Ve0218.fm Page 1 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

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)

2

2018

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Албагачиев А.Ю., д-р техн. наук, **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), **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, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Сычев А.П.,** канд. физ.-мат. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(499)-269-52-98
Факс: 8-(499)-269-48-97

Адрес редакции:

107076, Москва,
Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(495)-661-38-80.
E-mail: vestmash@mashin.ru; vestmash@mail.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за ПИ № 77-12421 в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций
Учредитель: А.И. Савкин

Индекс: **27841** ("Пресса России")
Цена свободная

Отпечатано в ООО "Канцлер",
150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.
Оригинал-макет: ООО «Адвансед солюшнз».
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1.
Сайт: **www.aov.ru**

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Крохмаль Н. Н. — Алгоритм и программная реализация кинематического анализа пространственного механизма типа ВЦЦЦ на основе его структурных особенностей . . . 3

Гордеев Б. А., Охулков С. Н., Осмехин А. Н., Шохин А. Е. — Снижение виброперегрузок, возбуждаемых вращающимися валами в переходных режимах . . . 9

Балакина Е. В., Голубева Т. А., Козлов Ю. Н. — Необходимость моделирования динамики эластичного колеса машины с учетом составляющих сносов реакций опорной поверхности . . . 16

Малафеев С. И., Малфеева А. А., Коняшин В. И. — Анализ колебаний в мехатронной системе дискретного прокатного стана . . . 20

Киштыков Х. Б. — Вероятностно-детерминистская оценка влияния качества поверхности на сопротивление усталости титанового сплава . . . 26

Труханов В. М., Крыхтин Ю. И., Романовский А. С. — Технологические основы изготовления заготовок конуса сонхронизатора со стальным газотермическим покрытием для трансмиссий транспортных машин . . . 32

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Винокуров Г. Г., Старостин Е. Г., Попов О. Н. — Использование теории марковских цепей для описания изнашивания порошковых покрытий при трении скольжения 35

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Жарков В. А. — Испытания материалов. Одноугловая гибка листов и широких полос . . . 41

Мамедов А. Т., Рустамова С. М. — Влияние температуры промежуточного спекания на свойства порошковых материалов . . . 48

Расулов Ф. Р., Мусурзаева Б. Б. — Пропитка порошкового композита жидким металлом в процессе литья . . . 52

Проблемы теории и практики резания материалов

Большаков А. Н. — Цикл статей по теории прерывистого резания. 1. Введение . . . 56

Пронин А. И., Мыльников В. В., Романов А. Д. — Сила резания при обработке закаленных сталей 40Х и ХВГ режущей керамикой . . . 58

Древаль А. Е. — Критерии предельного состояния быстрорежущих сверл . . . 61

Коротких М. Т., Марцинкевич И. А. — Моделирование профиля дискового инструмента для обработки винтовых канавок . . . 66

Обработка материалов без снятия стружки

Грязев М. В., Пасынков А. А., Ларин С. Н. — Влияние исходной анизотропии механических свойств заготовки на энергосиловые параметры при раздаче коническим пуансоном . . . 68

Шибаков В. Г., Панкратов Д. Л., Андреев А. П., Шибаков Р. В. — Повышение эксплуатационных свойств и точности деталей, штампованных холодной деформацией при плоскостной калибровке . . . 72

Гафаров А. М., Шарифов З. З., Алиев Ч. М., Кулиев А. М. — Исследование шероховатости поверхностей деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой . . . 77

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Никольская Я. М., Омельченко И. Н. — Влияние квалификации персонала промышленных предприятий на качество и эффективность выполняемых НИОКР . . . 83

Ирзаев Г. Х. — Оценка сокращения затрат на технологическую подготовку производства изделий при использовании конструктивной преемственности . . . 87

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Krokhmal' N. N. — Algorithm and software implementation of kinematic analysis of the spatial mechanism of the RCCC type on the basis of its structural features 3

Gordeev B. A., Okhulkov S. N., Osmekhin A. N., Shokhin A. E. — Reduction of vibration overload caused by rotating shafts in transient modes 9

Balakina E. V., Golubeva T. A., Kozlov Yu. N. — Necessity of dynamics modeling of the elastic vehicle wheel taking into account drifts of components of supporting surface reactions 16

Malafeev S. I., Malfeeva A. A., Konyashin V. I. — Analysis of oscillations in mechatronic system of discrete rolling mill 20

Kishtykov Kh. B. — Probabilistic-deterministic estimation of influence of surface quality on fatigue resistance of titanium alloy 26

Trukhanov V. M., Krykhtin Yu. I., Romanovskiy A. S. — Technical fundamentals of the manufacture of synchronizer cones billets with steel gas-thermal coating for transmissions of transport vehicles 32

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Vinokurov G. G., Starostin E. G., Popov O. N. — Use of Markov chains theory for describing of powder coatings wear in sliding friction 35

MANUFACTURING ENGINEERING

Zharkov V. A. — Tests of materials. One-corner bending of sheets and wide strips 41

Mamedov A. T., Rustamova S. M. — Influence of intermediate sintering temperature on the properties of powder materials 48

Rasulov F. R., Musurzaeva B. B. — Impregnation of powder composite with liquid metal during casting process 52

Problems of theory and practice of materials cutting

Bol'shakov A. N. — A series of articles on the theory of interrupted cutting. 1. Introduction 56

Pronin A. I., Myl'nikov V. V., Romanov A. D. — Cutting force at processing of 40X and ХВГ hardened steels by cutting ceramics 58

Dreval' A. E. — Limit state criteria of high-speed drills 61

Korotkikh M. T., Martsinkevich I. A. — Modeling of disk tool profile for processing of helical grooves 66

Chipless processing of materials

Gryazev M. V., Pasynkov A. A., Larin S. N. — Influence of initial anisotropy of billet mechanical properties on energy-force parameters during the expansion by conical punch 68

Shibakov V. G., Pankratov D. L., Andreev A. P., Shibakov R. V. — Increase of operational properties and accuracy of pressed parts by cold deformation at planar calibration 72

Gafarov A. M., Sharifov Z. Z., Aliev Ch. M., Kuliev A. M. — Research of surfaces roughness of parts treated by asymmetric non-intermittent lapping 77

ECONOMY AND ORGANIZATION OF PRODUCTION

Nikol'skaya Ya. M., Omel'chenko I. N. — Influence of qualification of industrial personnel on quality and effectiveness of performed R & D 83

Irzaev G. Kh. — Evaluation of cost reduction on technological production preparation of products using succession in designing 87

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

Сдано в набор 25.12.2017. Подписано в печать 19.01.2018.
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 "Инновационное машиностроение"», "Вестник машиностроения", 2018

Ve0218.fm Page 3 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.01

Н. Н. КРОХМАЛЬ, канд. техн. наук (Курганский ГУ), e-mail: kroknn@yandex.ru

Алгоритм и программная реализация кинематического анализа пространственного механизма типа ВЦЦЦ на основе его структурных особенностей

Представлены новый алгоритм кинематического анализа пространственного рычажного механизма типа ВЦЦЦ и его программная реализация. Алгоритм основан на аналитическом решении векторных уравнений связей между ортами звеньев в абсолютной системе координат и векторного уравнения контура звеньев механизма. Приведены примеры кинематического анализа указанного механизма.

Ключевые слова: пространственный рычажный механизм ВЦЦЦ, кинематический анализ, векторно-аналитический алгоритм.

The new algorithm for the kinematic analysis of the spatial lever mechanism of the RCCC type and its software implementation is presented. The algorithm is based on the analytical solution of vector equations of connections between the unit vectors of the links in the absolute coordinate system and the vector equation of the contour of the links of the mechanism. The examples of kinematic analysis of the subject mechanism are given.

Keywords: RCCC spatial lever mechanism, kinematic analysis, vector-analytical algorithm.

Четырехзвенные пространственные рычажные механизмы широко применяются в современном технологическом оборудовании: робототехническом, медицинском, в оборонной промышленности. Одним из таких механизмов является механизм типа ВЦЦЦ, содержащий одну вращательную и три цилиндрические кинематические пары. В частности, такой механизм применяется в качестве кинематических соединений в роботах, построенных на основе платформы Стюарта, с целью повышения технологичности их изготовления и точности позиционирования при работе (рис. 1) [1, 2].

В связи с этим в инженерной практике проектирования механизмов типа ВЦЦЦ необходим удобный и универсальный вычислительный инструмент для их кинематического анализа, на основе которого можно было бы разработать и метод кинематического синтеза [3—5]. Под кинематическим анализом в данном случае понимается задача об определении положений звеньев механизма (как наиболее сложная).

