано. Отмечено некоторое повышение износостойкости инструмента при использовании шлама гранатового концентрата.

Удаление загрязнений, покрытий, окалины и окисных пленок с поверхностей полуфабрикатов по новой технологии принципиально отличается от существующих способов. Так, при удалении окалины по существующим технологиям используют покупные материалы для технологической среды. При дробеметной обработке используется дробь, производство которой — это полный металлургический цикл, включая шихтовый двор, отходы в виде шлаков, пылевидных частиц и т. п., плавильный инструмент. Щелочно-кислотное удаление окалины требует приобретения химических реагентов, а также систем регенерации кислот, очистки промывных вод, утилизации шламов.

Загрязненность поверхности плоскости реза и лицевой стороны изделия исследовали на растровом электронном микроскопе BS-300, относительный наклеп оценивали по ширине дифракционной линии β(102) на установке ДРОН-2, качество

поверхности реза (конусность, бороздчатость, волнистость) определяли с помощью микроскопа МИС-11, шероховатость — прибором Sartronic. Химический микроанализ поверхностных слоев показал, что содержание химических элементов соответствует составу основного металла, газонасыщение (кислород, азот, водород) отсутствует.

По показателям качества обработанных поверхностей разработанный процесс имеет ряд преимуществ относительно дробеметного и щелочно-кислотного способов. ВВП позволяет удалять окалину без повреждения микропрофиля исходной поверхности, вымывать загрязнения из пор и микротрещин, обрабатывать тонкие листы (до 0,3 мм) без коробления, получать поверхности с шероховатостью Ra = 0,3÷0,5 мкм. Рентгеноструктурный анализ состояния приповерхностных слоев показал, что упрочнение составило 160÷220 %, глубина упрочненного слоя — 0,015÷0,025 мм, что не ниже аналогичных показателей при чистовом ленточном шлифовании.

Результаты полной очистки (класс чистоты 1 по ГОСТ 9402) наружных и внутренних поверхностей изделий показали, что все видимые загрязнения удалены вплоть до очистки микропор и проявление невидимого ранее поверхностного клеймения штамповки. Кроме того, обрабатываемые поверхности обезжириваются, повышается их адгезионная активность. Повышение адгезионных свойств доказано при пайке радиаторных труб из стали 12Х18Н10Т, поверхности которых были подготовлены по разработанной технологии вместо кислотного травления. Полностью исключен брак и повышена прочность соединения. К достоинствам данного способа обработки можно отнести возможность визуальной диагностики качества поверхности.

Производительность новой технологии удаления окалины, приведенная к единице обрабатываемой поверхности, соотносится с производительностями дробеметной и щелочно-кислотной обработок как 1 : 1 : 0,09; относительный расход электроэнергии на единицу площади обрабатываемой поверхности соответственно 1 : 1 : 240. Стоимость очистки 1 м^2 поверхности от трудноудаляемых загрязнений стальной колотой дробью составляет 5,91 долл. США при числе циклов рециркуляции 100. Себестоимость обработки 1 м^2 не превышает 2,5 долл. США.

Внедрение технологии ВВП позволит заменить операции щелочного и кислотного травления, а также дробеметной обработки, повысив тем самым экологичность производства, так как производство металлической дроби включает полный металлургический цикл, при котором выпуск 1 т продукта требует 10 т сырья, больших затрат электроэнергии и сопровождается загрязнением окружающей среды.

Апробирован способ утилизации мелкодисперсных отходов абразива. Гранат в операциях резки и очистки циркулирует многократно. Пылевидные отходы с частицами менее 15 мкм собирают в гидроциклонах. Полученный в циклоне установок САО материал по гранулометрическому составу можно классифицировать как тонкие и ультратонкие порошки и использовать их в качестве сырья в порошковой металлургии. Химический состав полученных порошков позволяет использовать их также при производстве керамических, в частности, износостойких деталей.

На заводе огнеупорного оборудования проведена опытная работа по компактированию и спеканию изделий. Из полученного в циклонах сырья изготовлены износостойкие втулки для формирования струйного потока на установке гидроабразивной обработки поверхностей, проведены промышленные испытания [4].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Tolinski M.** Enhanced Waterjets Slice Cost // www.sme.org/forming&fabricating-2. 2003. P. 39—47.
2. **Kantha Babu M., Krishnaiah Chetty O. V.** A study on recycling of abrasives in abrasive // Water jet machining. 2003. W. 254. P. 763—773.
3. **Полянский С. Н.** Оборудование очистки поверхности полуфабрикатов // Цветные металлы. 2003. № 1. С. 89—91.
4. **Полянский С. Н.** Ресурсосберегающие и экологически чистые технологии обработки полуфабрикатов и изделий // Титан. 2004. № 2. С. 23—27.

УДК 621.9.04.001.24

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mail: mt13@bmstu.ru

Теоретическое обеспечение технологической механики. 4. Условие пластичности, описание упрочнения и связь между напряжениями и деформациями*

Общепризнанные мнения и то, что считают делом, давно решенным, чаще всего заслуживают нового исследования.

Георг Кристоф Лихтенберг

Показана неоднозначность предпочтения различных условий пластичности, описаний упрочнения и уравнений связи между напряжениями и деформациями.

Ключевые слова: условие пластичности, упрочнение, напряжения, деформации.

It was shown nonuniqueness of various plasticity conditions preference, hardening specification and constraining relations between stresses and deformations.

Keywords: plasticity condition, hardening, stresses and deformations.

Приступая к рассмотрению условий пластичности, напомним, что напряжение σ_s текучести — напряжение, вызывающее в условиях линейного напряженного состояния пластическую деформацию при данной накопленной деформации. Напряжение текучести изменяется по ходу упрочнения материала, т. е. является переменной величиной, которую следует отличать от напряжения σ_{s0} — постоянной величины, называемой пределом текучести и соответствующей начальному напряжению текучести, т. е. напряжению, при котором возникают пластические деформации на начальной стадии деформирования.

Условие пластичности — один из основных законов, необходимых для построения математической теории пластичности, является критерием возникновения в материале пластических деформаций. У тех, кто знаком только с курсами сопротивления материалов [1, 2] и теории обработки металлов давлением (ОМД) [3, 4], может создаться представление, что существуют всего два условия пластичности: энергетическое условие Губера—Мизеса

$$\frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2}=\sigma_{s0}, \qquad (1)$$

которое якобы является точным, и приближенное условие наибольшего касательного напряжения Треска—Сен-Венана

$$\sigma_1-\sigma_3=\sigma_{s0}. \qquad (2)$$

На самом деле известно и много других условий пластичности, некоторые из которых будут упомянуты далее. Ни одно из существующих условий пластичности не доказано строго математически, т. е. все они представляют собой лишь гипотезы, подтвержденные экспериментально в той или иной степени. Условия (1) и (2) — наиболее просты и поэтому чаще всего используются.

В пространстве главных напряжений (рис. 1, *а*) геометриче-

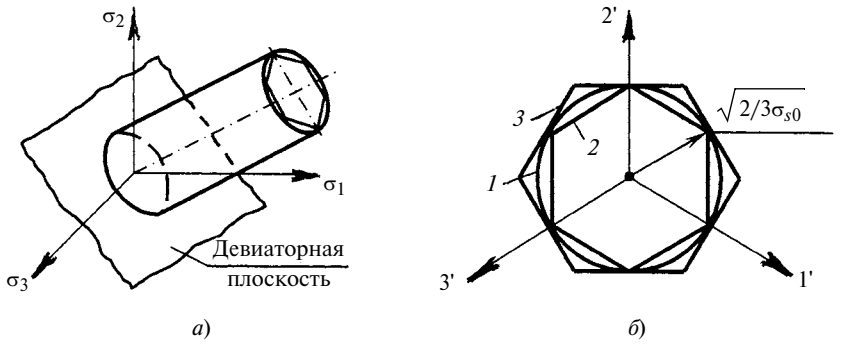


Рис. 1. Геометрический образ условия пластичности (*а*) и линии пересечения поверхности пластичности с девиаторной плоскостью (*б*), согласно условиям Губера—Мизеса (*1*), Треска—Сен-Венана (*2*), Ишлинского—Хилла (*3*)

* Продолжение цикла. Начало — см. "Вестник машиностроения" № 1—3 за 2013 г.; продолжение — № 5 за 2013 г.

ским образом условия наибольшего касательного напряжения (2) является шестигранная призма, ось которой наклонена одинаково к осям главных напряжений, а геометрическим образом энергетического условия пластичности (1) — круглый цилиндр, описанный вокруг этой призмы. Следами пересечения этих поверхностей с *девиаторной плоскостью* (плоскость, нормаль к которой наклонена под одним и тем же углом к осям главных напряжений) являются правильный шестиугольник *2* (рис. 1, *б*) и окружность *1*, в которую он вписан. Оси *1'*, *2'* и *3'* представляют собой проекции осей σ_1, σ_2 и σ_3 на девиаторную плоскость; с учетом косинусов углов проектирования радиус окружности *1* равен $\sqrt{2/3}\,\sigma_{s0}$.

Интересно, что Мизес считал точным условие (2). Он предложил приближенно заменить это условие на выражение (1), так как условие (2) для практических расчетов неудобно ввиду того, что стороны шестиугольника Треска—Сен-Венана описываются различными уравнениями. Кроме того, использование условия Треска—Сен-Венана требует внимательного отношения к знаку разности главных напряжений. А условие (1) соответствует окружности, описываемой одним уравнением, в котором разности главных напряжений возводятся в квадрат, т. е. их знак на результат не влияет.

Проведенная в дальнейшем экспериментальная проверка показала, что условие Губера—Мизеса (1) для пластичных металлов в большинстве случаев лучше согласуется с результатами опытов, чем условие (2) Треска—Сен-Венана. Однако в некоторых случаях точнее описывает результаты экспериментов условие пластичности Треска—Сен-Венана (на-

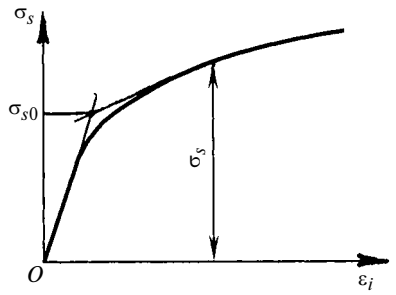


Рис. 2. Определение предела текучести σ_{s0} по экспериментальной кривой σ_s (ε_i) упрочнения

пример при испытаниях отожженной мягкой стали). Поэтому оба выражения можно рассматривать как равноправные описания условия пластичности [5].

При сравнении точности условий пластичности следует иметь в виду и некоторую необъективность экспериментальной проверки, обусловленную тем, что истинные кривые упрочнения подавляющего большинства материалов — гладкие, т. е. не имеют ярко выраженного участка текучести. Поэтому предполагают, что предел текучести соответствует точке пересечения линий упругого и упругопластического состояний (рис. 2) [6]. Это, естественно, приводит к большому расхождению субъективных оценок предела текучести. Поэтому результаты проверок вполне могут зависеть от того, какому условию пластичности отдают предпочтение экспериментаторы. Споры же о точности упомянутых условий пластичности не утихают до сих пор. Например, авторы работы [7] недавно экспериментально показали, что во многих случаях условие пластичности Треска—Сен-Венана превосходит по точности условие пластичности Губера—Мизеса.

Недостатком условия пластичности Треска—Сен-Венана, как правило, считают то, что оно не учитывает влияние на переход в пластическое состояние промежуточного главного напряжения. Однако обусловленное этим максимально возможное расхождение с условием пластичности Губера—Мизеса не превышает 15 %.

Вместе с тем практика теоретических решений конкретных задач показала, что вопреки первоначальному мнению Мизеса математически значительно проще получить решение, если использовать условие пластичности Треска—Сен-Венана, поскольку оно в отличие от условия Мизеса — линейное.

Желая сохранить это преимущество, а также устранить указанный недостаток (отсутствие учета промежуточного главного напряжения) А. Ю. Ишлинский в 1940 г. предложил условие пластичности наибольшего приведенного напряжения:

$$\max\{|\sigma_1 - \sigma|, |\sigma_2 - \sigma|, |\sigma_3 - \sigma|\} = \frac{2}{3}\sigma_{s0}, \qquad (3)$$

где σ — гидростатическое давление (среднее нормальное напряжение).

В 1951 г. это же условие предложил Р. Хилл. Геометрически условию наибольшего приведенного напряжения соответствует правильный шестиугольник *3* (см. рис. 1, *б*) описывающий окружность Губера—Мизеса. Таким образом, использование линейных условий пластичности Треска—Сен-Венана и Ишлинского—Хилла позволяет дать нижнюю и верхнюю оценки решения задачи, основанного на нелинейном условии Губера—Мизеса.

В академических курсах теории пластичности различают: интенсивность деформаций, учитывающую не только пластические, но и упругие деформации, и интенсивность пластических деформаций; интенсивность приращений деформаций и интенсивность приращений пластических

деформаций и т. д. Поскольку данный цикл статей в целом посвящен рассмотрению процессов большой пластической деформации, имеющей место при ОМД, то в дальнейшем упругой составляющей деформации будем пренебрегать и понимать под интенсивностью деформаций и другими параметрами только пластическую составляющую.

Рассмотренные выше условия (1)—(3) непосредственно относятся к описанию начала пластичности и в правой части содержат постоянную характеристику материала — предел текучести σ_{s0}, т. е. эти условия относятся к идеально пластичному материалу, не имеющему упрочнения.

Кто изучал только теорию ОМД и не знаком с академической теорией пластичности, возможно считает, что математическое описание эффекта упрочнения — дело простое и вполне определенное. Надо лишь подставить в правую часть выражений (1)—(3) вместо предела текучести σ_{s0} напряжение текучести σ_s, соответствующее текущему значению интенсивности ε_i деформаций (см. рис. 2). В учебнике [8, с. 142] так и указано: "Интенсивность деформаций ε_i при пластическом формоизменении определяет степень упрочнения материала. Можно утверждать, что интенсивность напряжений при пластической деформации является функцией интенсивности деформаций".

На самом деле это можно только предполагать, причем данное предположение наименее экспериментально обосновано из всех известных предположений. История развития гипотез упрочнения показывает, что для их создателей это было непростым делом, полным больших сомнений и глубоких раздумий, которые привели к принятию значительного числа различных допущений.

Во-первых, использование для описания упрочнения выражений, совпадающих по виду с условиями (1)—(3), означает принятие *гипотезы изотропного упрочнения*, согласно которой в процессе деформации с упрочнением поверхность пластичности не имеет жесткого смещения и не меняет своей формы, а лишь равномерно расширяется во всех направлениях. Рассмотрим, например, след поверхности пластичности Губера—Мизеса, имеющий на девиаторной плоскости форму круга (см. рис. 1, *а*). В случае принятия гипотезы изотропного упрочнения при нагружении происходит лишь увеличение радиуса этого круга (рис. 3, *а*). Однако эксперименты показывают, что в процессе реального упрочнения поверхность пластичности не только меняет форму, но еще и смещается в направлении предшествующей деформации (рис. 3, *б*). Поэтому, строго говоря, гипотеза изотропного упрочнения пригодна для описания случаев простого пластического деформирования, развивающегося в некотором преимущественном направлении, в частности при простом нагружении.

По этому поводу Р. Хилл писал [9]: "Полагают, что безразлично, по какому пути деформации достигается данное напряженное состояние, — окончательная поверхность пластичности при этом одна и та же. Это не может быть справедливым для реального металла, поскольку его поверхность пластичности зависит от истории деформирования. В процессе непрерывной деформации форма поверхности пластичности может изменяться и нельзя молчаливо считать, что она только увеличивается в размерах". В книге [6] приведены результаты ряда проверочных экспериментов и также констатируется, "что теория изотропного упрочнения отличается от действительности".

Во-вторых, характер зависимости интенсивности напряжений от пластических деформаций при наличии упрочнения до сих пор до конца не выяснен. Существует лишь ряд приемлемых предположений.

В обобщенном виде рассмотренные выше условия пластичности можно записать как

$$\sigma_{\text{экв}} = \sigma_s(\lambda), \qquad (4)$$

где $\sigma_{\text{экв}}$ — эквивалентное напряжение, определяемое левой частью условий пластичности (1)—(3); λ — некоторая мера упрочнения, выбором которой получают разные гипотезы упрочнения.

В 1929 г. М. Рош и А. Эйхингер предложили наиболее простую гипотезу, согласно которой в качестве меры упрочнения принимается интенсивность ε_i ито-

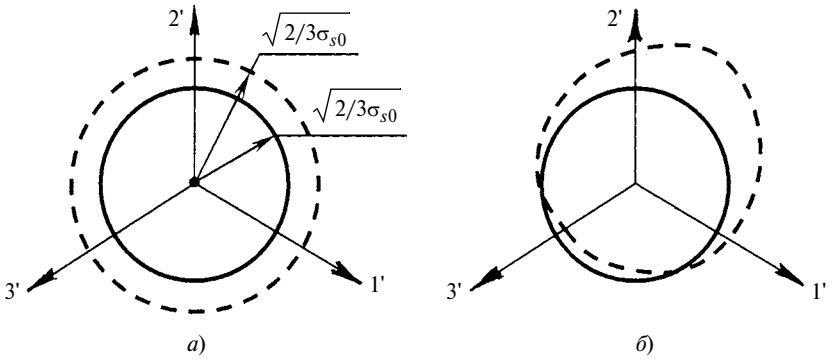


Рис. 3. Изотропное расширение следа поверхности пластичности (*а*) и его реальное изменение (*б*)

говой деформации, под которой понимается интенсивность *конечных логарифмических* деформаций:

$$\sigma_{экв} = \sigma_s(\varepsilon_i). \qquad (5)$$

В учебнике [8] это не оговорено, в связи с чем специалисты по ОМД понимают под ε_i или рассматриваемую в учебнике интенсивность *малых* деформаций, или какой-нибудь условный показатель типа относительного удлинения при простом растяжении [8, с. 142]. Если для малых деформаций относительное удлинение еще близко к логарифмической деформации, то для рассматриваемых в ОМД больших деформаций использование условных показателей деформации не только не согласуется с классическими теориями пластичности [10], но и делает некорректным использование *гипотезы единой кривой*, согласно которой зависимость интенсивности напряжений от интенсивности деформаций одна и та же для всех напряженных состояний. Эта гипотеза в 1909 г. была сформулирована П. Людвиком, который экспериментально обосновал ее путем сравнения кривых упрочнения при растяжении и сжатии, построенных с использованием логарифмических деформаций. Важно, что кривые упрочнения при растяжении и сжатии, полученные не для логарифмических, а для относительных деформаций, несопоставимы, поскольку для растяжения относительная деформация в 100 % означает двукратное увеличение длины образца, в то время как для сжатия та же деформация означает недостижимое уменьшение высоты образца до нуля. *Логарифмические или истинные деформации* были введены в механику в 1900 г. по предложению А. Менаже и впервые использованы для построения диаграмм деформирования П. Людвиком в 1909 г. Однако соблюдая историческую точность, следует отметить, что впервые логарифмические деформации были рассмотрены еще О. Коши, который доказал их примерное равенство относительным деформациям в области малых значений.

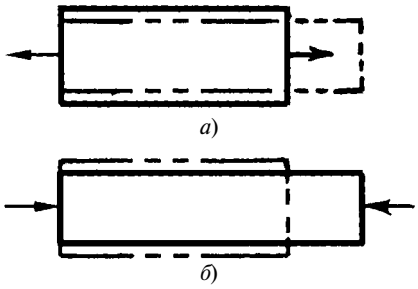


Рис. 4. Испытание образца на растяжение (*а*) с последующим сжатием (*б*)

Несмотря на это в ОМД придумано немалое число разных условных показателей [11], не имеющих никакого отношения к истинным деформациям (это будет подробно рассмотрено в завершающей статье цикла).

Эксперименты показывают, что гипотеза упрочнения Роша и Эйхингера (5) дает достаточную для практики точность при простом нагружении изотропного материала, а также при некоторых сложных нагружениях, не сопровождающихся значительными изменениями положений главных осей [5, 12].

Приведем пример, показывающий недостаток данной гипотезы в общем случае сложного нагружения. Допустим, что образец из упрочняющегося материала был сначала пластически растянут, а затем сжат до исходных размеров (рис. 4). Так как конечные размеры образца не изменились, то интенсивность ε_i итоговой деформации равна нулю, т. е. упрочнение должно отсутствовать, что противоречит опытным данным, показывающим, что каждая деформация вносит свой дополнительный вклад в упрочнение. Между тем во многих случаях ОМД изменения деформаций в объеме заготовки происходят так же, как в рассмотренном примере. Например, при обратном выдавливании стакана частица металла, находясь под торцом пуансона, испытывает деформацию преимущественного сжатия, а на этапе выдавливания в стенку стакана начинает испытывать деформацию преимущественного растяжения.

Стремясь исправить указанный недостаток, Д. Тейлор и Г. Квинни в 1931 г., а Р. Шмидт в 1932 г. предложили принять в качестве меры упрочнения удельную работу A пластической деформации:

$$\sigma_{экв} = \sigma_s(A), \qquad (6)$$

где

$$A = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} = \int \sigma_i \overline{d\varepsilon_i}. \qquad (7)$$

Величина $\overline{d\varepsilon_i}$ называется интенсивностью приращений деформаций и определяется выражением

$$\overline{d\varepsilon_i} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(d\varepsilon_x - d\varepsilon_y)^2 + (d\varepsilon_y - d\varepsilon_z)^2 + (d\varepsilon_z - d\varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(d\gamma_{xy}^2 + d\gamma_{yz}^2 + d\gamma_{zx}^2)}. \qquad (8)$$

Интенсивность $\overline{d\varepsilon_i}$ приращений деформаций не равна приращению $d\varepsilon_i$ интенсивности деформаций, чем и объясняется общепринятое введение черточки в ее обозначение.

Выражение (7), называемое *энергетическим критерием упрочнения*, является наиболее общим и имеет достаточное экспериментальное подтверждение для широкого класса сложных нагружений. Поэтому его наиболее часто используют в академической теории пластичности.

В 1933 г. Ф. Удквист предложил принять в качестве меры упрочнения *накопленную деформацию* e_i, называемую также *критерием Удквиста*:

$$\sigma_{\text{экв}} = \sigma_s(e_i), \qquad (9)$$

где

$$e_i = \int \overline{\mathrm{d}\varepsilon_i}. \qquad (10)$$

В выражениях (7) и (10) интегралы берутся по пути деформирования.

В 1958 г. А. А. Ильюшин для определения накопленной деформации предложил принять несколько иное выражение, которое будет подробно рассмотрено в статье 9 цикла.

Преимуществами критерия (10) по сравнению с критерием (7) Удквист считал безразмерность и большую математическую простоту. Результаты большинства экспериментов с приблизительно одинаковой точностью согласуются с обоими критериями. Использование мер упрочнения (7) и (10) для изотропных материалов вообще приводит к одинаковым результатам. Однако в общем случае (например для анизотропных материалов или при учете эффекта Баушингера) эти меры дают разные результаты.

Для того чтобы обоснованно распространить на случай конечных деформаций соотношения, известные в теории малых деформаций, Г. А. Смирнов—Аляев ввел понятие монотонности деформации. Он показал, что при монотонной деформации интенсивность ε_i итоговой деформации совпадает с накопленной деформацией e_i, т. е. условия (5) и (9) становятся эквивалентными. Однако для большинства процессов ОМД условие монотонности можно принимать лишь в качестве грубого допущения. Для таких процессов интенсивность ε_i итоговой деформации будет всегда меньше накопленной деформации e_i, аналогично тому, что расстояние по прямой между двумя пунктами всегда короче фактически пройденного пути по пересеченной местности (рис. 5).

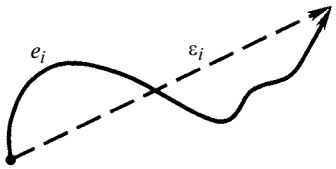


Рис. 5. Сопоставление образов интенсивности ε_i итоговой деформации и накопленной деформации e_i

В целом экспериментальная проверка условий пластичности Треска—Сен-Венана и Губера—Мизеса показала, что они достаточно хорошо согласуются с результатами опытов в тех случаях, когда пределы текучести материала при растяжении и сжатии одинаковы, материал является изотропным, а деформационная анизотропия (простейшим проявлением которой является эффект Баушингера) отсутствует.

Если пределы текучести материала при растяжении ($\sigma_{s\text{р}}$) и сжатии (σ_{sc}) различны, то в качестве условия пластичности используется критерий, предложенный О. Мором в 1900 г.:

$$\sigma_1 - k\sigma_3 = \sigma_{s\text{р}}, \qquad (11)$$

где

$$k = \sigma_{s\text{р}}/\sigma_{sc}. \qquad (12)$$

Видим, что условие пластичности Мора является обобщением условия пластичности Треска—Сен-Венана (2). Существует и аналогичное обобщение условия пластичности Губера—Мизеса (1), предложенное П. П. Баландиным:

$$\frac{1-k}{2}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) + \frac{1}{2}\sqrt{(1-k)^2(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)^2 + 4k(\sigma_1^2+\sigma_2^2+\sigma_3^2-\sigma_1\sigma_2-\sigma_2\sigma_3-\sigma_3\sigma_1)} = \sigma_{s\text{р}}. \qquad (13)$$

Во время холодной деформации все металлы в большей или меньшей степени проявляют анизотропию, которая характеризуется разными механическими свойствами в разных направлениях. Анизотропия наблюдалась, несмотря на все попытки полностью ее устранить, даже в классических опытах по проверке различных теорий пластичности, проводившихся на тонкостенных трубках при совместном действии растяжения и внутреннего давления или растяжения и кручения. Предложены различные условия пластичности анизотропных материалов с изотропным упрочнением: Мизеса—Хилла; Джексона—Смита—Ланкфорда; Дорна; Рыхлевского, из которых чаще всего используется условие пластичности анизотропных тел Мизеса—Хилла, которое для осесимметричного напряженного состояния анизотропного тела имеет вид:

$$F(\sigma_\rho - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + H(\sigma_\theta - \sigma_\rho)^2 + 2L\tau_{\rho z}^2 = 1, \qquad (14)$$

где F, G, H, L — параметры, характеризующие текущее состояние анизотропии, определяемые выражениями:

$$\left.\begin{aligned} 2F &= \frac{1}{\sigma_{s\rho}^2} + \frac{1}{\sigma_{sz}^2} - \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2}; \\ 2G &= \frac{1}{\sigma_{sz}^2} + \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} - \frac{1}{\sigma_{s\rho}^2}; \\ 2H &= \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} + \frac{1}{\sigma_{s\rho}^2} - \frac{1}{\sigma_{sz}^2}; \\ 2L &= \frac{1}{\tau_{s\rho z}^2}, \end{aligned}\right\} \qquad (15)$$

где $\sigma_{s\text{р}}$, $\sigma_{s\theta}$, σ_{sz}, $\tau_{s\rho z}$ — напряжения текучести материала в разных направлениях.

С применением условия пластичности Мизеса—Хилла для решения с помощью теории пла-

стического течения конкретной задачи осесимметричного обратного выдавливания можно ознакомиться в работе [13].

Заметим, что Р. Мизес еще в 1928 г. разработал и опубликовал общее условие пластичности анизотропных материалов, в которое входит 21 постоянная анизотропии, а Р. Хилл только в 1948 г. (т. е. на 20 лет позже) повторил частный вариант этого условия с шестью постоянными для ортотропного материала. Но поскольку Хилл при этом не сослался на работу Мизеса, то теперь условие пластичности анизотропных материалов называется условием пластичности Мизеса—Хилла, хотя многолетний приоритет Мизеса в этом вопросе неоспорим.

Все рассмотренные условия пластичности с изотропным упрочнением не дают достаточной точности при сложном нагружении, сопровождающемся существенным изменением направлений главных осей. Они не описывают эффекта Баушингера, поскольку соответствуют одинаковым напряжениям текучести в прямом и обратном направлениях нагружения. Поэтому данные условия непригодны для количественного описания многих реальных процессов немонотонного деформирования. Более того, ряд особенностей поведения материалов при сложном нагружении можно рассматривать как проявление некоторого обобщенного эффекта Баушингера. Для учета этих особенностей необходимо соответствующее изменение условий пластичности, т. е. создание условий пластичности изотропных материалов с *анизотропным упрочнением* (не следует путать это с рассмотренным выше условием пластичности анизотропных материалов с изотропным упрочнением).

Наиболее простое условие пластичности, учитывающее анизотропию деформационного упрочнения, в 1954 г. было предложено А. Ю. Ишлинским, а в 1955 г. — В. Прагером. Оно называется *условием трансляционного упрочнения* и сводится к предположению, что в процессе нагружения поверхность начала пластичности не изменяет свои размеры и форму, а только жестко перемещается в направлении деформирования (рис. 6, *а*). При этом закон смещения центра поверхности пластичности из точки O в точку O' принимается в виде той или иной гипотезы. Очевидно, что условие трансляционного упрочнения, по крайней мере, качественно описывает эффект Баушингера, поскольку в результате смещения напряжение σ_{s1} текучести при нагружении в прямом направлении будет больше, чем напряжение σ_{s2} текучести при нагружении в обратном направлении (напряжения отсчитываются от центра координат O и показаны на рис. 6, *а* соответствующими стрелками).

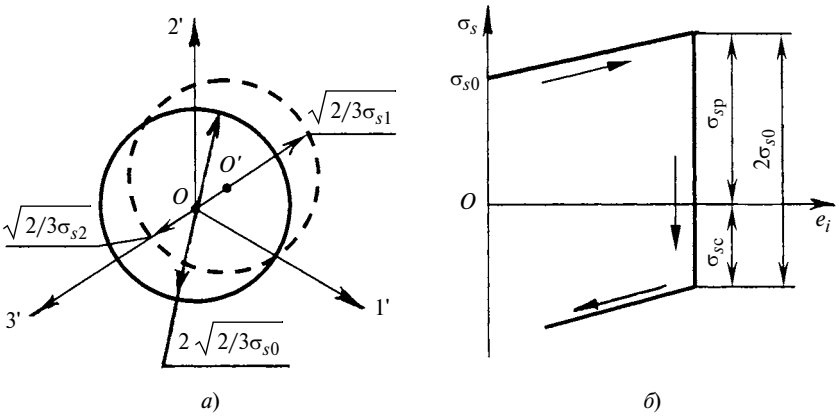


Рис. 6. Модель трансляционного упрочнения (*а*) и эффект Баушингера при трансляционном упрочнении (*б*)

Условие трансляционного упрочнения Ишлинского—Прагера диктует определенную однозначность. Итак, для материала в начальном состоянии предел текучести равен σ_{s0}. Это значение определяет диаметр исходной поверхности пластичности, который будет равен $2\sqrt{2/3}\,\sigma_{s0}$ (см. рис. 6, *а*). Поскольку в процессе упрочнения диаметр поверхности пластичности не изменяется, то очевидно равенство $\sqrt{2/3}\,\sigma_{s1} + \sqrt{2/3}\,\sigma_{s2} = 2\sqrt{2/3}\,\sigma_{s0}$, откуда $\sigma_{s1} + \sigma_{s2} = 2\sigma_{s0}$. Для случая растяжения с последующим сжатием это показано на рис. 6, *б*. Видно, что сумма абсолютных значений новых напряжений текучести при растяжении (σ_{sp}) и последующем сжатии (σ_{sc}) всегда равна удвоенному пределу текучести ($2\sigma_{s0}$) исходного материала. Описываемый таким образом эффект Баушингера принято называть идеальным.