Проведенный литературный обзор позволил выявить основные методы (алгоритмы) кинематического анализа пространственного рычажного механизма типа ВЦЦЦ. В монографиях [6, с. 145 и 7, с. 120] изложен метод и приведены расчетные формулы для решения задачи о положениях с использованием винтового исчисления (теории винтов), а также приема разворачивания пространственной кинематической цепи на плоскости. Приведены уравнения для определения в комплексном виде относительных углов положения промежуточных звеньев и абсолютного угла положения выходного звена. Кроме того, в монографии [7, с. 90] описан векторно-алгебраический метод кинематического анализа. Представлены уравнения для определения в явном виде относительных вращатель-

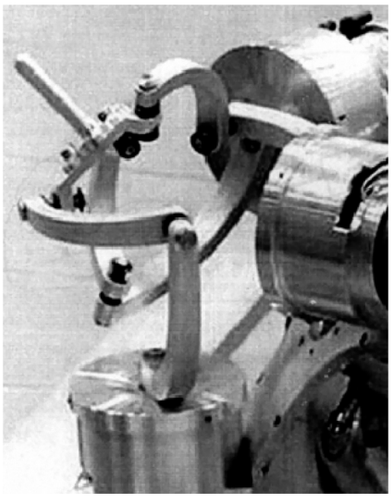


Рис. 1. Кинематическое соединение робота — механизм ВЦЦЦ

Ve0218.fm Page 4 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

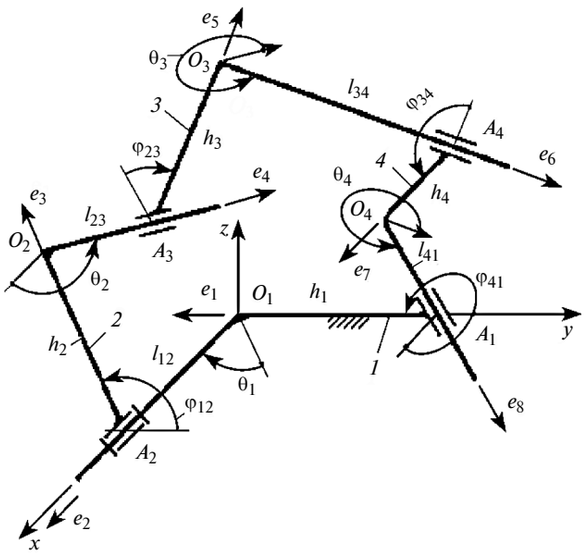


Рис. 2. Расчетная схема для анализа механизма ВЦЦЦ

ных и относительных поступательных перемещений звеньев. В монографии [8] дан литературный обзор и изложен векторно-аналитический метод, в котором использованы аналогичные параметры схемы механизма, но приведены оригинальные уравнения и порядок их решения. В работе [9] приведен литературный обзор основных методов численного кинематического анализа [10—12] и представлена их интерпретация, основанная на алгебре дуальных чисел.

Рассмотренные алгоритмы кинематического анализа содержат сложные для инженерной практики системы уравнений, предполагающие дополнительный сложный анализ решений. А самое главное — уравнения не пригодны для разработки метода и алгоритма кинематического синтеза механизма типа ВЦЦЦ в силу выбранной параметризации его структуры.

С этой точки зрения оптимизацию метода кинематического анализа целесообразно выполнить на основе использования особенностей структурных свойств механизма ВЦЦЦ и рациональной параметризации его расчетной схемы — математической модели. В работе [13] в общем плане показано, что структурные свойства пространственных рычажных механизмов определяют рациональную систему уравнений, описывающих саму геометрическую структуру механизма. В частности, указывается на возможность раздельного решения (декомпозиции) уравнений контура направлений и уравнений контура точек механизма [13, 14].

Для решения поставленной задачи возьмем за основу расчетную схему механизма из монографии [8], показанную на рис. 2. На схеме обозначены: A_2 — вращательная кинематическая пара, A_1, A_3, A_4 — цилиндрические кинематические пары. Рассматриваемый механизм характеризуется конструктивными постоянными линейными и угловыми параметрами: размерами стойки *1* ($O_1A_2 = l_{12}$, $O_1A_1 = h_1$, θ_1), размерами подвижных звеньев *2* ($A_2O_2 = h_2$, θ_2), *3* ($A_3O_3 = h_3$, θ_3) и *4* ($A_4O_4 = h_4$, θ_4).

Для построения алгоритма кинематического анализа применим векторно-аналитический метод, но используем при этом непосредственно уравнения физических связей между звеньями механизма [15], а не векторные рекуррентные формулы, как в работе [8]. Вместе с тем векторные уравнения связей будем составлять на основе параметризации, принятой в работе [8], а именно:

характерные точки, указанные на схеме, — это граничные точки перпендикуляра к осям двух смежных кинематических пар, т. е. точки A_i и O_i;

отрезок A_iO_i — это общий перпендикуляр к осям двух смежных кинематических пар.

В этом случае при решении задачи о положениях требуется определить абсолютные положения ортов звеньев e_4 — e_7 и длины l_{23}, l_{34}, l_{41} в зависимости от обобщенной координаты φ_{12}. Если положение ортов e_4 — e_7 определено, то при необходимости непосредственно по стандартным формулам определяют относительные угловые положения звеньев φ_{23}, φ_{34}.

Физические связи определяются постоянными конструктивными параметрами механизма, указанными выше. При таком подходе алгоритм кинематического анализа механизма типа ВЦЦЦ состоит из последовательности простых действий и аналитических вычислений.

Алгоритм кинематического анализа механизма

1. Орт e_2 в соответствии с расчетной схемой (см. рис. 2) имеет следующие проекции на координатные оси:

$$e_2 = \begin{pmatrix} e_{2_x} \\ e_{2_y} \\ e_{2_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}. \qquad (1)$$

2. При заданном положении входного звена механизма — значении угла φ_{12}, орт e_3 в соответствии с расчетной схемой (см. рис. 2) имеет следующие проекции на координатные оси:

$$e_3 = \begin{pmatrix} e_{3_x} \\ e_{3_y} \\ e_{3_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \cos\varphi_{12} \\ \sin\varphi_{12} \end{pmatrix}. \qquad (2)$$

3. Орт e_8 в соответствии с расчетной схемой (см. рис. 2) имеет следующие проекции на координатные оси:

$$e_8 = \begin{pmatrix} e_{8_x} \\ e_{8_y} \\ e_{8_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta_1 \\ 0 \\ \sin\theta_1 \end{pmatrix}. \quad (3)$$

4. После двойного проецирования проекции орта e_4 на координатные оси вычисляются по формулам:

$$e_4 = \begin{pmatrix} e_{4_x} \\ e_{4_y} \\ e_{4_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta_2 \\ \sin\theta_2 \sin\varphi_{12} \\ \sin\theta_2 \cos\varphi_{12} \end{pmatrix}. \quad (4)$$

5. Для орта e_6 уравнения связей (постоянство углов скрещивания с ортами e_4 и e_8) образуют следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} e_{6_x} e_{4_x} + e_{6_y} e_{4_y} + e_{6_z} e_{4_z} = \cos\theta_3; \\ e_{6_x} e_{8_x} + e_{6_y} e_{8_y} + e_{6_z} e_{8_z} = \cos\theta_4; \\ e_{4_x}^2 + e_{4_y}^2 + e_{4_z}^2 = 1. \end{cases}$$

Решение этой системы уравнений определяет в явном виде выражения для вычисления проекций орта e_6 на координатные оси:

$$e_{6_z} = -p \pm s_6 \sqrt{p^2 - q}; \quad (5)$$

$$e_{6_y} = k_3 + k_4 e_{6_z}; \quad (6)$$

$$e_{6_x} = k_1 - k_2 e_{6_z}, \quad (7)$$

где $s_6 = \dfrac{e_{4_y} e_{8_z} - e_{4_z} e_{8_y}}{\left| e_{4_y} e_{8_z} - e_{4_z} e_{8_y} \right|}$ — сигнатура проекции векторного произведения ортов e_4 и e_8 на координатную ось x [11]; $p = \dfrac{k_3 k_4 - k_1 k_2}{k_2^2 + k_4^2 + 1}$; $q = \dfrac{k_1^2 + k_3^2 - 1}{k_2^2 + k_4^2 + 1}$;

$k_1 = \dfrac{\cos\theta_4}{\cos\theta_1}$; $k_2 = \dfrac{\sin\theta_1}{\cos\theta_1}$; $k_3 = \dfrac{\cos\theta_3 - \dfrac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1}\cos\theta_4}{\sin\theta_2 \sin\varphi_{12}}$;

$k_4 = \dfrac{\dfrac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1}\sin\theta_1 + \sin\theta_2 \cos\varphi_{12}}{\sin\theta_2 \sin\varphi_{12}}$ — расчетные коэффициенты в уравнениях (5)—(7).

6. Для орта e_5 уравнения связей (перпендикулярность к ортам e_4 и e_6) образуют следующую систему:

$$\begin{cases} e_{5_x} e_{4_x} + e_{5_y} e_{4_y} + e_{5_z} e_{4_z} = 0; \\ e_{5_x} e_{6_x} + e_{5_y} e_{6_y} + e_{5_z} e_{6_z} = 0; \\ e_{5_x}^2 + e_{5_y}^2 + e_{5_z}^2 = 0. \end{cases}$$

Решение этой системы уравнений определяет в явном виде выражения для вычисления проекций орта e_5 на координатные оси:

$$e_{5_z} = \frac{s_5}{\sqrt{1 + \left(\dfrac{k_8}{k_7}\right)^2 + \left(\dfrac{k_5 k_8}{k_7} - k_6\right)^2}}; \quad (8)$$

$$e_{5_y} = -\frac{k_8}{k_7} e_{5_z}; \quad (9)$$

$$e_{5_x} = -k_5 e_{5_y} - k_6 e_{5_z}, \quad (10)$$

где $s_5 = \dfrac{e_{4_x} e_{6_y} - e_{4_y} e_{6_x}}{\left| e_{4_x} e_{6_y} - e_{4_y} e_{6_x} \right|}$ — сигнатура проекции векторного произведения ортов e_4 и e_6 на ось координат z; $k_5 = \dfrac{e_{4_y}}{e_{4_x}}$, $k_6 = \dfrac{e_{4_z}}{e_{4_x}}$, $k_7 = e_{6_y} - e_{6_x} k_5$, $k_8 = e_{6_z} - e_{6_x} k_6$ — расчетные коэффициенты в уравнениях (8)—(10).

7. Для орта e_7 уравнения связей (перпендикулярность к ортам e_6 и e_8) образуют следующую систему:

$$\begin{cases} e_{7_x} e_{6_x} + e_{7_y} e_{6_y} + e_{7_z} e_{6_z} = 0; \\ e_{7_x} e_{8_x} + e_{7_y} e_{8_y} + e_{7_z} e_{8_z} = 0; \\ e_{7_x}^2 + e_{7_y}^2 + e_{7_z}^2 = 1. \end{cases}$$

Решение этой системы уравнений определяет в явном виде выражения для вычисления проекций орта e_7 на координатные оси:

$$e_{7_z} = \frac{s_7}{\sqrt{1 + \left(\dfrac{k_{12}}{k_{11}}\right)^2 + \left(\dfrac{k_9 k_{12}}{k_{11}} - k_{10}\right)^2}}; \quad (11)$$

$$e_{7_y} = -\frac{k_{12}}{k_{11}} e_{7_z}; \quad (12)$$

$$e_{7_x} = -k_9 e_{7_y} - k_{10} e_{7_z}, \quad (13)$$

где $s_7 = \dfrac{e_{6_y} e_{8_x} - e_{6_x} e_{8_y}}{\left| e_{6_y} e_{8_x} - e_{6_x} e_{8_y} \right|}$ — сигнатура проекции векторного произведения ортов e_6 и e_8 на ось координат z; $k_9 = \dfrac{e_{6_y}}{e_{6_x}}$, $k_{10} = \dfrac{e_{6_z}}{e_{6_x}}$, $k_{11} = e_{8_y} - e_{8_x} k_9$, $k_{12} = e_{8_z} - e_{8_x} k_{10}$ — расчетные коэффициенты в уравнениях (11)—(13).

8. Орт e_1 в соответствии со схемой (см. рис. 2) имеет следующие проекции на координатные оси:

$$e_1 = \begin{pmatrix} e_{1_x} \\ e_{1_y} \\ e_{1_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix}. \qquad (14)$$

Вычисления, выполненные последовательно по формулам (1)—(14), решают задачу об определении абсолютных угловых положений всех звеньев механизма в выбранной системе координат (см. рис. 2).

Для определения относительных угловых положений звеньев необходимо воспользоваться стандартной формулой скалярного произведения их ортов.

9. Для определения переменных длин звеньев l_{23}, l_{34}, l_{41} используем уравнения замкнутости контура (см. рис. 2) в проекциях на координатные оси:

$$\bar{e}_2 + \bar{e}_3 + \bar{e}_4 l_{23} + \bar{e}_5 + \bar{e}_6 l_{34} + \bar{e}_7 + \\ + \bar{e}_8 l_{41} + \bar{e}_1 = 0.$$

Эта система скалярных уравнений при уже вычисленных ортах звеньев является линейной относительно определяемых длин и может быть решена аналитически в явном виде либо численно, например, в среде MathCad.

Особенности программной реализации алгоритма кинематического анализа

А. В соответствии с п. 5 алгоритма для существования коэффициентов k_1, k_2 должно выполняться ограничение: $\theta_1 \neq \pm\dfrac{\pi}{2} \pm \pi$. Особое значение параметра θ_1 при вычислениях корректируется малой поправкой, равной $\pm 10^{-6}$ рад, минимальное значение которой установлено при вычислительных экспериментах.

Б. В соответствии с п. 5 алгоритма для существования коэффициентов k_3 должно выполняться ограничение $\theta_2 \neq 0 \pm \pi$. Особое значение параметра θ_2 при вычислениях корректируется малой поправкой, равной $\pm 10^{-6}$ рад, минимальное значение которой установлено при вычислительных экспериментах.

В. В соответствии с п. 5 алгоритма для существования коэффициентов k_3, k_4 должно выполняться ограничение для углового положения входного звена $\varphi_{12} \neq 0 \pm \pi$. Особые положения входного звена при вычислениях проходят посредством малой поправки для особых значений порядка $\pm 10^{-6}$ рад. Минимальное значение поправки установлено при вычислительных экспериментах.

Г. Аналитическое выражение (5) предполагает существование двух значений для e_{6_z} и, следовательно, два варианта последующих вычислений. Также для существования решения, а значит и существования самого механизма, должно выполняться условие $p^2 - q \geq 0$. Вычисление дискриминанта $p^2 - q$ при $0 \leq \varphi_{12} \leq 2\pi$ позволяет определить область существования механизма, т. е. области существования кривошипных и некривошипных сборок механизма [8].

Д. Согласно п. 6 алгоритма для существования коэффициентов k_5, k_6 должно выполняться ограничение $e_{4_x} \neq 0$, что соответствует ограничению $\theta_2 \neq \pm\dfrac{\pi}{2}$. Особое значение параметра θ_2 при вычислениях корректируется малой поправкой порядка $\pm 10^{-6}$ рад, минимальное значение которой установлено при вычислительных экспериментах.

Е. В соответствии с п. 6 алгоритма для существования коэффициента k_7 должно выполняться ограничение $e_{6_y} \cos\theta_2 - e_{6_x} \sin\theta_2 \sin\varphi_{12} \neq 0$, невыполнение которого не является систематическим и наблюдается только при определенном сочетании параметров механизма в его особых положениях; корректируется оно малой поправкой углового положения входного звена механизма.

Ж. В соответствии с п. 7 алгоритма для существования коэффициентов k_9, k_{10}, k_{11} должны выполняться ограничения: $e_{6_x} \neq 0$, $e_{6_y} \neq 0$, невыполнение которых не является систематическим и наблюдается только при определенном сочетании параметров механизма в его особых положениях. Невыполнение ограничения корректируется малой поправкой углового положения входного звена механизма.

З. Аналитическое выражение (5) предполагает существование двух решений при определении проекции орта e_{6_z} и, следовательно, два варианта последующих вычислений. Выражения (8) для расчета e_{5_z} и (11) для расчета e_{7_z} также предполагают по два варианта последующих вычислений. Указанные варианты вычислений дают комбинации вариантов для расчета угловых положений звеньев, соответствующие вариантам сборок механиз-

Ve0218.fm Page 7 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Вариант сборки	Знак у корня в формуле		
	(5)	(8)	(11)
1	+	+	+
2	+	—	—
3	+	+	—
4	+	—	+
5	—	+	+
6	—	—	—
7	—	+	—
8	—	—	+

ма. В общем случае существуют восемь таких вариантов (таблица).

И. При проведении вычислительных экспериментов установлено, что при определении значений проекций ортов e_{6_z}, e_{5_z}, e_{7_z} по формулам (5), (8) и (11) без учета сигнатур s_6, s_5 и s_7 в особых положениях механизма происходит самопроизвольный переход расчета с одного варианта на другой. Для стабилизации вычислений как раз и использованы коэффициенты [14] s_6, s_5 и s_7, которые автоматически исправляют такой переход.