Эта однозначность является существенным недостатком условия трансляционного упрочнения. Допустим, что из эксперимента известно, что при определенной деформации растяжения вследствие упрочнения начальное напряжение σ_{s0} текучести материала увеличится до σ_{sp} (см. рис. 6, *б*), а после разгрузки и последующего сжатия вследствие эффекта Баушингера напряжение текучести уменьшится и станет равным экспериментальному значению σ'_{sc}. Очевидно, что всегда можно принять такой закон смещения из точки O в точку O' (см. рис. 6, *а*) центра поверхно-

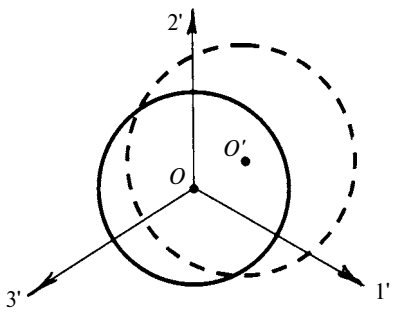


Рис. 7. Модель трансляционно-изотропного упрочнения

сти пластичности в зависимости от деформации e_i, при котором будет с достаточной точностью описываться упрочнение при растяжении, т. е. будет обеспечено равенство $\sigma_{s1} = \sigma_{sp}$. Однако при этом может не соответствовать экспериментальному значению σ'_{sc} величина $\sigma_{sc} = 2\sigma_{s0} - \sigma_{sp}$ (см. рис. 6, *б*). Или наоборот, можно задать закон смещения центра поверхности пластичности таким образом, чтобы получить хорошее соответствие разницы напряжений текучести в прямом и обратном направлениях, т. е. хорошо описать эффект Баушингера, обеспечив равенство $\sigma_{s1} - \sigma_{s2} = \sigma_{sp} - \sigma'_{sc}$, но при этом нарушится соответствие экспериментальной величине упрочнения.

Эксперименты показали, что условие трансляционного упрочнения дает удовлетворительную точность лишь в области малых пластических деформаций. Для лучшего согласования теоретических и экспериментальных результатов целесообразно комбинировать жесткое смещение поверхности пластичности с ее расширением (рис. 7), т. е. использовать *условие трансляционно-изотропного упрочнения*. Это условие было впервые предложено в 1957 г. Ю. И. Кадашевичем и В. В. Новожиловым, а затем развито в ряде вариантов Р. А. Арутюняном и А. А. Вакуленко, П. М. Нахди, В. Л. Даниловым, Р. М. Мансуровым и другими исследователями. Некоторые из этих вариантов были использованы для теоретического описания процессов циклического нагружения.

Введение в теорию любого условия анизотропного упрочнения хотя и улучшает описание реальных процессов пластической деформации, но значительно усложняет математическое решение практических задач.

В общем можно констатировать, что используемые чаще всего критерии пластичности и упрочнения не являются безукоризненными, универсальными и однозначными. Но при этом следует согласиться с высказыванием Прагера: "Вообще теория пластичности Мизеса весьма упрощенно описывает действительное поведение пластического материала. Эту теорию нетрудно изменить таким образом, чтобы она лучше соответствовала результатам эксперимента. Однако такое "улучшение" теории Мизеса настолько бы усложнило ее применение к практическим задачам, что такую улучшенную теорию вскоре, конечно, признали бы бесполезной".

Далее рассмотрим описание связи между напряжениями и деформациями.

Исторически условия пластичности и соотношения между напряжениями и деформациями были введены в теорию пластичности как составные части, независимые друг от друга. Несмотря на то, что предложено много различных теорий, устанавливающих связь между компонентами напряженного и деформированного состояний, в большинстве случаев для решения практически важных задач используют две из них: *теорию пластического течения*, устанавливающую связь между напряжениями и бесконечно малыми приращениями деформаций, часто заменяемыми для удобства скоростями деформаций (уравнения теории пластического течения будут приведены в последующих статьях), и *деформационную теорию пластичности*, устанавливающую связь напряжений непосредственно с деформациями.

Деформационную теорию пластичности называют также *теорией малых упругопластических деформаций*. Реже используется разработанная в 1946 г. В. В. Новожиловым *теория конечных деформаций* (*нелинейная теория упругости*), о сложности которой можно судить по уравнениям, приведенным в работе [14]. Во избежание недоумения читателя (рассматривали теории пластичности, а сравниваем с ними теорию упругости) поясним: имеется строгое доказательство того, что уравнения, описывающие пластическое состояние тела, ничем не должны отличаться от уравнений для нелинейного упругого тела с идентичной диаграммой растяжения. Теория конечных деформаций используется, в частности, в экспериментально-аналитическом методе координатных сеток.

Теория пластического течения является наиболее обоснованной как теоретически, так и экспериментально. Так как эта теория использует связь между напряжениями и деформациями, выраженную дифференциальными (и притом неинтегрируемыми) зависимостями, то определяемые с ее помощью величины зависят от пути деформирования, т. е. получаемые результаты отражают историю деформирования. Если, например, в пространстве напряжений переход из начальной точки *O* в конечную точку *A* (рис. 8) осуществлялся двумя путями (*1* и *2*), то, несмотря на одинаковые конечные напряжения, компоненты деформации в точке *A*, най-

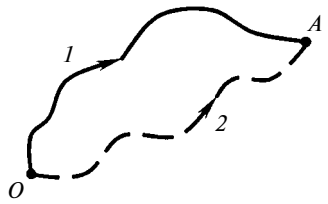


Рис. 8. Различные пути нагружения

денные из уравнений теории пластического течения, для этих путей будут разными.

Вследствие большей математической простоты для решения прикладных задач часто используют деформационную теорию пластичности, которая имеет ряд принципиальных недостатков. Р. Хилл [9], а затем и Л. М. Качанов [5] показали на примерах, что деформационная теория во многих случаях может привести к абсурдным результатам.

По математической форме записи уравнения деформационной теории полностью совпадают с уравнениями теории пластического течения, если скорости заменить перемещениями, а скорости деформаций — деформациями.

Простота деформационной теории обусловлена тем, что если известно напряженное состояние в точке, то по уравнениям данной теории можно сразу же определить деформации. Таким образом, данная теория предполагает, что деформации в некоторый момент определяются только мгновенными значениями напряжений и от предшествующей истории не зависят. Как указывает А. А. Ильюшин, "это неверно хотя бы потому, что напряжения можно изменять скачком, но деформации должны изменяться непрерывно". Очевидным недостатком деформационной теории является то, что для рассмотренного выше примера (см. рис. 8) независимо от пути нагружения она даст один и тот же результат. Естественно, что использование этой теории при сложных зигзагообразных путях нагружения может привести к неудовлетворительным результатам. Таким образом, уравнения деформационной теории пластичности в полной мере описывают пластическую деформацию при *простом нагружении*, когда компоненты напряженного состояния растут пропорционально одному параметру. Эта теория также дает удовлетворительные результаты и при некоторых нагружениях, близких к простому.

При простом нагружении отношения между напряжениями и деформациями остаются постоянными, а путь деформации представляет собой прямую линию. Рассмотрим это подробнее.

Большинство основателей теории пластичности ставили опыты над тонкостенными трубками при комбинированном нагружении, например силой P растяжения и моментом M кручения (рис. 9, *а*). Иногда внутри трубки дополнительно создавали гидростатическое давление. С помощью различных комбинаций нагружений в стенке трубки можно создавать практически произвольное напряженное состояние. Измеряя деформации (по изменениям диаметра, длины и угла закручивания трубки) и сопоставляя их с известным напряженным состоянием, можно судить о законах пластической деформации и осуществлять их экспериментальную проверку. Если изобразить процесс нагружения в координатах P, M, то в общем случае это будет некоторая линия OA (рис. 9, *б*). Так как нормальное напряжение прямо пропорционально силе P, а касательное напряжение прямо пропорционально моменту M, то для реализации увеличения этих напряжений пропорционально одному параметру, т. е. для реализации простого нагружения, необходимо одновременное пропорциональное увеличение силы P и момента M. Очевидно, что простое нагружение будет соответствовать некоторому лучу $OБ$. Всякий другой по форме путь нагружения соответствует сложному нагружению. Эксперименты по простому нагружению провести легче, поскольку для этого достаточно одного силового источника, например одного гидравлического пресса, т. е. испытательная машина в этом случае будет более простой.

Типичным примером сложного нагружения является так называемое *ступенчатое нагружение*: тонкостенная трубка, например, сначала скручивается (см. рис. 9, *б*, линия OB), а затем при постоянном моменте M растягивается (луч $BГ$).

А. А. Ильюшин доказал, что при простом нагружении деформационная теория совпадает с теорией пластического течения.

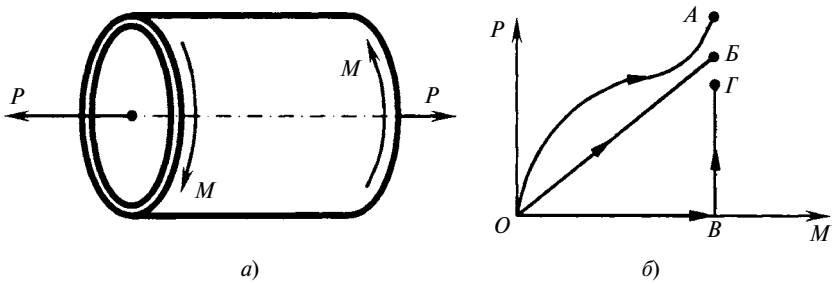


Рис. 9. Комбинированное растяжение и кручение тонкостенной трубки (*а*) и возможные диаграммы процесса комбинированного нагружения (*б*)

Это относится к малым деформациям, поскольку Л. И. Седов показал, что при конечных деформациях тел простое нагружение, как правило, неосуществимо.

По поводу замены теории пластического течения на деформационную Р. Хилл остроумно заметил [9], что "обычное заблуждение состоит в предположении, что так как деформации предполагаются малыми, то законно заменить $d\varepsilon$ на ε. Это было бы эквивалентно утверждению, что $dy/dx = y/x$, которое, конечно, правильно только, когда y/x постоянно". Таким образом, замена приращений деформаций деформациями корректна лишь при простом нагружении. Когда путь деформации криволинеен, деформационная теория и теория течения прогнозируют разные напряженные состояния.

Эксперименты подтверждают теорию пластического течения значительно полнее, чем деформационную теорию. Однако и для теории пластического течения наблюдаются некоторые систематические отклонения ожидаемых результатов от экспериментальных. Например, согласно экспериментам основная гипотеза о прямой пропорциональности приращений пластической деформации и напряжений может отличаться от наблюдаемой закономерности на 7 %. Как указал А. А. Ильюшин [15], "эта неточность не может быть ликвидирована, если оставаться в рамках линейных соотношений между тензорами напряжений и деформаций". В. Прагер предложил нелинейное соотношение между тензорами напряжений и приращений деформации, которое позволяет достичь согласования расчетных и экспериментальных данных. Однако как А. А. Ильюшин, так и Р. Хилл считают использование такого уточнения неоправданным ввиду чрезвычайного усложнения теории, использование которой для решения конкретных задач даже в обычном виде связано с большими математическими трудностями.

Согласно значительному числу экспериментов различных ученых при сложном нагружении, особенно с наличием упрочнения, теория пластического течения и тем более деформационная могут давать совершенно неприемлемую погрешность результатов (например, в опытах А. М. Жукова и Ю. Н. Работнова напряжения, найденные согласно теории течения, примерно в 2 раза отличались от экспериментальных, а согласно деформационной теории — в 3—5 раз).

Для нагружений, близких к простым, Р. Хилл указывает, что "предположение о том, что упрочнение отсутствует, не уменьшает практического значения теории настолько, как это можно предположить. Для предварительно деформированного металла степень упрочнения сравнительно мала, и поэтому уравнения, полностью пренебрегающие упрочнением, представляют хорошее приближение. Для отожженного металла обычная практика состоит в решении задачи о произвольно выбранной средней величине предела текучести" [9].

Резюмируем сопоставление теории течения и деформационной теории словами Л. М. Качанова [5]: "Фактически решение краевых задач на основе обеих теорий ограничено рамками "достаточно простого" нагружения. Более точно сформулировать это условие не представляется возможным".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Степин П. А.** Сопротивление материалов. М.: Высшая школа, 1979. 312 с.
2. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. М.: Наука, 1970. 544 с.
3. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
4. **Громов Н. П.** Теория обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1967. 340 с.
5. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.
6. **Джонсон У., Меллор П.** Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.
7. **Калпин Ю. Г., Петров П. А.** Сен-Венан или Мизес? // Прогрессивные технологии и оборудование кузнечно-штамповочного производства. Сб. науч. тр. междунар. науч.-техн. конф. М.: МГТУ МАМИ, 2003. С. 350—358.
8. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
9. **Хилл Р.** Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ, 1956. 407 с.
10. **Смирнов—Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.
11. **Воронцов А. Л.** Об аппроксимации кривых упрочнения // Вестник машиностроения. 2002. № 1. С. 51—54.
12. **Соколовский В. В.** Теория пластичности. М.: Высшая школа, 1969. 608 с.
13. **Воронцов А. Л.** Напряженное состояние заготовки при обратном выдавливании анизотропного материала // Изв. вузов. Машиностроение. 1980. № 12. С. 107—111.
14. **Воронцов А. Л.** Методические указания по определению напряженно-деформированного состояния методом делительных сеток // Производство проката. 2001. № 4. С. 3—8.
15. **Ильюшин А. А.** Пластичность. М.-Л.: ГИТЛ, 1948. 376 с.

УДК 621.9.026:531

Ю. Г. КАБАЛДИН, академик РИА, д-р техн. наук,
А. И. ОЛЕЙНИКОВ, д-р физ.-мат. наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ),
e-mail: Uru.40@mail.ru

Хаотическая динамика технологических систем

Предложена математическая модель хаотической динамики при резании.
Ключевые слова: резание, хаотические колебания.

It was offered mathematical model of chaotic dynamics in-cut.
Keywords: cutting action, disordered oscillations.

При резании для жесткого (скачкообразного) изменения амплитуды автоколебаний технологической системы и перехода ее к хаотическому движению, по-видимому, нужен мощный и быстрый подвод энергии в контактный слой, который резко изменит коэффициент трения. Рассмотрим механизм возмущения хаотических колебаний в упругой системе станка на основе гидродинамики [1—4]. Экспериментальные данные свидетельствуют о крупномасштабных вихревых движениях объемов обрабатываемого материала в прирезцовых слоях стружки через жидкую фазу (рис. 1). Действительно, при высокой степени деформации ($\varepsilon = 20 \div 50$) запас энергии упругой деформации ΔU_d может достигать [1, 2] предельного значения, при этом деформируемые объемы прирезцовых слоев стружки аморфизируются.