К. Каждая комбинация проверяется по признаку варианта сборки механизма [8]. Признак сборки должен быть одним и тем же для любых расчетных положений входного звена механизма:

$$M = \frac{\begin{pmatrix} e_{5_x} \\ e_{5_y} \\ e_{5_z} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} e_{7_x} \\ e_{7_y} \\ e_{7_z} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} e_{6_x} \\ e_{6_y} \\ e_{6_z} \end{pmatrix}}{\left| \begin{pmatrix} e_{5_x} \\ e_{5_y} \\ e_{5_z} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} e_{7_x} \\ e_{7_y} \\ e_{7_z} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} e_{6_x} \\ e_{6_y} \\ e_{6_z} \end{pmatrix} \right|}.$$

Примеры кинематического анализа механизма

Рассмотрим примеры кинематического анализа (задачу о положениях) пространственного рычажного механизма типа ВЦЦЦ с использованием предложенного алгоритма. Для проведения расчетов используем пакет MathCad. Вначале зададим расчетные положения входного звена, т. е. расчетные значения угла в диапазоне $0 \le \varphi_{12} \le 360°$ с расчетным шагом в 1°.

Пример 1. Конструктивные параметры механизма возьмем из работы [8]: $\theta_1 = 45°$, $\theta_2 = 120°$, $\theta_3 = 300°$, $\theta_4 = 240°$, $l_{12} = 1$, $h_1 = 1$, $h_2 = 1$, $h_3 = 1$, $h_4 = 1$.

Предварительный расчет дискриминанта (см. п. Г) показал, что он неотрицателен при любом расчетном значении φ_{12}. Следовательно, при указанных параметрах механизм имеет в качестве входного звена кривошип. Проверка особенностей механизма по пп. Е и Ж показала, что особые положения по этим параметрам отсутствуют.

Кинематический анализ, выполненный по предложенному выше алгоритму, дал восемь вариантов результатов расчета ортов, определяющих угловые положения звеньев (см. п. 3). Для каждого варианта был определен признак варианта сборки в расчетных положениях механизма, который имел одно и то же значение для выбранного варианта сборки. Затем рассчитали для каждого варианта переменные линейные длины звеньев механизма.

Варианты 4 и 8 расчета, указанные в таблице, совпадают с данными, приведенными в работе [8, с. 93, пример 1]. Другие варианты расчета при данных геометрических параметрах механизма в работе [8] отсутствуют ввиду особенностей и ограничений приведенного там алгоритма [8, с. 76, 77].

Пример 2. Конструктивные параметры механизма возьмем из работы [8]: $\theta_1 = 90°$; $\theta_2 = 120°$; $\theta_3 = 265°$; $\theta_4 = 240°$; $l_{12} = 1$; $h_1 = 1$; $h_2 = 1$; $h_3 = 1$, $h_4 = 1$.

Предварительный расчет дискриминанта (см. п. Г) показал, что он неотрицателен при условии $19° \le \varphi_{12} \le 341°$. Следовательно, при заданных в этом случае параметрах механизм имеет в качестве входного звена коромысло с рассчитанным углом качания. Проверка особенностей механизма по пп. Е и Ж показала, что особые положения по этим параметрам отсутствуют.

Кинематический анализ по предложенному алгоритму дал восемь вариантов результатов расчета ортов, определяющих угловые положения звеньев (см. п. 3). Определенный для каждого варианта признак сборки в расчетных положениях механизма имел одно и то же значение для выбранного варианта сборки. Затем рассчитали переменные линейные длины звеньев механизма.

Варианты 4 и 8 расчета (см. таблицу) совпадают с данными, приведенными в работе [8, с. 93, пример 2]. Другие варианты расчета при данных геометрических параметрах механизма в работе [8] отсутствуют ввиду особенностей и ограничений приведенного там алгоритма.

Пример 3. Конструктивные параметры механизма возьмем из работы [8]: $\theta_1 = 90°$, $\theta_2 = 120°$, $\theta_3 = 265°$, $\theta_4 = 230°$, $l_{12} = 1$, $h_1 = 1$, $h_2 = 1$, $h_3 = 1$, $h_4 = 1$.

Предварительный расчет дискриминанта (см. п. Г) показал, что он неотрицателен при условиях $36° \le \varphi_{12} \le 161°$ и $199° \le \varphi_{12} \le 324°$. Следовательно, при заданных в этом случае параметрах механизм имеет в качестве входного звена коромысло с двумя возможными углами качания. Проверка особенностей механизма по пп. Е и Ж показала, что особые положения по этим параметрам отсутствуют.

Ve0218.fm Page 8 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

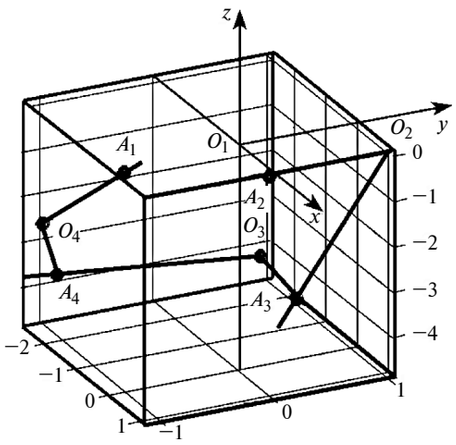


Рис. 3. Кадр из анимации схемы (пример 1, вариант 4, начальное положение) механизма ВЦЦЦ

Кинематический анализ по предложенному выше алгоритму дал восемь вариантов результатов расчета ортов, определяющих угловые положения звеньев (см. п. 3). Определенный для каждого варианта признак сборки в расчетных положениях механизма имел одно и то же значение для данного варианта сборки. Затем рассчитали переменные линейные длины звеньев механизма.

Варианты 4 и 8 расчета (см. таблицу) совпадают с данными из работы [8, с. 93, пример 3].

Для всех примеров и для всех вариантов расчета в них (см. таблицу) была выполнена анимация схем механизмов в пакете MathCad. Кадр одной из анимаций (пример 1, вариант 4) приведен на рис. 3. Таким образом, в ходе компьютерного эксперимента была проверена и подтверждена достоверность разработанного алгоритма.

Разработанный векторно-аналитический алгоритм кинематического анализа пространственного рычажного механизма типа ВЦЦЦ доведен до возможности практического использования в инженерной практике и имеет следующие особенности и преимущества:

1. Алгоритм выполняется в форме простых последовательных алгебраических вычислений, не требующих дополнительного анализа промежуточных результатов. Особенности расчета предусмотрены в самом алгоритме.

2. Алгоритм позволяет установить сразу все возможные варианты сборки механизма и выполнить расчеты для этих вариантов.

3. Расчетные значения абсолютных координат характерных точек механизма и абсолютных угловых положений звеньев позволяют сразу и однозначно выполнить реальную сборку механизма или его анимацию на компьютере, что сложно сделать только при известных относительных положениях звеньев механизма.

4. Алгоритм дает возможность установить области существования механизма как функции от углового положения входного звена для абсолютных угловых положений звеньев, что удобно с практической точки зрения.

5. Простая структура вычислений алгоритма является перспективной основой для разработки метода и алгоритма кинематического синтеза механизма типа ВЦЦЦ. В настоящее время такой метод опробуется на тестовых примерах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Al-Widyan K., Ma X. Q., Angeles J.** The robust design of parallel spherical robots // Mechanism and Machine Theory. 2011. V. 46. P. 335—343. www.elsevier.com/locate/mechmt

2. **Baigunchekov Z. Zh., Izmambetov M. B., Baigunchekov N. Zh.** Kinematics of a Spatial RCCC Parallel Manipulator // Proceedings of the World Congress on Engineering, July 3—5, 2013, London, U. K. 2013 V. 3.

3. **Крохмаль Н. Н.** Синтез пространственного рычажного механизма типа ВССВ на основе его передаточной функции // Теория механизмов и машин. 2005. № 2 (8). С. 35—44.

4. **Крохмаль Н. Н.** Метод, алгоритм и программная реализация кинематического синтеза пространственного рычажного механизма ВВСС на основе его передаточной функции // Вестник машиностроения. 2015. № 1. С. 18—23.

5. **Крохмаль Н. Н.** Метод, алгоритм и программная реализация кинематического синтеза пространственного кривошипно-ползунного механизма на основе его передаточной функции // Вестник машиностроения. 2015. № 10. С. 47—52.

6. **Диментберг Ф. М.** Теория пространственных шарнирных механизмов. М.: Наука. Главная редакция физ.-мат. литературы, 1982. 336 с.

7. **Лебедев П. А.** Кинематика пространственных механизмов. М.: Машиностроение, 1966. 280 с.

8. **Пейсах Э. Е.** Структура и кинематика пространственных рычажных механизмов. СПб.: С.-Петербургский гос. ун-т технологии и дизайна, 2004. 212 с.

9. **Pennestry E., Stefanelli R.** Linear algebra and numerical algorithms using dual numbers — Multibody System Dynamics. 2007. October. V. 18, Issue 3. P. 323—344.

10. **Yang A. T.** Application of Quaternion Algebra and Dual Numbers to the Analysis of Spatial Mechanisms // PhD thesis. Columbia University. 1963.

11. **Cheng H. H., Thompson S.** Dual iterative displacement analysis of spatial mechanisms using the Ch programming language // Mechanism and Machine Theory. 1997. V. 32. N. 2. P. 193—207.

12. **Haug E. J.** Computer-Aided Kinematics and Dynamics of Mechanical Systems. Allyn and Bacon, 1989.

13. **Турлапов В. С.** Геометрические основы моделирования кинематики пространственных рычажных механизмов: Дис. д-ра техн. наук. М., 2002. 222 с.

14. **Овакимов А. Г.** Погруппная форма решения задачи о положениях пространственных механизмов // Механика машин. М.: Наука, 1974. Вып. 46. С. 83—95.

15. **Зиновьев В. А.** Пространственные механизмы с низшими парами. М.: Гос. изд-во техн.-теорет. литературы, 1952. 432 с.

Ve0218.fm Page 9 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.752.3

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук, С. Н. ОХУЛКОВ, канд. физ.-мат. наук, А. Н. ОСМЕХИН, канд. техн. наук, А. Е. ШОХИН, канд. техн. наук (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), gord349@mail.ru, oxulkovs@mail.ru

Снижение виброперегрузок, возбуждаемых вращающимися валами в переходных режимах[1]

Рассмотрен подход к расчету моментной неуравновешенности вращающихся валов в переходных режимах дизельных установок электростанций автономных объектов. Приведена оценка максимальных деформаций сдвига вращающегося вала ротора тягового генератора на базе метода конечных элементов.

Ключевые слова: моментная неуравновешенность, вал ротора, крутильные колебания, крутящие моменты, скорость распространения механических колебаний, максимальные деформации сдвига, электростанции автономных объектов, переходные режимы.

The approach to the calculation of the moment unbalance of rotating shafts in transient modes of diesel power installations of autonomous power plants is considered. The estimation of the maximum shear deformations of the rotary shaft of the traction generator rotor on the base of the finite element method is given.

Keywords: moment unbalance, rotor shaft, torsional oscillations, torques, propagation speed of mechanical oscillations, maximum shear deformations, power plants of autonomous objects, transitional modes.

Задача расчета и оценки максимальных деформаций сдвига для определения и снижения переменных торсионных крутящих моментов вращающихся валов дизель-генераторных установок (ДГУ) единых электростанций автономных объектов (ЕЭС) в стационарных и переходных режимах работы электрогенератора всегда актуальна и отвечает современным запросам машиностроения [1—6].

Постановка задачи

При оценке максимальных деформаций сдвига вращающегося вала электрогенератора ЕЭС автономного объекта, вызванных торсионными крутящими моментами, используется метод конечных элементов [5, 7]. Рассмотрено решение общей задачи расчета и оценки максимальных деформаций сдвига вращающихся валов, возникающих в их поперечных сечениях для последующего определения торсионных крутящих моментов на вращающихся валах электрогенераторов дизель-генераторных установок ЕЭС.

Нагрузкой ДГУ является синхронный электрогенератор, ротор которого, как правило, соединен с коленчатым валом дизеля через соединительную муфту, поглощающую осевые, радиальные и угловые смещения с наименьшими силами реакции благодаря своим упругим и диссипативным свойствам [8—12]. Соединительная муфта вращающихся валов в ДГУ может быть магнитореологической с применением магнитореологических жидкостей (МРЖ) в инерционных магнитореологических трансформаторах (МРТ) систем демпфирования вибрации и ударов [13, 14].

Типовая схема ротора и вала электрогенератора с их геометрическими и массовыми параметрами представлена на рис. 1.

Считаем, что вал электрогенератора присоединен через соединительную муфту к коленчатому валу дизеля.

Для оценки максимальных деформаций сдвига вращающегося вала тягового генератора вместо схемы однодискового ротора, представленной на рис. 1, рассмотрим вал без ротора.

Определение переменных торсионных крутящих моментов вращающегося вала электрогенератора основано, прежде всего, на оценке деформации сдвига по его сечению при приложении к валу переменных крутящих моментов. Для этого необходимо знать, как движутся сечения вала относительно друг друга и как рассчитать это движение в любой текущий момент времени. Для упрощения задачи представим вращающийся вал электрогене-

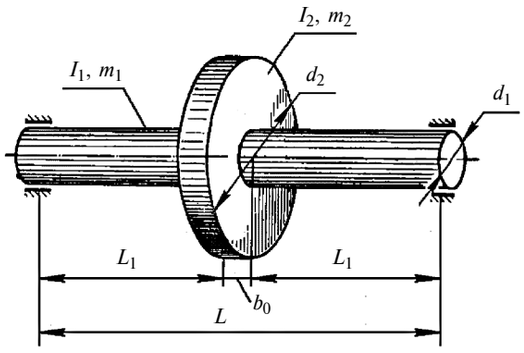


Рис. 1. Типовая схема однодискового ротора в виде диска между опорами:

d_1 — диаметр вала электрогенератора; d_2 — диаметр ротора; b_0 — приведенная длина ротора; L и L_1 — длины вала электрогенератора и его участков; m_1, m_2 и I_1, I_2 — массы и моменты инерции вала и ротора электрогенератора соответственно

[1] Исследование выполнено при поддержке грантом Российского научного фонда (проект № 15-19-10026).

Ve0218.fm Page 10 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ратора как упругий торсион [5, 7], т. е. как чувствительный элемент (ЧЭ), который представляет собой участок *2* контролируемого стального вала, закрепленный по торцам и установленный в разрыв вала *1* машинного агрегата, и является частью некой кинематической цепи (рис. 2) [5]. Для определения внутренних деформаций сдвига, возникающих в поперечных сечениях ЧЭ вала под действием внешних моментов, используем метод сечений [5, 7].

Разобьем упругий торсион, представленный в виде торсиона прямоугольного сечения, на элементы длиной *h*, и пронумеруем их (рис. 3).

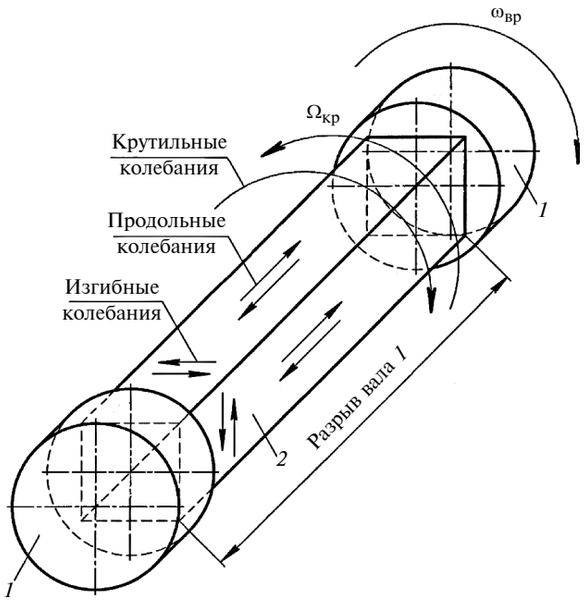


Рис. 2. Участок контролируемого стального вала прямоугольного сечения:

1 — вал машинного агрегата; *2* — упругий торсион (ЧЭ) контролируемого вала

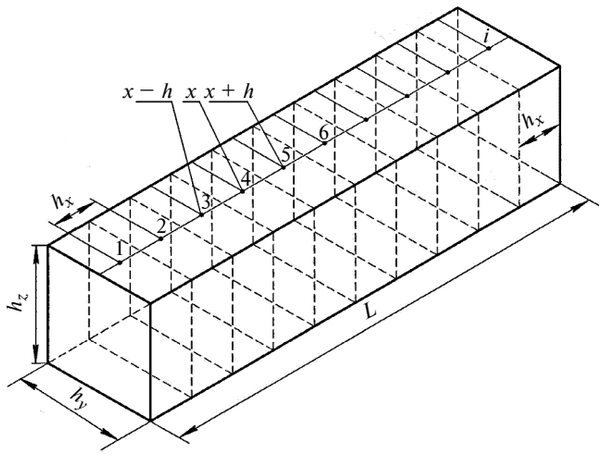


Рис. 3. Упругий прямоугольный торсион, разбитый на элементы длиной *h*

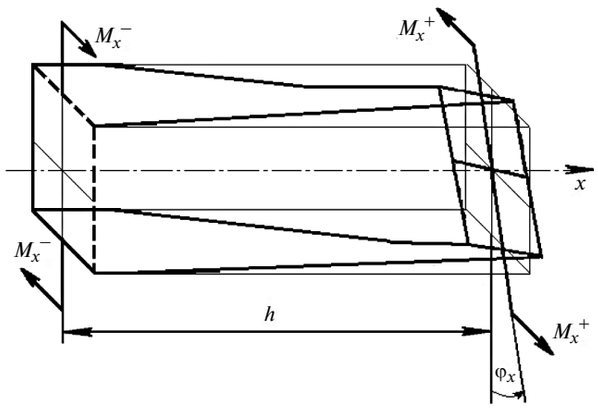


Рис. 4. Иллюстрация гипотезы о распределении деформаций по сечению ЧЭ

Допустим, что вал вращается с некоторой угловой частотой $\omega_{вр}$ и при вращении возникают крутильные колебания с частотой $\Omega_{кр}$, при действии крутящих моментов M_x^+ и M_x^-. Эти моменты создаются упругими напряжениями, моментами инерционных сил или моментами внешних сил по отношению к ЧЭ вала — упругому торсиону. Простейшая гипотеза о распределении деформаций по сечению ЧЭ состоит в предположении, что форма сечения не меняется и происходит только поворот сечения на угол φ_x [5]. Таким образом, функция φ_x зависит только от координаты x и не зависит от координат y и z (рис. 4).