Рис. 1. Микрофотография структуры подошвы нароста при резании стали 10 (×240)

Таким образом, при установившемся резании в прирезцовых слоях стружки возможно плавление деформированных объемов обрабатываемого материала и вихревое движение частиц (см. рис. 1). В первом приближении увеличение температуры в прирезцовом слое стружки при контакте с передней поверхностью инструмента составляет:

$$\Delta T = \tau_s \varepsilon / C_v, \qquad (1)$$

где τ_s — напряжение текучести; C_v — теплоемкость.

Для стали $\tau_s = 5 \cdot 10^5$ Н/м^2, $C_v = 5000$ (Дж/м$^3 \cdot$ К) и $\varepsilon = 30$, тогда согласно формуле (1) $\Delta T = 1400$ К, что близко к температуре плавления, например, стали У8. Экспериментальные исследования [1, 2] показали, что плотность ρ дислокаций в локальных объемах соответствует $\approx 10^{12} \div 10^{14}$ см^2, что свидетельствует об отсутствии кристаллической решетки в интенсивно деформируемых объемах металла.

Исходя из возможности образования квазижидкого слоя в прирезцовых слоях стружки [1, 2] была разработана модель возмущения периодических колебаний с последующим их переходом в процессе резания в хаотические колебания. Численное решение задачи показало, что в квазижидком прирезцовом слое возможны волновые движения (рис. 2). При этом периодические волны в зависимости от давления p могут сменяться распространением солитонов (уединенных волн).

Неустановившиеся плоские движения несжимаемой жидкости задаются вектором скорости $n = (u, v)$, плотностью $\rho_н$ и давлением p, которые являются функциями независимых переменных — времени t и декартовых координат x, y. Исходной является система дифференциальных уравнений, состоящая из уравнения неразрывности — закона сохранения массы (объема)

$$\mathrm{div}(\vec{u}) = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} = 0 \qquad (2)$$

и уравнения импульсов (уравнения количества движения) — закона сохранения импульса

$$\vec{u}_t + (\vec{u} \cdot \nabla)\vec{u} + \frac{1}{\rho_н} \nabla p = \vec{g}, \qquad (3)$$

где $(\vec{u} \cdot \nabla) = u\frac{\partial}{\partial x} + v\frac{\partial}{\partial y}$, $\nabla p = (p_x, p_y)$ — градиент давления в данной точке слоя; $\rho_н$ — плотность слоя; $\vec{g} = (0, -g)$ — вектор плотности массовых сил ($g = \mathrm{const}$).

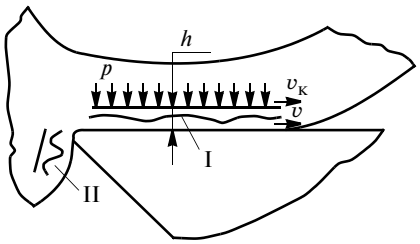


Рис. 2. Волновое движение квазижидкого прирезцового слоя стружки толщиной *H*:
p — давление; v и $v_к$ — скорости резания и распространения колебаний по контактной поверхности прирезцового слоя

Так как плотность постоянна и начальная завихренность равна нулю, то, проинтегрировав уравнение (3) импульсов, можно записать результат в виде уравнения Коши—Лагранжа

$$\Phi_1 + \frac{1}{2}|\nabla\Phi|^2 + \frac{p}{\rho_н} + gy = b(t) \quad (4)$$

с вводом произвольной функции времени $b(t)$, которую без нарушения общности рассмотрения можно считать равной нулю, так как в этом случае существует потенциал скоростей, т. е. такая функция $\Phi = \Phi(1, x, y)$, с которой компоненты вектора скорости связаны потенциальными соотношениями $u = \partial\Phi/\partial x$, $v = \partial\Phi/\partial y$.

Уравнение (2) неразрывности для потенциальных движений превращается в уравнение Лапласа

$$\Phi_{xx} + \Phi_{yy} = 0. \quad (5)$$

Таким образом, система векторных уравнений (2) и (3) сводится к двум скалярным уравнениям (4) и (5).

Для описания конкретного движения следует искать решение этих уравнений в области, ограниченной поверхностью инструмента и границей расплава в обрабатываемом металле. Предположим, что рассматриваемый слой имеет ровное дно, совпадающее с границей между слоем и твердым металлом. При резании все частицы слоя увлекаются стружкой в направлении ее движения относительно передней поверхности инструмента. Тогда поперечные относительные колебания инструмента могут возникнуть в результате его движения вдоль волновой контактной границы со слоем. Скорость прохождения этих волн складывается из скорости v резания и собственной скорости $v_к$ распространения колебаний по контактной поверхности слоя.

В качестве дна выбираем плоскость с координатой $y = 0$ и краевым условием непротекания $v_д = \Phi_y = 0$.

На контактной поверхности с инструментом действует давление $p = p(t, x)$ и выполняется кинематическое условие согласованности скоростей движения частиц слоя, находящихся в контакте с инструментом, и самой границы слоя. Таким образом, для контакта с инструментом имеем два условия:

$$\left.\begin{aligned} &(h_t + uh_x)\big|_{y=h} = 0; \\ &p\big|_{y=h} = p. \end{aligned}\right\} \quad (6)$$

Первое из равенств (6) выражает кинематическое требование, второе — динамическое. При этом контактная поверхность слоя с инструментом описывается уравнением $y = h(t, x)$. Так как давление выражается через потенциал из уравнения Коши—Лагранжа, то условия для контакта с инструментом можно записать через потенциал:

$$\left.\begin{aligned} &(h_t + \Phi_x h_x)\big|_{y=h} = 0; \\ &\left(\Phi_t + \frac{1}{2}\left|\Phi_x^2 + \Phi_y^2\right| + gy\right)\Big|_{y=h} = \\ &= -\frac{p}{\rho_н}. \end{aligned}\right\} \quad (7)$$

Данная математическая модель позволяет исследовать влияние контактного давления $p(t, x)$ на характеристики волнового движения расплавленного слоя.

Решение поставленной задачи сводится к уравнению, которое вытекает из условий (6). Вводим значение среднего потенциала Φ на границе при $y = h$. Подстановкой этой функции в выражения (7) получим два уравнения для функций φ и h, которые, согласно теории мелкой воды, имеют вид:

$$\left.\begin{aligned} &h_t + h_x\varphi_x + h\Delta_2\varphi = 0; \\ &\varphi_t + \frac{1}{2}(\varphi_x^2 + \varphi_y^2) + gh + \frac{p}{\rho_н} = 0. \end{aligned}\right\} \quad (8)$$

Решение уравнений (8) можно получить в приближении Буссинеска и Кортевега—де Фриза. Однако устойчивыми являются стационарные установившиеся движения, при которых поля вектора скорости и давлений не зависят от времени.

Картина стационарного волнового процесса представляет собой застывшую динамическую конфигурацию. Являясь приближенной моделью реальных движений, стационарное состояние устанавливается в течение достаточно большого промежутка времени.

Течение жидкости описывается функциями $h(x, y)$ и $\Phi(x, y)$. Для таких течений правомерны законы сохранения:

$$\int_0^h \Phi_x \mathrm{d}y = a;$$

$$\int_0^h (\Phi_x^2 - \Phi_y^2)\mathrm{d}y = \\ = gh^2 + 2\left(\frac{p}{\rho_н} - b\right)h + c,$$

где a, b, c — заданные константы: a — расход материала в слое; b — постоянная Бернулли, м^2/с^2; c — плотность распределения импульса вдоль слоя, м^3/с^2; $p = p(x, y)$ — распределение давления на границе слоя с инструментом, Н/м^2.

Второе приближение, следующее из уравнений теории мелкой воды, сводит поставленную задачу к уравнению, описывающему профиль контакта инструмента с расплавом:

$$\frac{a^3}{3}h^2 = -gh^3 + 2\left(b - \frac{p}{\rho_н}\right)h^2 - \\ - ch - a^2. \quad (9)$$

Решение уравнения (9) описывает так называемые кноидальные волны (они выражаются через эллиптическую функцию cn с учетом контактного давления p).

Внешние параметры a, b, c волн сводятся к двум безразмерным величинам:

$$\sigma = \frac{3}{4}\frac{gc}{b_c^2};$$

$$\theta = \frac{27}{8}\frac{g^2a^2}{b_c^3},$$

которые позволяют, введя новые переменные согласно равенствам $h = \frac{2}{3}\frac{b}{g}y$, $x = \frac{a}{\sqrt{2b_c}}\bar{x}$, получить уравнение в безразмерном виде:

$$y^2 = -y^3 + 3\left(1 - \frac{p}{\rho_н b_c}\right)y^2 - 3\sigma y + \theta. \quad (10)$$

Из уравнения (10) искомая функция $y(x)$ находится квадратурой и дается формулой:

$$y = y_2 + \left(y_3 - y_2 cn^2\left(\frac{1}{2}\sqrt{y_3 - y_1}\vec{x}, k\right)\right),$$

где модуль k определяется из равенства $k^2 = (y_3 - y_2)/(y_3 - y_1)$.

На рис. 3 показаны профили волновых движений расплавленного слоя при разных контактных давлениях p. Контактные давления изменялись по закону, близкому к синусоидальному, т. е. вначале убывали от некоторого максимального значения, достигали минимума и увеличивались до первоначального значения.

Анализ полученных результатов показал, что при высоких давлениях p наблюдаются регулярные периодические волны довольно большой частоты (рис. 3, *а*). При уменьшении давления происходит увеличение амплитуды колебаний и значительное уменьшение частоты колебаний (рис. 3, *б*), вначале сохраняется периодичность волн, но по достижению некоторого минимального давления волновая структура контакта перестраивается: на смену регулярным периодическим волнам приходят уединенные волны максимальной амплитуды — солитоны.

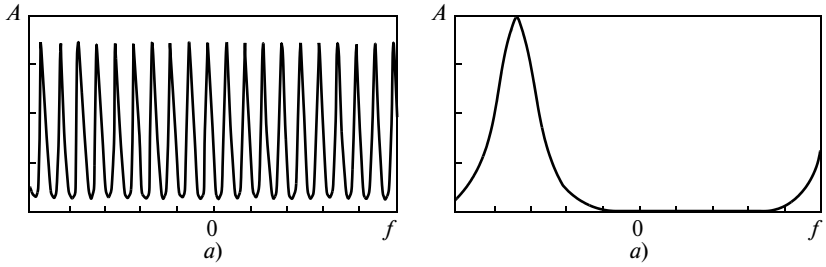


Рис. 3. Осциллограммы колебаний квазижидкого слоя при высоком (*а*) и при низком (*б*) давлениях

Таким образом, теоретические исследования показали, что переход от ламинарного движения частиц обрабатываемого материала в прирезцовых слоях к турбулентному (см. рис. 1), т. е. динамическому хаосу, может быть обусловлен образованием здесь солитонов. Их формирование при резании происходит при низких значениях коэффициента трения на передней поверхности инструмента и высоких удельных нормальных давлениях q_N.

Поэтому изменение толщины среза при поперечных относительных колебаниях инструмента и заготовки будет сопровождаться увеличением коэффициента трения, снижением q_N, увеличением длины контакта и движением в квазижидком прирезцовом слое солитонов (локализованных волн) с высокой скоростью к режущему лезвию. Последующий резкий рост давления, создаваемый солитонами, приводит к мгновенному увеличению силы резания. В результате периодические колебания скачкообразно переходят в хаотические. Этот переход получил название перемежаемость.

На основе анализа экспериментальных данных и теоретических исследований изучены и другие сценарии развития хаотических (сложных) колебаний упругой системы.

Процессы, совершающиеся во фрикционной системе (в подвижных соединениях) технологической системы обработки резанием, весьма инерционны, а само резание — динамический процесс. В зоне I (см. рис. 2) стружкообразования и зоне II вторичной деформации степень ε и скорость $\dot{\varepsilon}$ деформации могут достигать критических значений [2]. В процессе обработки система эволюционирует, отклоняется от термодинамического равновесия, самоорганизуется и технологическая система переходит к устойчивым колебаниям (автоколебаниям). Рост энтропии приводит к образованию в системе резания новых диссипативных структур, которые определяют механизм деформации срезаемого слоя, вид стружки, устойчивость процесса резания, износ инструмента, качество поверхности и точность обработки.

Самоорганизация системы резания обусловлена прежде всего эволюцией деформационных процессов в зоне стружкообразования и в контактных слоях инструмента. Нелинейность зоны стружкообразования связана с тем, что в ней достигается предельная энергия деформации [1] и ее эволюция уже не зависит от подводимой внешней энергии; дальнейшее развитие деформационных процессов переходит в автономную стадию самоорганизации.

Разработка механизмов пластического деформирования срезаемого слоя при резании тесно связана с развитием смежных наук (физики, химии, теории твердого тела, квантовой механики, материаловедения и т. д.). В работе [5] изложен новый подход к

УДК 621.923

В. А. НОСЕНКО, д-р техн. наук, С. В. НОСЕНКО (Волгоградский ГТУ),
e-mail: nosenko@volpi.ru

Плоское глубинное шлифование пазов в заготовках из титанового сплава с непрерывной правкой шлифовального круга

Исследовано плоское глубинное шлифование пазов в заготовках из титанового сплава ВТ9, влияние характеристики абразивного инструмента, глубины шлифования, подач стола и подачи правящего ролика на составляющие силы резания, коэффициент шлифования и режущую способность. Даны рекомендации по выбору режимов глубинного шлифования и инструмента.

Ключевые слова: глубинное шлифование, непрерывная правка, титановый сплав, силы резания, режущая способность, коэффициент шлифования, режимы шлифования.

Flat deep groove grinding in VT9 titanium alloy block, impact of tool abrasive performance, height of glazing, table feeds and giving dress roll on cutting force components, g-ratio and cuttability were examined. Selection guidelines for deep groove grinding modes and for device were given.

Keywords: deep groove grinding, continuous dressing, titanium alloy, cutting forces, cuttability, g-ratio, grinding modes.

Одним из наиболее перспективных способов повышения эффективности механической обработки материалов является применение глубинного шлифования, обеспечивающего высокое качество поверхности детали в сочетании с высокой производительностью и возможностью автоматизации управления. Глубинное шлифование позволяет совмещать в одной операции предварительную обработку и чистовую, что сокращает основное и вспомогательное время обработки и повышает точность размеров детали.

Наиболее широко глубинное шлифование используется при изготовлении деталей из труднообрабатываемых сплавов на железной и никелевой основах для авиационной и космической техники. Менее изучено глубинное шлифование сплавов на основе титана [1—5].

Особенности глубинного шлифования титановых сплавов показаны в работах [2, 3, 5—8], где также даны рекомендации по выбору характеристики абразивного инструмента, смазочно-охлаждающей жидкости, режимов шлифования, проанализирована обрабатываемость некоторых марок титановых сплавов. Однако глубинное шлифование титановых сплавов с непрерывной правкой шлифовального круга в публикациях рассмотрено недостаточно, в том числе глубинное шлифование пазов.

Основная причина плохой обрабатываемости титановых сплавов — высокая адгезионная активность металла при взаимодействии с абразивным материалом [2, 5]. Поэтому приоритетным направлением повышения эф-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 71)

описанию пластической деформации, основанный на термодинамически необратимых процессах и концепции сильновозбужденного состояния. Показана возможность возникновения в сильновозбужденном кристалле вихревой моды деформации. Дислокационная и вихревая (ротационная) моды деформации взаимосвязаны и действуют кооперативно. По мере увеличения степени деформации и плотности деформационных дефектов как элементов новой структуры локальная сдвиговая устойчивость снижается и происходит переход к микровихрям (области высокого давления).

Проведенные исследования, а также анализ работ других авторов позволили выявить виды диссипативных структур, а также механизмы самоорганизации в системе резания.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кабалдин Ю. Г., Олейников А. И., Бурков А. А.** Синергетический подход к анализу динамических процессов в металлорежущих станках // СТИН. 2003. № 1. С. 3—6 и № 2. С. 3—6.

2. **Математическое** моделирование самоорганизующихся процессов в технологических системах обработки резанием / Ю. Г. Кабалдин, А. И. Олейников, А. М. Шпилев, А. А. Бурков. Владивосток: Дальнаука, 2000. 195 с.

3. **Кузнецов А. Е., Кузнецов С. Л., Сатаев И. Р.** Критическая динамика одномерных отображений. Ч. II. Двухпараметрический переход к хаосу // Изв. вузов. Прикладная нелинейная динамика. 1993. Т. 1. № 2. С. 17.

4. **Кузнецов С. П.** Динамический хаос: курс лекций. М.: Изд-во физ.-мат. литературы, 2001. 296 с.

5. **Панин В. Е., Лихачев В. А., Гриняев Ю. В.** Структурные уровни деформации твердых тел. Новосибирск: Наука, 1985. 229 с.

фективности шлифования титановых сплавов считается разработка мероприятий по снижению интенсивности этого взаимодействия. Актуальность такого подхода при глубинном шлифовании существенно возрастает в связи с многократным удлинением дуги контакта и соответствующим увеличением времени однократного взаимодействия пары абразив—металл.

Известны несколько способов снижения интенсивности контактных процессов при шлифовании: применение инертного абразивного материала; транспортирование в зону резания активных компонентов среды; снижение температуры шлифования применением высокоструктурного абразивного инструмента и оптимизацией режимов обработки; очистка рабочей поверхности шлифовального круга, в том числе и при его правке.

В данной работе показано влияние характеристики абразивного инструмента, глубины шлифования, подач стола и правящего ролика на выходные параметры плоского глубинного шлифования пазов в заготовках из титанового сплава ВТ9, относящегося к жаропрочным двухфазным ($\alpha + \beta$)-сплавам.

Исследования проведены на станке ЛШ-232 для плоскопрофильного глубинного шлифования, оснащенном устройством для непрерывной правки и компенсации износа абразивного инструмента. В качестве абразивного инструмента использовали изготовленные ОАО "Волжский абразивный завод" высокопористые высокоструктурные шлифовальные круги типоразмера 1 — 500 × 20 × 127. Характеристика шлифовальных кругов: абразивный материал — карбид кремния зеленый 64С зернистостью F60 и F120; твердость — от G до J; структура — 12; связка — керамическая. Охлаждение осуществляли водным раствором, его состав:

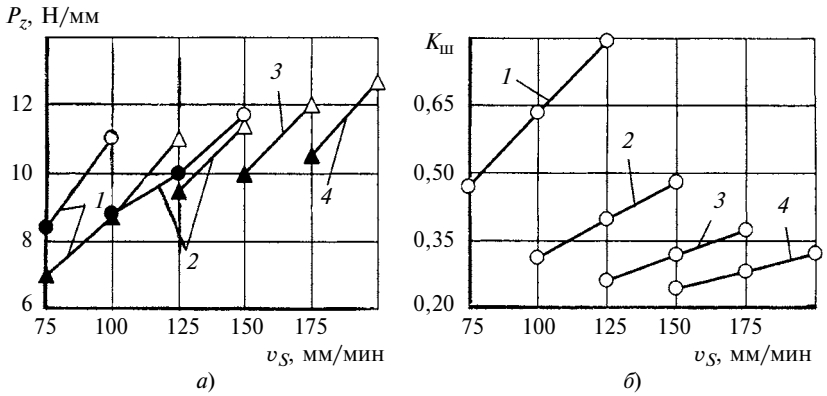


Рис. 1. Зависимости силы P_z (*а*) и коэффициента $K_ш$ шлифования (*б*) от скорости v_S стола и подачи правящего ролика $S_р$ = 1 (*1*), 2 (*2*), 3 (*3*), 4 мкм/имп (*4*) при обработке абразивными кругами различной твердости:
а) ●, ○ — Н; ▲, Δ — G; ●, ▲ — нет прижога; ○, Δ — прижог

тринатрийфосфат — 4 %; гексаметафосфат натрия — 0,9 %; сода кальцинированная — 0,3 %; вода — остальное.

Исследовали процесс шлифования пазов глубиной 1÷4 мм. Необходимую длину обрабатываемой поверхности получали стыковкой в пакет плоских призматических образцов. Для плотного прилегания образцы по широкому торцу предварительно обрабатывали на плоскошлифовальном станке. Перед набором в пакет образцы имели размеры 100 × 50 × 17,5 мм. Средняя твердость образцов составляла (38,5 ± 1,1)*HRC*.

При глубинном шлифовании контролируют: составляющие P_{by} и P_{bz} (Н/мм) силы резания и режущую способность Q_b (мм^2/с), приведенные к высоте шлифовального круга; коэффициент $K_ш$ шлифования; кромкостойкость абразивного инструмента; наличие шлифовочных прижогов на обработанной поверхности. Так как шлифовочный прижог является одним из основных видов брака, то его отсутствие принято в качестве определяющего критерия.

Силы шлифования измеряли динамометром УДМ-600 с регистрацией данных в компьютере с использованием специальной программы [9].

Показатели Q_b и $K_ш$ безотказности работы рассчитывали по формулам:

$$Q_b \frac{l t v_S}{l + \sqrt{t(D-t)}}, \ \frac{\text{мм}^2}{\text{мин}};$$

$$K_ш = \frac{l t v_S}{6 \cdot 10^{-2} \pi D S_p m \left(l + \sqrt{Dt - t^2} \right)}, \ \frac{\text{мм}^2}{\text{мм}^2},$$

где l — длина обрабатываемой поверхности, мм; t — глубина шлифования; v_S — скорость подачи стола, мм/мин; D — диаметр шлифовального круга, мм; $S_р$ — подача правящего ролика в микрометрах на один импульс (имп); m — частота импульсов, с$^{-1}$.

Износ шлифовального круга в результате правки определяли по радиальному перемещению правящего ролика.

Кромкостойкость шлифовальных кругов оценивали по радиусу $r_п$ перехода от дна обрабатываемого паза к его стенке. Радиусы перехода измеряли на фотографиях торца паза с обеих сторон с использованием шаблонов. Стыковка плоских образцов для получения необходимой длины обработки позволяла контролировать $r_п$ по длине шлифования.

Для определения увеличения использовали объект-микрометр.

Влияние скорости v_S стола и подачи $S_р$ правящего ролика на составляющую P_z силы резания показано на рис. 1, *а*. В качестве абразивного инструмента использовали шлифовальный круг 64CF60H12V.

При шлифовании на режиме: $v_S = 75$ мм/мин, $t = 3$ мм и $S_р = 1$ мкм/имп шлифовочные прижоги на обработанной поверхности не обнаружены. С увеличением v_S до 100 мм/мин составляющие силы резания возрастали в среднем в 1,3÷1,4 раза. На обработанной поверхности после травления были обнаружены белые пятна, свидетельствующие о наличии прижогов. С увеличением подачи $S_р$ до 2 мкм/имп при той же скорости v_S составляющие силы резания снижались более чем на 20 %. После травления обработанной поверхности изменения в структуре не обнаружены.

В связи с тем что подача $S_р$ была увеличена в 2 раза, скорость изнашивания шлифовального круга возросла в такой же пропорции. При $v_S = 75$ мм/мин режущая способность $Q_м$ составила 129 мм^2/мин, при $v_S = 100$ мм/мин — 172 мм^2/мин. Коэффициент $K_ш$ шлифования на бездефектных режимах снизился почти в 1,5 раза: с 0,47 до 0,32 (рис. 1, *б*). С целью повышения эксплуатационных показателей скорость v_S увеличили до 125 мм/мин, что не привело к образованию шлифовочных прижогов на обработанных поверхностях паза. В результате повышения скорости v_S стола Q_b и $K_ш$ возросли соответственно до 216 мм^2/мин и 0,41.

При дальнейшем увеличении v_S до 150 мм/мин составляющие силы резания возросли в среднем на 20 % и на обработанной поверхности появились прижоги. Для устранения прижогов увеличили подачу правящего ролика: при $S_р = 3$ мкм/имп — интенсивность прижогов снизилась; при $S_р = 4$ мкм/имп — прижоги отсутствовали. При $v_S = 150$ мм/мин и $S_р = 4$ мкм/имп коэффициент шлифования был почти в 1,6 раза ниже, чем при $v_S = 125$ мм/мин и $S_р = 2$ мкм/имп, $Q_м$ возросла всего на 20 %.

Увеличение v_S до 175 мм/мин повышало режущую способность на 17 %, но приводило к образованию шлифовочных прижогов. При данной скорости v_S подачу $S_р$ увеличили до 7 мкм/имп, тем не менее на некоторых образцах были обнаружены штриховые прижоги. И только при $S_р = 8$ мкм/имп прижоги были устранены, но коэффициент шлифования снизился до 0,14.

Анализ экспериментальных данных показал, что оптимальное сочетание производительности и расхода инструмента обеспечивается на режиме $v_S = 125$ мм/мин и $S_р = 2$ мкм/имп, при котором $Q_м = 216$ мм^2/мин и $K_ш = 0,41$. Снижение режущей способности $Q_м$ на 40 % по сравнению с $Q_м$ при $v_S = 175$ мм/мин компенсируется почти троекратным сокращением расхода инструмента. По сравнению с шлифованием при $v_S = 75$ мм/мин и $S_р = 1$ мкм/имп режущая способность возрастает в 1,7 раза, коэффициент шлифования в результате увеличения $S_р$ в 2 раза снижается всего на 15 %.

С уменьшением твердости шлифовального круга на одну степень от (H до G) при шлифовании на режимах $v_S = 75÷100$ мм/мин, $S_р = 1$ мкм/имп P_z снижается на 25 % (см. рис. 1, *а*). В результате при $v_S = 100$ мм/мин обработка шлифовальным кругом твердостью G не приводит к образованию шлифовочных прижогов, что имеет место при обработке кругом твердостью H.

Как было показано ранее, для уменьшения силы резания и устранения прижогов при шлифовании более твердым шлифовальным кругом со скоростью стола 100 мм/мин подачу правящего ролика необходимо увеличить до 2 мкм/имп. В этом случае составляющие P_z силы резания при шлифовании кругами твердостью G и H практически одинаковы.

При подаче $S_р = 1$ мкм/имп бесприжоговое шлифование кругом твердостью G возможно со скоростью стола $v_S = 100$ мм/мин, а кругом твердостью H — со скоростью $v_S \leqslant 75$ мм/мин. На данных режимах режущая способность круга твердостью G достигает 175 мм^2/мин, что почти на 35 % выше, чем при шлифовании кругом твердостью H. В результате увеличения скорости стола и меньшей подачи правящего ролика при обработке кругом твердостью G коэффициент шлифования возрастает приблизительно в 1,8 раза (см. рис. 1, *б*).

С увеличением v_S до 125 м/мин при шлифовании кругом твердостью G сила P_z возрастает на 27 % и на обработанной поверхности появляются прижоги. Увеличение подачи правящего ролика до 2 мкм/имп снижает силу P_z на 16 % и обеспечивает бесприжоговое шлифование. При этом сохраняется тенденция снижения силы P_z при шлифовании более мягким кругом.

Бесприжоговое шлифование возможно кругом твердостью G при скорости стола $v_S = 150$ м/мин и подаче правящего ролика $S_р = 3$ мкм/имп, а кругом твердостью H — только при подаче $S_р = 4$ мкм/имп. При твердости G шлифовального круга и подаче $S_р = 4$ мкм/имп скорость v_S стола, необходимая для бесприжогового шлифования, возрастает до 175 мм/мин.

Показатели безотказности работы при $S_р = 4$ мкм/имп для кругов твердостью G ($v_S = 175$ мм/мин) и H ($v_S = 150$ мм/мин) имеют следующие значения: режущая способность — соответственно 303 и 260 мм^2/мин; коэффициент шлифования — 0,53 и 0,29.

Таким образом, для обеспечения максимальной безотказности при шлифовании в рассматриваемых условиях целесообразно использовать более мягкие абразивные инструменты, в частности шлифовальный круг твердостью G.

При шлифовании кругом 64CF60G12V можно рекомендовать два режима: $v_S = 125$ мм/мин, $S_р = 2$ мкм/имп и $v_S = 100$ мм/мин, $S_р = 1$ мкм/имп. В первом случае обеспечивается наибольшая производительность обработки, во втором — минимальный расход абразивного инструмента: при снижении режущей способности на 25 %, коэффициент шлифования возрастает приблизительно в 1,6 раза.

В работах [2—4] отмечено, что прижог на обработанной поверхности образуется при достижении некоторой силы или мощности резания, которая не зависит от режимов шлифования. По результатам наших исследований (см. рис. 1, *а*) также можно говорить о некотором предельном значении силы резания, выше которого на обработанной поверхности появляются прижоги.

Статистический анализ экспериментальных данных показал, что при шлифовании одинаковыми кругами с увеличением скорости стола наблюдается увеличение предельного значения составляющей силы резания, что обеспечивает бесприжоговое шлифование. Для шлифовального круга 64CF60H12V зависимость предельной горизонтальной составляющей силы шлифования, обеспечивающей бесприжоговое шлифование с минимальной скоростью правки, от скорости стола можно аппроксимировать линейной функцией:

$$P_{z\,\max} = 0{,}024 v_S + 6{,}38, \text{ Н/мм}.$$

Влияние зернистости на составляющие силы резания при шлифовании в общем случае неоднозначно. Например, в работе [10] показано, что с уменьшением зернистости составляющая P_y может снижаться. При плоском шлифовании твердого сплава алмазными кругами P_y практически не изменяется, хотя есть тенденция к увеличению в диапазоне зернистостей по ГОСТ Р 53922—2010 от 107 до 251 (от 100/80 до 250/200 по ГОСТ 9206—80). Составляющая P_z в этом диапазоне растет в 1,5÷2,0 раза [11]. При круглом шлифовании с уменьшением зернистости составляющие силы резания увеличиваются. При этом отмечается большое влияние режимных факторов на возможное изменение составляющих силы резания при шлифовании.

С уменьшением зернистости возрастает общее число зерен на единице площади рабочей поверхности шлифовального круга и, соответственно, число рабочих зерен, контактирующих с обрабатываемым материалом в зоне резания. Но при этом снижается радиус закругления вершины зерна и облегчается процесс резания единичным зерном. Очевидно, что сила резания при шлифовании зависит от общего числа работающих зерен и степени их затупления. При шлифовании титановых сплавов существенное влияние на силу резания оказывает высокая интенсивность адгезионного взаимодействия зерна с титановым сплавом, которое приводит к налипанию металла на вершины зерен.