Если вращающийся вал совершает колебания вокруг оси вращения, то сечения торсиона также колеблются относительно оси вращения, причем величины закручивания элементов ЧЭ не остаются постоянными и равными φ_x, а изменяются. В один период времени угол φ_x уменьшается, в другой — становится больше. Вдоль ЧЭ вследствие эксцентриситета вала распространяются упругие колебания — крутильные колебания [5—7].

При остановке вращения вала колебательный процесс в ЧЭ вала постепенно затухает. В конечном счете все элементы ЧЭ вала приходят в исходное состояние, т. е. в положение равновесия. Это и есть одна из картин крутильных колебаний упругого ЧЭ вала тягового генератора.

Торсион прямоугольного сечения, разбитый на элементы длиной *h* (см. рис. 3), заменим торсионом круглого сечения, также разбитым на элементы длиной *h*. Выберем произвольный элемент (рис. 5) с номером "*i*" и запишем уравнение его динамического равновесия в виде [5, 7]:

$$M_x^+ - M_x^- = J_m \frac{d^2\varphi_x}{dt^2},$$

где J_m — момент инерционных сил элемента (момент инерции элемента).

Ve0218.fm Page 11 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Крутящие моменты следует выразить через касательные напряжения (рис. 6):

$$M_x^+ = \int_S \sigma_{i+0,5} r \mathrm{d}S,$$

где r — расстояние от элемента площади до центра ЧЭ вала.

Касательные напряжения σ изменяются по поверхности S как по значению, так и по направлению. Значения напряжений σ определяют через углы поворота φ_x сечений ЧЭ [5, 7]. Для этого рассмотрим кручение цилиндра, вырезанного из ЧЭ вала (см. рис. 5).

Деформация сдвига определяется как

$$\mathrm{tg}\alpha = \frac{(\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i})r}{h},$$

а касательные напряжения пропорциональны $\mathrm{tg}\alpha$:

$$\sigma = Gr\frac{\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i}}{h},$$

где G — модуль сдвига материала ЧЭ вала.

Теперь выражение для крутящего момента можно записать в виде:

$$M_x^+ = G\frac{\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i}}{h}\int_S \sigma_{i+0,5} r^2 \mathrm{d}S. \qquad (1)$$

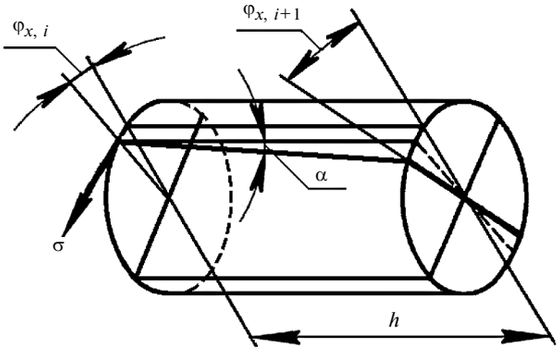


Рис. 5. Кручение цилиндра, вырезанного из ЧЭ вала

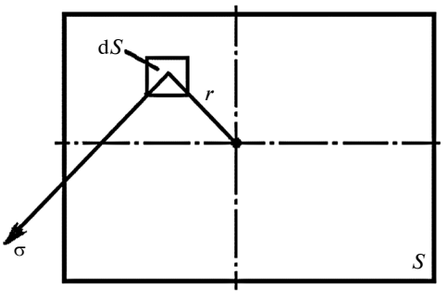


Рис. 6. Схема, иллюстрирующая выражение крутящих моментов через касательные напряжения σ, изменяющиеся по поверхности S как по значению, так и по направлению

Интеграл в выражении (1) — полярный момент инерции сечения ЧЭ вала. Полярный момент инерции сечения ЧЭ вала постоянного сечения постоянен по длине ЧЭ и не зависит от x:

$$J = \int_S r^2 \mathrm{d}S.$$

Аналогично можно записать выражение для крутящего момента M_x^-. В него войдут углы $\varphi_{x,\,i}$ и $\varphi_{x,\,i-1}$. В результате уравнение равновесия примет вид [5]:

$$JG\frac{\varphi_{x,\,i+1} - 2\varphi_{x,\,i} + \varphi_{x,\,i-1}}{h^2} = J_m\frac{\mathrm{d}^2\varphi_x}{\mathrm{d}t^2}. \qquad (2)$$

Момент инерционных сил пропорционален полярному моменту инерции сечения вала: $J_m = J\rho h$, где ρ — плотность материала ЧЭ вала.

Разделив левую и правую части уравнения (2) на J, получим:

$$G\frac{\varphi_{x,\,i+1} - 2\varphi_{x,\,i} + \varphi_{x,\,i-1}}{h^2} = \rho h\frac{\mathrm{d}^2\varphi_x}{\mathrm{d}t^2}. \qquad (3)$$

Записав уравнение (3) в разностной форме, введя дискретизацию не только по координате x, но и по времени t, получим следующее уравнение [8, 9]:

$$G\frac{\varphi_{x,\,i+1} - 2\varphi_{x,\,i} + \varphi_{x,\,i-1}}{h^2} = \rho h\frac{\varphi_{x,\,i+1} - 2\varphi_{x,\,i} + \varphi_{x,\,i-1}}{\tau^2}, \qquad (4)$$

где i — произвольный элемент длиной h; τ — шаг по времени.

Элементы длиной h и шаг τ по времени являются для упругого ЧЭ вала физическими постоянными, т. е. константами: $h = \mathrm{const}$ и $\tau = \mathrm{const}$ [8].

Если в уравнении (4) устремить шаги по координатам и времени к нулю, то вторые разности по координатам и времени превратятся во вторые производные [5, 7]:

$$G\frac{\mathrm{d}^2\varphi_x}{\mathrm{d}x^2} = \rho\frac{\mathrm{d}^2\varphi_x}{\mathrm{d}t^2}. \qquad (5)$$

Уравнение (5) — дифференциальное уравнение в частных производных для крутильных колебаний. Заметим, что от уравнения (5) можно перейти к разностному уравнению (4) заменой производных их конечно-разностными аналогами, как это и делается в методе конечных разностей. С помощью разностного уравнения и соответствующих начальных и граничных условий можно получить численное решение для переходных процессов при крутильных колебаниях вращающегося вала.

Ve0218.fm Page 12 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Вычисление перемещений во времени во всех точках ЧЭ вала

При вычислениях перемещений во времени во всех точках вала синхронного электрогенератора считаем, что коленчатый вал дизеля приведен к валу ротора синхронного электрогенератора и соединен с ним через соединительную магнитореологическую муфту [5, 7, 12, 15].

Пусть вал вместе с упругим ЧЭ вращается с угловой скоростью $\omega_{вр}$ (см. рис. 2) и при вращении вследствие действия крутящих моментов M_x^+ и M_x^- возникают крутильные колебания с частотой $\Omega_{кр}$, причем величины закручивания элементов ЧЭ не остаются постоянными и равными φ_x, а изменяются с линейной скоростью $v_л = \Omega_{кр} r$, где r — радиус элемента приведенного вала синхронного электрогенератора ДГУ [5].

Допустим, что в начальный момент ($t = 0$) нижний торец ЧЭ вала остается неподвижным (см. рис. 2, 3). Нижние точки также неподвижны, а верхние продолжают по инерции закручиваться. Нужно рассчитать этот процесс, т. е. вычислить перемещения во времени во всех точках ЧЭ вала.

Введем дискретизацию по координате и времени для ЧЭ вала, т. е. выберем шаги h и τ сетки, разобьем область решения на дискретные элементы $h \times \tau$ и пронумеруем их (см. рис. 3) [5]. Тогда для дискретной области уравнение движения примет вид выражения (4). Предположим, что по координате выбрано шесть узлов: $i = 1, ..., 6$. Начальные условия представлены в виде угловых перемещений и линейных скоростей всех точек ЧЭ вала при $t = 0$ на круговой диаграмме угловых перемещений всех точек узлов ЧЭ вала (рис. 7).

В разностной постановке эти начальные условия вводим следующим образом: в первом шаге во времени ($j = 1$) все центры элементов ЧЭ вала считаем повернутыми на один и тот же угол φ_x от начального положения равновесия (см. рис. 7), т. е. на угол

$$\varphi_{i,\,1} = -v_л \tau = -1.$$

Тогда в следующем шаге, когда ЧЭ вала начинает закручиваться под действием крутящего момента ($t = 0$), все точки приходят в начальное состояние $\varphi_{i,\,2} = 0$.

Таким образом, начальные угловые перемещения всех точек задаются равными нулю (задаем систему отсчета), а линейные скорости всех точек — равными $v_л$.

Результаты расчета представлены в таблице. Первые две строки этой таблицы и есть начальные условия задачи [5].

Далее определяются граничные условия.

Нижний конец ЧЭ вала не закручивается (см. рис. 2, 3). Поэтому в левом столбце записываются нули. На верхнем свободном конце ЧЭ вала отсутствуют напряжения, а значит равны нулю и деформации сдвига:

$$\frac{\varphi_{6,\,j} - \varphi_{5,\,j}}{h} = 0, \qquad (6)$$

т. е. угловые перемещения в пятом и шестом элементах должны быть одинаковыми: $\varphi_{6,\,j} = \varphi_{5,\,j}$.

Далее вычисляем деформации сдвига средних точек ЧЭ вала с помощью разностной формулы (4). В нее входят пять сочетаний значений угловых перемещений: (i; j); ($i + 1$; j); ($i - 1$; j); (i; $j + 1$); (i; $j - 1$), которые должны быть записаны в пяти соседних ячейках диаграммы угловых перемещений точек узлов ЧЭ вала и в таблице.

Если, например, $i = 2$ и $j = 2$, то пять клеток будут расположены в верхнем левом углу таблицы (обведены толстой линией и в таблице, и на рис. 7). Они образуют так называемый пятиточечный шаб-

Вычисления перемещений средних точек элементов ЧЭ упругого вала

j	i					
	1	2	3	4	5	6
1	−1	−1	−1	−1	−1	−1
2	0	0	0	0	0	0
3	0	−1	1	1	1	1
4	0	1	2	2	2	2
5	0	1	2	3	3	3
6	0	1	2	3	4	4
7	0	1	2	3	4	4
8	0	1	2	3	3	3
9	0	1	2	2	2	2
10	0	1	1	1	1	1
11	0	0	0	0	0	0
12	−1	−1	−1	−1	−1	−1

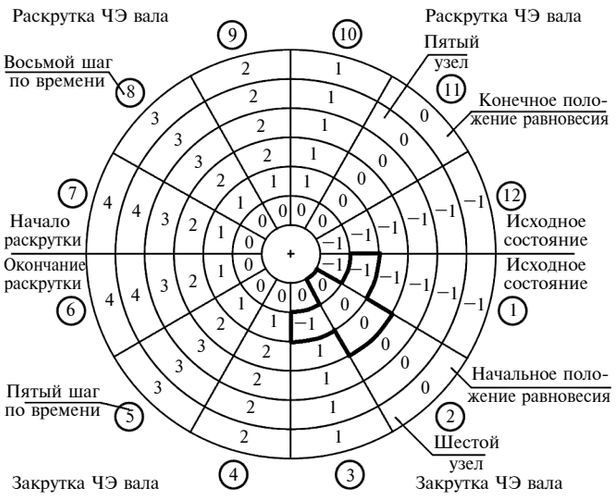


Рис. 7. Круговая диаграмма угловых перемещений всех точек узлов ЧЭ вала

Ve0218.fm Page 13 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

лон. В четырех клетках шаблона угловые перемещения известны. Остается неизвестной только одна величина $\varphi_{i,\,j+1}$. Ее можно легко вычислить по формуле из работы [5].

Вычисления уравнения проводятся относительно неизвестной $\varphi_{i,\,j+1}$:

$$\varphi_{i;\,j+1} = A(\varphi_{i+1;\,j} - 2\varphi_{i;\,j} + \varphi_{i+1;\,j}) + \\ + 2\varphi_{i;\,j} - \varphi_{i;\,j-1}, \qquad (7)$$

где $A = G\tau^2/\rho h^2$; G — модуль сдвига; ρ — плотность материала ЧЭ вала.

Формула (7), в которой значение неизвестной функции на следующем временном слое $j + 1$ явным образом выражено через значения функции на предыдущих слоях, совместно с начальными и граничными условиями называется явной разностной схемой.

Величина безразмерного коэффициента A зависит от выбранных шагов h и τ. Самые простые вычисления соответствуют $A = 1$. При этом разностная формула (7) приобретает простой вид [5]:

$$\varphi_{i;\,j+1} = \varphi_{i+1;\,j} + \varphi_{i-1;\,j} - \varphi_{i;\,j-1}. \qquad (8)$$

Подставив в формулу (8) значения $\varphi_{3,2} = 0$, $\varphi_{1,2} = 0$, $\varphi_{2,1} = -1$, получим $\varphi_{2,3} = 1$.

Запишем это значение в таблицу, переставим шаблон на одну клетку и вычислим $\varphi_{3,3} = 1$.

Далее, вычисляя φ_x в последующих узлах, заполняем строку $j = 3$. Значение $\varphi_{6,3}$ принимают таким же, как и $\varphi_{5,3}$, в соответствии с выражением (6). Переставим шаблон на одну строку вниз и проведем вычисления в строке $j = 4$.

Продолжим вычисления последовательно по временным слоям j на требуемое число шагов.

На круговой диаграмме угловых перемещений всех точек узлов ЧЭ вала (см. рис. 7) показаны положения центров элементов ЧЭ вала в каждом шаге по времени. После закручивания ЧЭ вала (поворота) поверхности при $j = 2$ первый узел ($i = 1$) прекращает поворачиваться, а последующие узлы продолжают поворот. Затем при $j = 3$ прекращает поворачиваться второй узел и т. д. В шестом шаге по времени все узлы ЧЭ вала останавливаются. При этом весь ЧЭ вала оказывается равномерно сжатым (закрученным).

Деформации во всех элементах между узлами одинаковы, кроме последнего элемента между узлами $i = 5$ и $i = 6$, в котором деформации остаются равными нулю. Таким образом, весь процесс сжатия (закрутки) ЧЭ вала длится четыре шага. Это объясняется тем, что в модели ЧЭ вала пять шагов по координате, и за каждый шаг по времени закручивается один элемент длиной h, причем последний элемент не сжимается (не закручивается). Если бы шаги были меньше, то число n шагов по времени при сжатии приближалось бы к числу шагов по координате, размещающихся на длине ЧЭ вала. Тогда время закрутки определялось бы формулой [5]

$$T_{\text{сж}} = n\tau = \frac{L}{h}\tau,$$

где L — длина базовых участков приведенных вращающихся валов ДГУ.

После завершения закрутки ЧЭ вала начинается процесс раскручивания, так как ЧЭ вала не находится в положении равновесия. Деформации сжатия (закрутки) теперь определяют начальные условия. Задается новая система отсчета: теперь последний элемент ЧЭ вала является первым и расчет перемещений идет от последнего элемента к первому. Начиная с восьмого шага по времени (см. рис. 7), ЧЭ вала начинает раскручиваться и за то же самое время приходит в исходное недеформированное состояние.

На шаге $j = 11$ все точки ЧЭ вала вновь оказываются в положении равновесия. После этого шага процесс повторяется вновь уже с прежними нулевыми граничными условиями (см. рис. 7), т. е. прежняя заданная система отсчета восстановлена и опять начался процесс сжатия и т. д.

В соответствии с выражением $A = G\tau^2/\rho h^2 = 1$ шаг по времени

$$\tau = h\sqrt{\rho/G}.$$

Тогда

$$T_{\text{сж}} = L\sqrt{\rho/G}.$$

Известно [5, 16], что скорость распространения механических колебаний в твердых телах определяется из соотношения

$$V = \sqrt{E/\rho}\,,$$

где E — модуль упругости.

Механические колебания в ЧЭ вала являются волнами кручения, и они чистопоперечные и не дисперсионные, т. е. их скорость не зависит от длины волны [5, 16]. Поэтому если твердое тело (в нашем случае — ЧЭ вала) закручивается, то скорость распространения механических колебаний в нем определяется выражением

$$V = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\mu)}}\,,$$

где μ — коэффициент Пуансона.

Время закрутки ЧЭ вала представляет собой отношение [5]

$$T_{\text{з}} = T_{\text{сж}} = L/V,$$

которое определяет время прохода ультразвуковой волны по длине ЧЭ вала. Это время не зависит от скорости $v_{\text{л}}$ закрутки ЧЭ вала и, конечно, от выбранных шагов h и τ.