При глубинном шлифовании титанового сплава ВТ9 кругом 64CF120H12V при скорости стола $v_S = 75$ м/мин сила P_z почти в 1,3 раза больше, чем при шлифовании кругом 64CF60H12V (см. рис. 1, *а*). Составляющая P_y силы резания практически не отличается от аналогичного показателя для круга зернистостью F60. С увеличением v_S до 100 мм/мин при шлифовании кругом зернистостью F120 на поверхности образца появились прижоги. Соотношение между составляющими силы резания по сравнению с кругом зернистостью F60 сохранились: составляющие P_y практически одинаковы, а P_z больше в 1,3 раза.

С увеличением $S_р$ до 2 мкм/имп при зернистости шлифовального круга F120 обе составляющие силы резания снизились в среднем на 30 %, что обеспечило бесприжоговое шлифование. Как и в предыдущем случае, составляющие P_y сил резания кругами различной зернистости отличаются незначительно, а составляющие P_z у мелкозернистого круга выше почти на 20 %. Отсутствие прижогов позволяет увеличить v_S до 125 мм/мин.

Как было показано ранее, для шлифовального круга 64CF60H12V такое увеличение v_S не приводит к образованию прижога. При шлифовании мелкозернистым абразивным инструментом на обработанной поверхности появляются прижоги. В данном случае обе составляющие силы резания кругом зернистостью F120 больше, чем кругом зернистостью F60 той же твердости: P_y больше приблизительно в 1,2 раза, P_z — более чем в 1,3 раза.

Для устранения прижога $S_р$ увеличили до 3 мкм/имп. Составляющие силы резания снизились на 6÷10 %, но этого оказалось недостаточно для обеспечения качественной обработки. Штриховые прижоги на обработанной поверхности остались. Только при $S_р = 4$ мкм/имп, когда сила P_z уменьшилась еще приблизительно на 10 %, прижоги исчезли.

Таким образом, при глубинном шлифовании титановых сплавов высокопористыми кругами с использованием мелкозернистого карбида кремния зеленого составляющая P_z силы резания возрастает, составляющая P_y изменяется незначительно или, по крайней мере, в меньшей степени, чем P_z. В связи с этим с

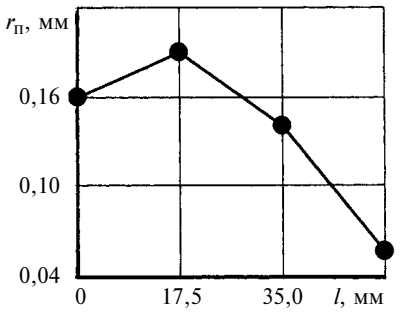


Рис. 2. Изменение радиуса $r_п$ паза по длине l обработанной поверхности ($S_р$ = 1 мкм/имп)

уменьшением зернистости абразивного инструмента возрастает вероятность образования шлифовочных прижогов.

Изменение радиуса паза при шлифовании кругом 64CF60H12V на режиме v_S = 75 мм/мин, t = 3 мм, $S_р$ = 1 мкм/имп показано на рис. 2. С некоторого начального значения наблюдается тенденция к увеличению радиуса паза по длине образца. Затем на этапе выхода круга из паза $r_п$ начинает уменьшаться и приближается к значению ≈0,06 мм в конце образца.

Минимально возможный радиус паза, определяемый минимально возможным радиусом кромки данного шлифовального круга характеристики, найден при шлифовании и правке на тех же режимах лезвия бритвы. Учитывая малую толщину лезвия и, соответственно, малую длину дуги контакта инструмента с обрабатываемым материалом, можно допустить, что за время прохождения зоны резания радиус кромки шлифовального круга, сформированный правящим инструментом, практически не изменяется. В таком случае можно считать, что полученный радиус паза соответствует минимально возможному радиусу кромки шлифовального круга. В результате исследований установлено, что для шлифовального круга 64CF60H12V минимальный радиус $r_п$ составляет (0,05 ± 0,01) мм, следовательно, радиус паза, полученный на выходе шлифовального круга из заготовки, приближается к минимально возможному значению.

Согласно представленным данным существенное влияние на процесс глубинного шлифования оказывает подача $S_р$ правящего ролика, влияние которой исследовано при обработке шлифовальным кругом 64CF120J12V. Режимы шлифования: $v_к$ = 25 м/с, t = 2 мм; v_S = 50 мм/мин, $S_р$ = = 1÷6 мкм/имп.

При шлифовании с подачей $S_р$ = 1 мкм/имп составляющие P_y и P_z силы резания максимальны (рис. 3, *а*), причем $P_z > P_y$. В диапазоне подач ролика 1÷2 мкм/имп силы снижаются приблизительно на 30 %, а в диапазоне 4÷6 мкм/имп — всего на 5÷10 %, причем P_z снижается в большей степени.

Так как с увеличением $S_р$ пропорционально возрастает расход инструмента, использование подачи свыше 4 мкм/имп нецелесообразно. При $S_р$ = 4 мкм/имп силы P_y и P_z по сравнению с силами при $S_р$ = 1 мкм/имп снизились соответственно в 1,8 и 2,4 раза.

Правящий алмазный ролик, находясь в постоянном контакте с рабочей поверхностью абразивного инструмента, удаляет металл, налипший на вершины зерен, скалывает образовавшиеся площадки износа, улучшая режущую способность абразивного инструмента. Чем больше подача правящего ролика, тем на большую глубину происходит обновление рабочей поверхности шлифовального круга с восстановлением его режущей способности.

Влияние скорости v_S стола на составляющие силы резания исследовано при обработке таким же шлифовальным кругом. Скорость v_S изменяли в диапазоне 25÷100 мм/мин при глубине шлифования t = 2 мм (рис. 3, *б*).

С ростом v_S в диапазоне 25÷75 мм/мин составляющие P_y и P_z силы резания увеличиваются приблизительно в равной степени, при этом прижоги на обработанной поверхности не обнаружены. При v_S = 100 мм/мин на обработанной поверхности появляются штриховые прижоги. Кроме того, при v_S > 75 мм/мин наблюдается отличие в закономерностях роста составляющих силы резания: с увеличением v_S от 75 до 100 мм/мин (на 33 %) P_y возрастает на 26 %, P_z — всего на 8 %, что связано с изменением режима работы шлифовального круга.

При шлифовании выделяют три основных режима работы абразивного инструмента: затупление, самозатачивание и смешанный режим. В режиме затупления сила резания больше, чем в режиме самозатачивания [10]. При обработке титановых сплавов необходимо учитывать и чрезвычайно высокую адгезионную активность титана во взаимодействии с

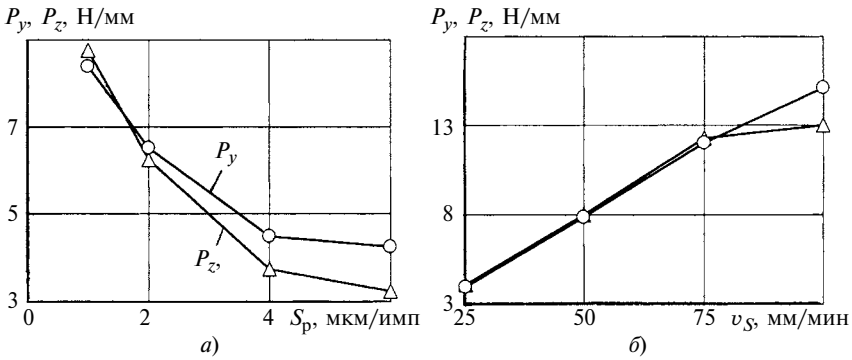


Рис. 3. Зависимости составляющих P_y, P_z силы резания от подачи $S_р$ алмазного ролика (*а*) и скорости v_S стола (*б*)

абразивным материалом, в результате чего шлифование титановых сплавов сопровождается налипанием металла на вершины зерен абразивного инструмента [2]. Поскольку сила трения металла по металлу заметно больше, чем абразива по металлу, шлифование титановых сплавов в режиме затупления приводит к большему росту составляющей P_z силы резания.

С ростом v_S пропорционально увеличивается мгновенная режущая способность [12] и, соответственно, нагрузка на вершины зерен, что неизбежно приводит к увеличению времени работы инструмента (т. е. его доли) в режиме самозатачивания, а это, в свою очередь, — к некоторому снижению силы резания. Кроме того, при шлифовании титановых сплавов вырывание зерен и скалывание их вершин уменьшает налипание металла, что снижает силу трения между зерном и обрабатываемым материалом.

Таким образом, с увеличением v_S на общем фоне увеличения силы резания происходит и некоторое ее снижение, связанное с ростом доли самозатачивания в режиме работы инструмента, которое при шлифовании адгезионно-активных металлов в большей степени отражается на составляющей P_z. В результате составляющая P_z силы резания увеличивается менее интенсивно, чем P_y.

Глубина t шлифования оказывает на силы P_y и P_z такое же влияние, как и скорость стола, т. е. с ее увеличением силы возрастают. При $t = 1 \div 3$ мм прижоги на обработанной поверхности не обнаружены, составляющие силы резания изменяются пропорционально t. При $t = 4$ мм в зоне контакта заготовок на обработанной поверхности обнаружены прижоги.

Выводы

Даны рекомендации по выбору режимов глубинного шлифования пазов в заготовках из титанового сплава, обеспечивающих бесприжоговую обработку с максимальной режущей способностью.

Показано, что образование прижога на обработанной поверхности определяется некоторым предельным значением наиболее информативной в этом отношении горизонтальной составляющей P_z силы резания. С увеличением скорости v_S стола предельное значение $P_{z\,\max}$, определяемое при скорости v_S соответствующей минимальной подачей правящего ролика, возрастает. Для шлифовального круга 64CF60G12V при увеличении скорости v_S на каждые 10 мм/мин значение $P_{z\,\max}$ возрастает в среднем на 0,24 Н/мм.

С уменьшением зернистости абразивного инструмента в большей степени возрастает горизонтальная составляющая силы резания и увеличивается вероятность образования шлифовочных прижогов.

Для обеспечения максимальной производительности глубинного шлифования пазов целесообразно использовать более мягкие шлифовальные круги.

При шлифовании с постоянной правкой шлифовального круга максимальный радиус паза формируется со стороны его входа в паз и уменьшается на выходе к концу заготовки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Оптимизация** технологии глубинного шлифования / С. С. Силин, Б. Н. Леонов, В. А. Хрульков и др. М.: Машиностроение, 1989. 120 с.
2. **Носенко В. А.** Шлифование адгезионно-активных металлов. М.: Машиностроение, 2000. 262 с.
3. **Старков В. К.** Шлифование высокопористыми кругами. М.: Машиностроение, 2007. 688 с.
4. **Полетаев В. А., Волков Д. И.** Глубинное шлифование лопаток турбин: библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2009. 272 с.
5. **Носенко В. А., Носенко С. В.** Технология шлифования. Волгоград: НУНЛ ВолгГТУ, 2011. 425 с.
6. **Особенности** глубинного шлифования титановых сплавов / С. С. Силин, Б. Н. Леонов, В. А. Хрульков и др. // Вестник машиностроения. 1989. № 1. С. 43—45.
7. **Носенко В. А., Егоров Н. И., Волков М. П.** Выбор характеристики абразивного инструмента и СОЖ для глубинного шлифования // Вестник машиностроения. 1989. № 5. С. 17—21.
8. **Профильное** глубинное шлифование деталей из титановых сплавов / В. А. Поклад, А. Н. Шутов, В. К. Старков и др. // Технология машиностроения. 2002. № 3. С. 14—22.
9. **Обработка** результатов тарировки и измерения сил шлифования / В. А. Носенко, М. В. Даниленко, Р. А. Белухин и др. // Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2009615802. 16.10.2009.
10. **Лурье Г. Б.** Шлифование металлов. М.: Машиностроение, 1969. 127 с.
11. **Носенко В. А., Носенко С. В.** Попутное и встречное глубинное шлифование титанового сплава с непрерывной правкой круга // Вестник машиностроения. № 11. 2010. С. 57—61.
12. **Маслов Е. Н.** Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.

УДК 621.778:621.992.7:539.533:537.31

В. Я. ГЕРАСИМОВ, д-р техн. наук (Курганский ГУ),
Д. Н. ПАРЫШЕВ (ЗАО "Курганстальмост"),
e-mail: rector@kgu.kurgan.ru

Оценка деформационного упрочнения металла по твердости и электропроводности при волочении стальных прутков и накатывании резьбы

Экспериментально установлен характер изменений твердости и электропроводности металла при волочении прутков из стали 40Х и накатывании на них резьбы.

Ключевые слова: волочение, стальной пруток, обжатие, накатывание, резьба, твердость, электропроводность.

Mode of metal hardness and metal conductivity behavior while 40 Kh steel rods traction and carving gear generation on them was deduced from experiments.

Keywords: traction, steel rod, reduction, carving gear generation, hardness, conductivity.

В технологической практике калиброванная прутковая сталь применяется и при изготовлении гладких стержневых деталей (пальцы, штифты) и при холодной объемной штамповке ступенчатых изделий (болтов, винтов) [1, 2]. Для данных процессов определяющим параметром является степень деформации (или обжатия) $\varepsilon = 2\ln(d_0/d_1)$, которая показывает редукцию площади поперечного сечения деформируемого образца (d_0 и d_1 — диаметры исходного и протянутого прутка).

При разработке технологического процесса изготовления крепежных изделий с заданными прочностными и эксплуатационными свойствами возникают определенные трудности по назначению величины обжатия [3], особенно это относится к стержневым резьбовым изделиям, так как к ним предъявляются жесткие требования по качеству и надежности.

В исследованиях изменений твердости и электропроводности металла при изготовлении калиброванной прутковой стали и накатывании резьбы использовали отожженную прутковую сталь 40Х. На предварительно протянутом металле накатывали резьбу. Величину обжатия изменяли ступенчато с шагом 0,05 мм с учетом показателей пластичных свойств металла, что позволяет оценить степень деформационно-упрочняющего эффекта сравнением структурного состояния металла при течении в конической матрице (волочение) и при выдавливании профиля метрической резьбы с помощью двух роликов.

На первом этапе определяли твердость по Бринеллю на торцах мерных заготовок, отрезанных от протянутых прутков. Затем на заготовках накатали резьбу М22 и изготовили образцы, на торцах которых также определяли твердость (рис. 1).

Установлено, что твердость образца при волочении и накатывании резьбы изменяется скачкообразно со своими максимальным и минимальным значениями на каждом скачке, которые соответствуют степеням обжатия $\varepsilon = 0{,}04$; $0{,}10$; $0{,}33 \div 0{,}38$. При этом оптимальная величина обжатия составляет $\varepsilon = 0{,}15$.

Накатывание резьбы дополнительно упрочняет изделие, при этом его твердость повышается в среднем на 8 % — дополнительный наклеп обеспечивает упрочняющий эффект.

Твердость — интегральная характеристика деформационного процесса, позволяющая определить степень наклепа в холоднотянутой прутковой стали и стержневых резьбовых изделиях. Деформация изменяет и физиче-

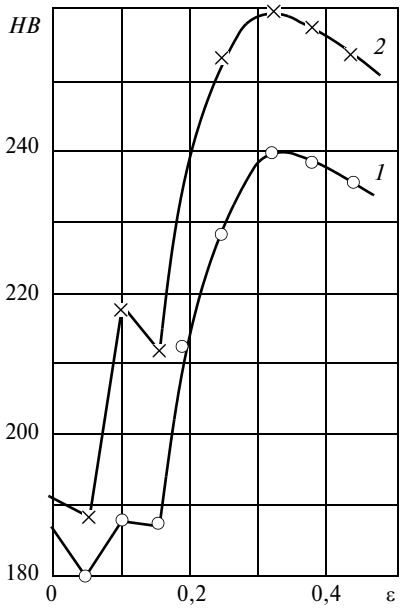


Рис. 1. Изменение твердости стали 40Х при волочении (*1*) и накатывании резьбы (*2*)

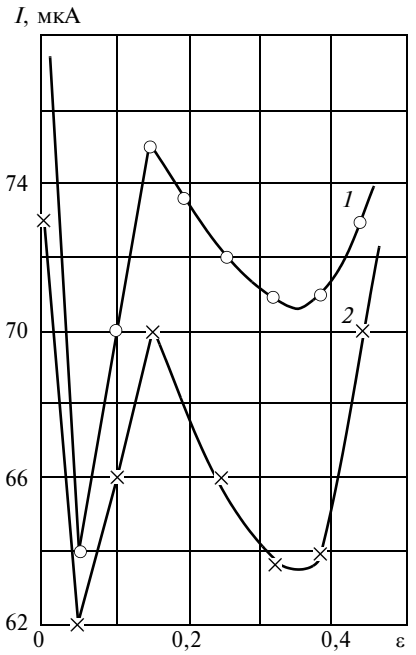


Рис. 2. Изменение электропроводности стали 40Х при волочении (*1*) и накатывании резьбы (*2*)

ские свойства металла, а именно такие показатели, как плотность, магнитная проницаемость, удельное электрическое сопротивление [4], электропроводность [5]. Поэтому металлофизическими методами можно оценивать структурные изменения в деформированном металле.

Наиболее эффективный способ основан на измерении электропроводности. Электропроводность изделия определяют с помощью микроамперметра, включенного в электрическую цепь генератора высокочастотных электромагнитных колебаний [6] (частота колебаний от 15 МГц и выше). Индуктивный датчик обеспечивает высокую точность измерения.

На рис. 2 показаны зависимости изменения электропроводности образцов от степени обжатия. В отличие от зависимостей, представленных на рис. 1, электропроводность изделий изменяется циклически. При накатывании резьбы это можно объяснить изменением знака пластической деформации при течении металла во впадины резьбового инструмента.

При $0 < \varepsilon < 0{,}15$ электропроводность резьбового изделия выше электропроводности прутка в среднем на 8,5 %. При $\varepsilon > 0{,}15$ дополнительная деформация в меньшей степени изменяет прочностные показатели изделия. Снижение электропроводности указывает на накопление структурных дефектов, что отрицательно влияет на прочность резьбовых изделий особенно при циклическом нагружении.

Таким образом, для обеспечения надежности конструкции при холодной деформационной обработке резьбовых изделий следует проводить сравнительные испытания на усталостную прочность, о которой можно судить по электропроводности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Холодная** объемная штамповка: Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. М.: Машиностроение, 1973. 496 с.
2. **Владимиров Ю. В., Герасимов В. Я.** Технологические основы холодной высадки стержневых крепежных изделий. М.: Машиностроение, 1984. 120 с.
3. **Навроцкий Г. А., Кроха В. А.** О величинах деформации металла при высадке стержневых изделий на холодновысадочных автоматах // Кузнечно-штамповочное производство. 1977. № 5. С. 19—21.
4. **Лившиц Б. Г., Крапошин В. С., Линецкий Я. Л.** Физические свойства металлов и сплавов / Под ред. Б. Г. Лившица. М.: Металлургия, 1980. 320 с.
5. **Герасимов В. Я.** Электроиндуктивный контроль деформационного упрочения калиброванной стали // Сталь. 1993. № 8. С. 62.
6. **А. с. 1837222 СССР:** МКИ^5 G 01 N 27/90. Устройство для вихретокового контроля.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" — индекс **70120**;
"Пресса России" — индекс **27841**;
"Почта России" — индекс **60264**.

УДК 339.9(083.78)

В. И. ЗМИЕВСКИЙ, канд. техн. наук (ИПК "Машприбор" Роскосмоса), e-mail: zmievski@bk.ru

Оценка технической и технологической состоятельности предприятий при проведении тендеров

Рассмотрены аспекты оценки технической, технологической, экономической и социальной состоятельности предприятий при проведении тендеров.

Ключевые слова: предприятие, система менеджмента качества, тендер, техническая, технологическая и экономическая состоятельности, критерии.

Aspects of appraisal of technical technologic, economical and social opulence of enterprises by holding of a tender were examined.

Keywords: enterprise, quality management system, tender, technical, technologic and economical opulences, criteria.

Договоры на выполнение работ (особенно государственных заказов) сегодня, как правило, заключаются на основании тендеров. При этом во многих случаях отсутствуют четкие критерии, позволяющие объективно определить победителя.

Обязательным требованием для принятия участия в тендерах является наличие у предприятия сертификата на систему менеджмента качества (СМК). Однако практика показала, что сам сертификат не предоставляет достаточной информации о фактическом состоянии предприятия, т. е. о его технических, технологических и экономических возможностях. Поэтому существует реальная необходимость в более достоверной оценке технической, технологической и экономической состоятельности претендентов на получение заказа. Это обусловлено еще и тем, что многие предприятия в ходе перестройки лишились высококвалифицированных специалистов, утратили имевшиеся технологии, располагают изношенным на 70÷80 % оборудованием и не могут разрабатывать и выпускать конкурентоспособную продукцию без привлечения дополнительных специалистов и существенной модернизации производства.

По существующим нормативным документам, устанавливающим требования к СМК и процедурам сертификации, по ряду причин органы, выдающие сертификаты, не могут отказать таким предприятиям в его получении. Кроме того, их финансирование зависит от числа заказчиков, и даже обоснованный отказ в выдаче сертификата создает им плохую репутацию на рынке услуг. К тому же в интернете достаточно предложений о предоставлении подобных услуг, т. е. сертификат можно купить [1, 2]. При этом в настоящее время нет должного контроля за сертификацией со стороны Росаккредитации (с 2012 г. все функции по аккредитации от Росстандарта переданы Росаккредитации) и соответствующих органов.

По используемому ранее ГОСТ Р ИСО/МЭК 62—2000 и применяемому в настоящее время ГОСТ Р 40.003—2008 требование о том, что в акте проверки СМК должно отражаться соответствие по всем элементам качества, установленным нормативными документами, органами по сертификации СМК фактически игнорируются. Поэтому только сертификат без документов СМК не позволяет оценить фактическое состояние предприятия по управленческой, проектной, технологической, экономической, социальной и экологической его составляющим. Отсутствие же простых и надежных методов их определения не позволяет установить обоснованность конкурсного решения, что порождает коррупцию.

Федеральными органами власти и соответствующими организациями предполагалась разработка данных процедур, однако до сих пор нет готовых методик.

Рассмотрим некоторые аспекты оценки технической, технологической и экономической состоятельности предприятий.

При разработке СМК и проведении сертификации создаются документы, которые можно использовать для оценки состояния предприятия, так как они включают в себя следующую информацию:

численность и квалификация персонала;

наличие производственного и вспомогательного оборудования, его техническое состояние;

наличие производственных, вспомогательных и бытовых площадей;

наличие средств испытаний и измерений, их состояние;

освоенные и действующие на текущий момент технологические процессы;

наличие кооперации и опыта для решения поставленных задач;

наличие транспорта и систем связи;

наличие и состояние средств по охране труда, соблюдение требований по охране окружающей среды, социальное обеспечение персонала.

Во введении к руководству по качеству указывается информация о ранее выполненных конструкторских разработках и их результатах, об имеющихся патентах, дипломах и публикациях. На предприятиях с многолетним опытом выпуска определенной продукции, как правило, имеются каталоги выполненных разработок с основными техническими характеристиками созданных изделий. Требуемая разработка может быть создана для заказчика оптимизацией ранее выполненных разработок путем использования новых материалов и современных технологий, что значительно сокращает временны́е и материальные затраты.

Качество создаваемого изделия, технологические аспекты производства и его стоимость определяются уже на этапе разработки проекта. Поэтому необходим всесторонний анализ проектных разработок и подготовки производства.

Требования к анализу проектных разработок устанавливает ГОСТ Р ИСО 9001—2008. В соответствии с данным нормативным документом предприятие должно планировать проектирование и разработку изделия и управлять этими процессами. В ходе планирования проектирования и разработки должны устанавливаться: стадии проектирования и разработки; проведение анализа, верификации и валидации, соответствующих каждой стадии проектирования и разработки; полномочия ответственных лиц в данных областях. Предприятие должно управлять взаимодействием групп, занятых в проектировании и разработке, в целях обеспечения эффективной связи и четкого распределения ответственности. Результаты планирования должны в процессе проектирования и разработки актуализироваться.

Таким образом, необходимы подтверждения того, что разрабатываемое изделие можно изготовить на данном предприятии, используя имеющиеся ресурсы или применяя существующую кооперацию.

Анализ создаваемого проекта и разработки осуществляется с целью определения соответствия результатов предъявляемым требованиям, выявления и устранения препятствий и внесения в связи с этим изменений в процессы проектирования и разработки.

Анализ должен проводиться представителями подразделений, отвечающих за проектирование и разработки. Верификация осуществляется в соответствии с запланированными мероприятиями для подтверждения соответствия входным требованиям. Валидация проекта и разработки осуществляет с целью подтверждения того, что продукция соответствует требованиям к ее использованию. Валидация должна быть завершена до поставки или использования продукции.

Организаторам тендера следует разрабатывать критерии оценки состоятельности предприятий до проведения тендера.

Техническая состоятельность предприятия

Средства производства. Производственное, вспомогательное, испытательное оборудование и измерительные средства — основные ресурсы предприятия, позволяющие участвовать в тендере. Для определения технической обеспеченности предприятия можно использовать форму, применяемую в руководстве по качеству (табл. 1).

Важно не только наличие необходимого оборудования, но и его совершенство и состояние [3]. Предприятие может также использовать оборудование на договорной основе. В этом случае необходимо указывать на какой срок и с кем заключен договор.

В руководстве по качеству предприятия указываются не только средства производства, но и производственные и вспомогательные площади, системы энергообеспечения, сырьевые ресурсы, подъемно-транспортные средства, автотранспортный парк, оргтехника, средства связи.

Кадры. Для оценки кадровой обеспеченности предприятия можно также использовать форму, применяемую в руководстве по качеству (табл. 2) или критерий кадрового обеспечения:

$$K_{к.о} = K_1 + K_2 + ... + K_i.$$

Здесь $K_i = k_{зi}k_{кi}$ — составляющие трудового соответствующего ресурса предприятия, где $k_з$ — коэф-

Таблица 1

Техническое средство	Завод-изготовитель, назначение, средства испытаний и измерений	Количество	Год выпуска	Нормативный срок службы, лет	Техническое состояние (износ, %)

Таблица 2

Должность специалиста	Фамилия, имя, отчество, год рождения	Образование, учебное заведение и дата окончания, специальность, номер диплома, ученая степень, ученое звание	Стаж работы (общий, по специальности)	Наличие квалификационного аттестата, сертификата, удостоверения и пр.	Дополнительные данные

Таблица 3

Кадровый состав ($K_i = k_{зi}k_{кi}$)	Коэффициент значимости ($k_{зi}$)	Уровень квалификации	Пояснения	Коэффициент квалификации ($k_{кi}$)
Специалисты НИР и ОКР (K_2)*	2,0	Наивысший	Имеются кадры с научными степенями, инженеры — выпускники престижных вузов с большим стажем работы	1,0
		Высокий	Имеются кадры с научными степенями, инженеры — выпускники престижных вузов с достаточным стажем работы	0,7
		Средний	Инженеры с соответствующим образованием и стажем работы 4—5 лет по требуемому профилю	0,3
		Низкий	Недостаточное число инженеров с требуемым образованием	0,1
Инженеры и технологи производственных участков (K_3)	1,0	Высокий	Инженеры — выпускники престижных вузов с большим стажем работы по специальности	1,0
		Средний	Инженеры с соответствующим образованием и стажем работы 4—5 лет по требуемому профилю	0,6
		Низкий	Преимущественно специалисты со средним техническим и средним образованием, стаж менее 3 лет	0,1
Персонал служб обеспечения (K_4)	0,5	Высокий	Специалисты с высшим образованием по требуемому профилю, стаж работы более 5 лет	1,0
		Средний	Не все специалисты имеют высшее образование по требуемому профилю, стаж работы преимущественно от 3 лет	0,6
		Низкий	Большинство специалистов не имеют высшего образования по требуемому профилю, стаж работы преимущественно менее 3 лет	0,1
Рабочие (K_1)	1,0	Высокий	Средний разряд — шестой	1,0
		Средний	Средний разряд — пятый	0,6
		Низкий	Средний разряд — четвертый	0,1

фициент его значимости; $k_к$ — коэффициент квалификации.

Примеры показателей кадрового обеспечения предприятия приведены в табл. 3. Чем больше значение $K_{к.о}$, тем выше потенциал предприятия.

Хороший соцпакет (медицинская страховка, оплачиваемые обеды, предоставление отпусков за свой счет и т. п.) удерживают высококвалифицированных специалистов на данном предприятии. Для тендеров также важно наличие сертификатов на систему охраны труда и систему охраны окружающей среды.

Таким образом, целесообразно разработать критерии по вышеперечисленным показателям системы качества с учетом их значимости, например на основе обязательных статей бухгалтерского учета, указывающих их балансную и остаточную стоимости: зданий, сооружений, машин, оборудования, транспортных средств, что позволит оценить износ основных фондов. Стоимость основных фондов предприятия характеризует степень его финансовой ответственности, т. е. на что может рассчитывать заказчик при возмещении понесенных им убытков в случае невыполнения заказа. Необходимо учитывать и оборотные средства предприятия.

Технологическая состоятельность предприятия

Для того чтобы выиграть тендер, предприятие должно представить полную информацию об используемых технологиях. ГОСТ Р ИСО 9001—2008 устанавливает требования к технологическим процессам, их последовательности и взаимосвязям. Для каждого технологического процесса приводятся основные показатели, по которым можно судить о возможностях производства и качестве выпускаемых изделий:

для литья — вид (в землю, кокиль, оболочковые формы, по выплавляемым моделям); материал отливок (чугун, различные стали, алюминиевые, магниевые, титановые, никелевые сплавы, тугоплав-

кие металлы); их размеры и массы; наличие газостатов;

для обработки металлов давлением — виды технологических процессов; размеры поковок и штамповок; материалы;

для механической обработки — виды технологических процессов (накатка резьбы, хонингование, шевингование); максимальные габаритные размеры обрабатываемых изделий;

для сварочных работ — виды сварки; используемые сплавы; максимальные толщины; режим (ручной, автоматический); методы контроля качества.

Гарантом качества технологических операций является наличие у предприятия собственного инструментального цеха.

Важными показателями совершенства производства являются наличие и соблюдение промышленных стандартов (ГОСТов) и прежде всего на технологические процессы [4]. Это ГОСТы, устанавливающие требования к технологическим процессам (серия 6), литейному производству (серия 175), обработке давлением (серия 70), сварочному производству (серия 82), термообработке (серия 11), нанесению покрытий и упрочняющим обработкам (серия 38), механической обработке (серия 73).

Особое место занимают нормативные документы оборонных отраслей промышленности [5].

Согласно требованиям ГОСТ Р 40.003—2008 предприятия обязаны иметь перечень используемых документов СМК. Анализ перечней стандартов, используемых на предприятиях, при проведении сертификации показал, что применяется лишь ограниченное их число. Отсутствие того или иного стандарта в перечне при сертификации СМК не считается причиной несоответствия. Однако это указывает на то, что не все требования по обеспечению качества технологических процессов выполняются предприятием.

Особое значение имеют нормативные документы по надежности процессов [6—9], а также статистические методы управления качеством [10—13].

В современном производстве предприятия, как правило, используют сырье, материалы, заготовки, комплектующие изделия, изготовленные другими производителями. От их качества напрямую зависит качество выпускаемой продукции. Поэтому на каждом предприятии должны быть установлены требования к входному контролю [14].

Большое значение для производства имеет состояние технологического оборудования. Поэтому при оценке предприятия следует рассматривать и вопросы технического обслуживания и ремонта оборудования, а также систему проведения его периодической проверки на технологическую точность [15, 16].

Если выходной показатель качества процесса определяется количественно, то уровень соответствия продукции на выходе технологического процесса устанавливают по ГОСТу [17].

С учетом требований нормативных документов к качеству технологических процессов для повышения уровня сертификации были разработаны методики. Их публикация начата в журналах "Технология машиностроения" и "Сварочное производство" [18—20].

На сегодняшний день введены в действие стандарты ИСО серии 10000, содержащие рекомендации по улучшению конкретных видов деятельности. Особого внимания заслуживает ГОСТ Р ИСО 10014—2008 "Менеджмент организации. Руководящие указания по достижению экономического эффекта в системе менеджмента качества".

Таким образом, для правильного и обоснованного решения при проведении тендеров необходимы четкие и неоспоримые критерии, которые будут, несомненно, совершенствоваться по мере приобретения опыта в этой области.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гончаров Э. Н.** Особенности Российской национальной сертификации // Стандарты и качество. 2004. № 11. С. 26—29.

2. **Версан В. Г., Аршакуни В. Л.** О критериях оценки органов по сертификации // Стандарты и качество. 2005. № 5. С. 86—87.

3. **Змиевский В. И.** Некоторые вопросы управления оборудованием в СМК // Методы менеджмента качества. 2008. № 7. С. 4—7.

4. **Змиевский В. И.** Рекомендации по оценке технологических процессов при аудите систем менеджмента качества предприятий // Вестник машиностроения. 2011. № 2. С. 85—89.

5. **Змиевский В. И.** Возможности кардинального улучшения системы менеджмента качества организаций // Вестник качества АРАТН. 2009. № 5. С. 10—13.

6. **ГОСТ Р 53480—2009.** Надежность в технике. Термины и определения. М.: Стандартинформ, 2010. 32 с.

7. **ГОСТ 27. 202—83.** Надежность в технике. Технологические системы. Методы оценки надежности по параметрам качества изготавливаемой продукции. М.: Изд-во стандартов, 1983.

8. **ГОСТ 27. 203—83.** Надежность в технике. Технологические системы. Общие требования к методам оценки надежности. М.: Изд-во стандартов, 1983.

9. **ГОСТ 27. 204—83.** Надежность в технике. Технологические системы. Технические требования к методам оценки надежности по параметрам производительности. М.: Изд-во стандартов, 1983.

10. **ГОСТ Р 50779.11—2000 (ИСО 3534. 2—93).** Статистические методы. Статистическое управление качеством. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 2000.

УДК 621.747

Ю. Ф. ВОРОНИН, В. А. КАМАЕВ, доктора технических наук
(Волгоградский ГТУ), e-mail: voronin@vstu.ru

Основы обучения эффективным методам повышения качества отливок

Рассматривается использование созданных тренажеров для отработки навыков бездефектного изготовления отливок из чугуна и стали в сочетании с разработанной методикой обучения литейщиков способам устранения литейных дефектов.

Ключевые слова: литье, отливка, дефект, качество, брак.

It is considering usage of training simulators developed for labour-rent experience of error free workmanship of iron and steel casting coupled with developed prerequisites of training founders for pouring defect remedies.

Keywords: casting, mould, defect, quality, scrap.

Литейное производство относится к заготовительной базе машиностроения, которая в значительной степени определяет качество выпускаемой продукции. Литье заготовок — сложный процесс, так как формирование отливки происходит в закрытой форме и исключена возможность корректировки в процессе ее получения. Для обеспечения качественного литья требуются литейщики высокой квалификации, которые должны уметь быстро и точно определять разновидности дефектов; по характерным особенностям литейной формы, анализируя технологический процесс, распознавать этапы формирования дефектов; знать и уметь применять способы их устранения.

В данном производстве важны все этапы технологического процесса: заполнение формы жидким металлом, газовый режим формы и стержней, затвердевание металла, формирование напряженного состояния отливки [1]. Неэффективная организация производства отливок и низкий контроль качества увеличивают брак.

Анализ работы ряда литейных предприятий показал недостаточный уровень квалификации технологов и необходимость в переподготовке части специалистов. Кроме того, очевидна необходимость в совершенствовании процесса обучения студентов по этой специальности.

Поэтому в Волгоградском ГТУ для студентов 5-го и 6-го курсов, изучающих технологические основы образования и устранения дефектов отливок проводятся практические занятия по освоению приемов повышения качества отливок по следующим направлениям:

изучение дерева дефектов отливок с описанием характерных особенностей;

изучение этапов формирования дефектов с построением цепочек причинно-следственных связей;

освоение приемов устранения дефектов с учетом условий производства.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 82)

11. **ГОСТ Р 50779.42—99 (ИСО 8258—91).** Статистические методы. Контрольные карты Шухарта. М.: Изд-во стандартов, 1999.

12. **ИСО 5479—97.** Статистическая интерпретация данных. Тесты, определяющие отклонения от нормального распределения. М.: Изд-во стандартов, 1997.

13. **ГОСТ Р ИСО 10017—2005.** Статистические методы. Руководство по применению в соответствии с ГОСТ Р ИСО 9001. М.: Стандартинформ, 2005. 44 с.

14. **ГОСТ 24297—87.** Входной контроль продукции. Основные положения. М.: Изд-во стандартов, 1987.

15. **ГОСТ 28. 001—83.** Система технического обслуживания и ремонт техники. Основные положения. М.: Изд-во стандартов, 1983.

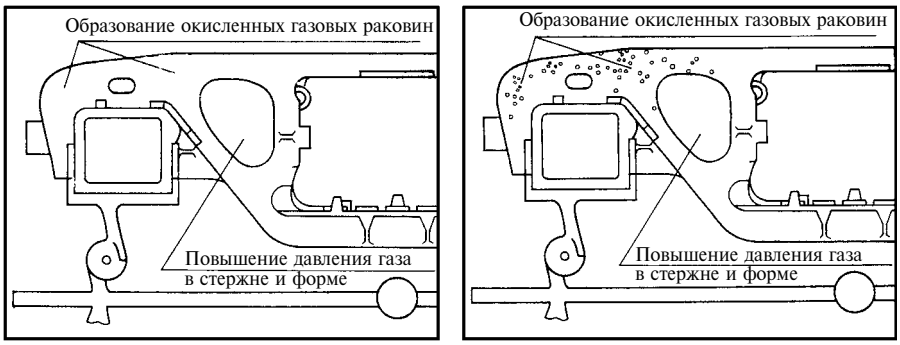
16. **ГОСТ 20831—75.** Система технического обслуживания и ремонта техники. Порядок проведения работ по оценке качества отремонтированных изделий. М.: Изд-во стандартов, 1975.

17. **ГОСТ Р 50779.44—2001.** Статистические методы. Показатели возможностей процессов. Основные методы расчета. М.: Изд-во стандартов, 2001. 20 с.

18. **Змиевский В. И.** Оценка систем менеджмента качества (СМК) сварочных производств // Технология машиностроения. 2010. № 9. С. 57—64.

19. **Змиевский В. И.** Оценка систем менеджмента качества (СМК) сварочных производств // Сварочное производство. 2011. № 4. С. 31—39.

20. **Змиевский В. И.** Применение метода FMEA для обеспечения качества сварных соединений // Сварочное производство. 2010. № 9. С. 41—45.



а) *б*)

Форма в сборе отливки боковой рамы без вентиляционных каналов в начале повышения газового давления в форме и стержнях (*а*) и на завершающем этапе образования окисленных газовых раковин (*б*)

Для этого используются пять учебных пособий по выявлению и способам устранения литейных дефектов [2—6] и созданные тренажеры [7] — автоматизированные системы для получения навыков бездефектного изготовления отливок из чугуна и стали, которые способствуют изучению фрагментов дерева дефектов (трещины, светлые и окисленные газовые раковины, усадочные дефекты, неметаллические включения) и процессов, протекающих в литейных формах, с помощью анимации. По ответам на контрольные вопросы тренажер выставляет оценку. Кроме того, предоставляется дополнительная информация по литейным процессам, автоматизированным системам расчета литниковых систем для чугуна и стали, а также по моделированию [8].

Данные тренажеры можно использовать и для повышения квалификации специалистов при непосредственном обучении и через интернет. Практика проведения курсов повышения квалификации на предприятиях ОАО НПК "Уралвагонзавод" и ОАО "Азовмаш" в 2011 г. показала высокую эффективность данных тренажеров в обучающем процессе и при использовании их на экзаменах.

На рисунке приведены фрагменты (два из шести) анимации процесса формирования окисленной газовой раковины при изготовлении отливки "боковая рама". Первый фрагмент (рисунок, *а*) — форма из влажной песчано-глинистой смеси на стадии завершения заливки формы металлом. На этом этапе по всем рабочим поверхностям формы и стержня происходит выгорание органических составляющих смесей с выделением газа, который, проникая в поры формы и стержня, создает в них повышенное давление (на экране тренажера это показано цветом). Образующийся газ продолжает заполнять поры в смеси. При увеличении времени контакта залитого металла с формой и стержнем давление газа повышается до критического значения (780 Н/м^2). Образующийся в форме газ проникает в металл в виде пузырьков, которые располагаются на поверхности формы. Сформированные окисленные газовые раковины сферической формы (форма зависит от интенсивности повышения давления газа) показаны на втором фрагменте (рисунок, *б*) анимации.

Построим цепочки причинно-следственных связей возникновения данного дефекта с учетом технологического процесса:

причина 1 — повышенная газотворная способность формовочной смеси и стержней → начальное выделение газа при заливке металла в форму;

причина 2 — отсутствие вентиляционной системы в форме и стержне → повышение газового давления в порах литейной формы → давление достигает критического значения → газ проникает в металл в виде пузырьков → в отливке формируются газовые раковины.

Далее аналогично создается анимация ликвидации окисленных газовых раковин [9].

Разработанная методология выявления и ликвидации литейных дефектов успешно применяется при обучении студентов и на курсах повышения квалификации специалистов по литью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронин Ю. Ф., Камаев В. А.** Атлас литейных дефектов. Черные сплавы. М.: Машиностроение-1, 2005. 328 с.

2. **Воронин Ю. Ф.** Система определения и ликвидации трещин в отливках из чугуна и стали. Волгоград: Волгоградский ГТУ, 2010. 172 с.

3. **Воронин Ю. Ф.** Система определения и ликвидации усадочных дефектов в отливках из чугуна и стали. Волгоград: Волгоградский ГТУ, 2010. 159 с.

4. **Воронин Ю. Ф.** Система определения и ликвидации окисленных газовых раковин в отливках из чугуна и стали. Волгоград: Волгоградский ГТУ, 2010. 152 с.

5. **Воронин Ю. Ф.** Система определения и ликвидации светлых газовых раковин в отливках из чугуна и стали. Волгоград: Волгоградский ГТУ, 2010. 163 с.

6. **Воронин Ю. Ф.** Система определения и ликвидации неметаллических включений в отливках из чугуна и стали. Волгоград: Волгоградский ГТУ, 2011. 180 с.

7. **Автоматизированная** система повышения эффективности обучения студентов вузов и технологов литейных специальностей / Ю. Ф. Воронин, В. А. Бегма, М. В. Давыдова, А. М. Михалев // Междунар. науч.-техн. конф. Волгоград: ВГТУ, 2010. С. 237—244.

8. **ЛП система:** http//otlivka.vstu.ru.

9. **Воронин Ю. Ф.** Методология снижения брака отливок // Литейщик России. 2008. № 12. С. 22—27.

Авторам

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Электронную версию статьи можно выслать по e-mail: vestmash@mashin.ru

В случае пересылки статьи почтой кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (**Microsoft Word 7**, шрифт Times New Roman, 14 кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к Государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995 г., и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы.

Предоставляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Все статьи проходят рецензирование. Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

ПРАВИЛА ПОДГОТОВКИ СТАТЬИ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИИ

1. На первой странице:

УДК (индекс статьи по Универсальной десятичной классификации http://teacode.com/online/udc/);

авторы (инициалы, фамилия, ученая степень, место работы, страна, город);

E-mail или телефон для контактов (обязательное требование ВАК);

название статьи;

гранты (указываются ссылкой внизу страницы).

2. Содержание статьи должно быть структурированным:

начало — реферативное изложение постановки задачи и возможное применение полученных результатов;

основная часть — формализованная постановка задачи, предлагаемый метод ее решения, отличие и преимущество от уже известных, примеры, подтверждающие работоспособность и эффективность предложенного решения;

завершение — обсуждение полученных результатов.

3. Обозначения и формулы.

Латинские буквы набираются курсивом (кроме обозначений дифференциалов, матриц, тригонометрических функций), русские и греческие — прямым шрифтом. Формулы (только те, на которые есть ссылки в тексте) нумеруются (порядковый номер в круглых скобках). Следует избегать многострочных и «многоэтажных» формул, исключать промежуточные расчеты, заменять сложные формулы более простыми, используя условные обозначения.

4. Библиографические ссылки.

Список библиографических ссылок набирается в конце статьи в порядке их размещения в тексте, где они указываются в квадратных скобках. При ссылках на книги и сборники указывают фамилию и инициалы авторов, полное название книги (сборника), город, издательство, год, общее число страниц; при ссылке на журнал — фамилию и инициалы авторов, полное название статьи, название журнала, год, номер журнала, страницы статьи (по ГОСТ Р 7.0.5—2008 и ГОСТ 7.1—2003). Если число авторов более четырех, то указывают первых трех со словами «и др.» (после названия за косой чертой). Ссылки на иностранную литературу следует писать на языке оригинала без сокращений. Электронные ресурсы оформляются по ГОСТ 7.0.5—2008.

5. Таблицы следует оформлять на отдельных страницах.

6. Подрисуночные подписи следует набирать на отдельной странице, они должны быть краткими и соответствовать содержанию рисунков.

7. Иллюстрации.

Рисунки оформляются отдельно от текста (***не заверстывать в текст!***). Принимаются только качественные, хорошо скомпонованные и окончательно выполненные рисунки (редакция не переделывает иллюстрации). Рисунки представляются в виде отдельных файлов (DOC, TIFF, PDF, JPEG с разрешением 600 dpi) размером не больше 186 мм.

Чертежи, схемы, графики, алгоритмы должны выполняться с учетом требований ЕСКД. Обязательно соблюдение соотношений толщин линий по ГОСТ 2.303—68. Толщина тонких линий должна учитывать предполагаемое уменьшение рисунка в журнале.

Подписчикам на журнал предоставляется право публикации вне очереди. Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

Статьи публикуются в журнале бесплатно.