Максимальные деформации во всех элементах ЧЭ вала получаются одинаковыми и составляют [5]:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{v_л \tau}{h} = v_л \sqrt{\frac{2\rho(1+\mu)}{E}} = \frac{v_л}{V}, \qquad (9)$$

а напряжения:

$$\sigma = G\varepsilon_{\max} = \frac{Gv_л}{V} = Gv_л \sqrt{\frac{2\rho(1+\mu)}{E}}. \qquad (10)$$

Как видим, максимальные деформации и напряжения упругих элементов приведенных вращающихся валов механической цепи ДГУ определяются выражениями (9) и (10), и они прямо пропорциональны линейной скорости, т. е. при приложении к валам переменных крутящих моментов являются функциями: $\varepsilon = f(v_л)$ и $\sigma = f(v_л)$, а так как $v_л = \Omega_{кр} r$, то искомые величины являются и функциями частоты крутильных колебаний элементов приведенных валов, т.е. $\varepsilon = f(\Omega_{кр})$ и $\sigma = f(\Omega_{кр})$.

Так, например, для приведенного вала ротора электрогенератора ДГУ при частоте крутильных колебаний $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с и радиусе вала $r = 0{,}06$ м линейная скорость закручивания элементов вала составит:

$$v_л = \Omega_{кр} r = 6{,}28 \cdot 0{,}06 = 0{,}3768 = 376{,}8 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}.$$

Если, например, материал вала ротора электрогенератора имеет характеристики: $G = 8 \cdot 10^{10}$ Н/м^2; $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3, а шаг h сетки выбран равным 0,06 м, то в соответствии с работой [5] шаг по времени составит:

$$\tau = 0{,}06 \sqrt{\frac{7{,}8 \cdot 10^3}{8 \cdot 10^{10}}} \approx 18{,}735 \cdot 10^{-6} \text{ с}.$$

Если элементы вала ротора электрогенератора закручиваются со скоростью $v_л = 376{,}8 \cdot 10^{-3}$ м/с, то из выражения (9) получаем максимальные относительные деформации во всех элементах вала ротора

$$\varepsilon_{\max} = \frac{v_л \tau}{h} = \frac{376{,}8 \cdot 10^{-3} \cdot 18{,}735 \cdot 10^{-6}}{0{,}06} = 117{,}656 \cdot 10^{-6}.$$

Таким образом, максимальные относительные деформации во всех элементах вала ротора получаются малыми. Поэтому и каждая единица для элементов вала ротора равна 117,656 мкм. Максимальные напряжения во всех элементах вала электрогенератора составляют [5]:

$$\sigma = G\varepsilon_{\max} = 8 \cdot 10^{10} \cdot 117{,}656 \cdot 10^{-6} = 941{,}25 \cdot 10^4 = 9412{,}5 \cdot 10^3 \text{ Н/м}^2.$$

Максимальный взаимный поворот сечений всех элементов на валу ротора электрогенератора относительно друг друга находим, заменяя tgα максимальными деформациями $\varepsilon_{\max}$, из выражений:

$$\varepsilon_{\max} = \text{tg}\alpha = \frac{(\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i})r}{h};$$

$$\Delta\varphi_{\max} = (\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i}) = \frac{\varepsilon_{\max} h}{r}.$$

Воспользуемся данными рассмотренного примера: $\varepsilon_{\max} = 117{,}656 \cdot 10^{-6}$; $r = 0{,}06$ м; $h = 0{,}06$ м. Тогда максимальный взаимный поворот сечений всех элементов вала ротора электрогенератора относительно друг друга составит:

$$\Delta\varphi_{\max} = (\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i}) = \frac{\varepsilon_{\max} h}{r} = \frac{117{,}656 \cdot 10^{-6} \cdot 0{,}06}{0{,}06} = 117{,}656 \cdot 10^{-6} \text{ рад}.$$

В угловых единицах по углам поворота сечений во всех элементах вала максимальные деформации составят $\Delta\varphi_{\max} \approx 24{,}268'' \approx 0{,}404'$.

Максимальный угол закрутки вала ротора электрогенератора длиной $L = 23{,}666 \cdot 60 = 1420$ мм составит

$$\Delta\varphi_{в.\max} = 23{,}666 \frac{\varepsilon_{\max} h}{r} = 23{,}666 \cdot 117{,}656 \cdot 10^{-6} = 2784{,}525 \cdot 10^{-6} \text{ рад}.$$

В угловых единицах максимальная деформация этого вала ротора составит $\Delta\varphi_{в.\max} \approx 23{,}666 \times 24{,}268'' = 574{,}35'' \approx 9{,}573'$.

Максимальное время закрутки вала ротора электрогенератора длиной 1420 мм при $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с и периоде крутильных колебаний $T_{кр} = 1{,}0$ с составит:

$$T_{з.\max} = T_{сж} = \frac{\Delta\varphi_{в.\max}}{2\pi} T_{кр} = \frac{2784{,}525 \cdot 10^{-6}}{2\pi} 1{,}0 = 443{,}3 \cdot 10^{-6} \text{ с}.$$

Допустимый номинальный крутящий момент на валу ротора электрогенератора определяется выражением:

$$M_{кр.н} = \frac{\Delta\varphi}{L} G \int_S R^2 \mathrm{d}S. \qquad (11)$$

Интеграл в выражении (11) — полярный момент инерции сечения вала ротора электрогенератора радиусом R. У вала ротора электрогенератора постоянного сечения полярный момент инерции сечения постоянен по длине вала и не зависит от длины его базового участка (база $L = 1420$ мм):

$$J_p = \int_S R^2 \mathrm{d}S.$$

Ve0218.fm Page 15 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Полярный момент инерции сечения вала радиусом $R = 0{,}06$ м ротора электрогенератора определяется выражением: $J_p = \pi R^4/2$ [18]. Модуль сдвига этого вала $G = 8 \cdot 10^{10}$ Н/м^2; плотность материала $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3; жесткость $GJ_p = G\pi R^4/2 = 1{,}6286 \cdot 10^6$ Н · м^2.

Крутящий момент от действия крутильных колебаний на валу ротора электрогенератора при частоте крутильных колебаний $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с составляет:

$$M_{кр.эг} = \frac{\Delta\varphi_{в.max}}{L} GJ_p =$$

$$= \frac{2784{,}525 \cdot 10^{-6}}{1{,}42} 1{,}6286 \cdot 10^6 = 3193{,}6 \text{ Н} \cdot \text{м}.$$

На работу ДГУ с дизелем большое влияние оказывает неравномерность частоты вращения коленчатого вала дизеля. Чем меньше неравномерность, тем "спокойнее" работает двигатель. У ДГУ с 16-цилиндровым дизелем неравномерность частоты вращения коленчатого вала достигает 0,7 %. При этом циклическая частота крутильных колебаний составляет $f_{кр0,7} = 5{,}0$ Гц, а круговая частота $\Omega_{кр} = 5{,}0 \cdot 6{,}28 = 31{,}4$ рад/с. При такой частоте крутильных колебаний коленчатого вала ДГУ крутящий момент от крутильных колебаний на крайних участках (элементах) коленчатого вала $M_{кр.кол.0,7} = 15{,}968 \cdot 10^3$ Н · м.

Если коленчатый вал ДГУ непосредственно соединить с валом ротора электрогенератора, то крутящий момент от вращающегося коленчатого вала ДГУ на вращающемся валу ротора электрогенератора угрожает прочности вала ротора, что ведет к поломке электрогенератора вследствие увеличения эксцентриситета вала ротора и возникающей вибрации [6, 17].

Для того чтобы вал ротора электрогенератора работал в рабочем диапазоне частот вращения без потери прочности, вал электрогенератора соединяется с коленчатым валом дизеля ДГУ через соединительную магнитореологическую муфту. Эта муфта дополнительно демпфирует возникающие наибольшие крутильные колебания за счет своих упругих и диссипативных свойств [12, 19]. Тем самым достигается равномерность вращения вала электрогенератора, что обеспечивает его безопасную работу в ЕЭС автономного объекта.

Приведенный материал позволяет перейти к расчету максимальных деформаций реальных вращающихся валов роторов тяговых генераторов ЕЭС автономных объектов. Для этого необходимо реальные валы привести к эквивалентному валу простого круглого сечения, так как в реальных конструкциях валов роторов тяговых генераторов в местах соединения участков вала различной длины и диаметра имеются галтели, повышающие прочность вала и снижающие в нем внутренние напряжения при переходе от меньших сечений к большим сечениям. Для таких соединений необходимо применять метод приведения к эквивалентному участку вала [7, 18].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Дарьенков А. Б., Хватов О. С.** Автономная высокоэффективная электрогенерирующая станция // Труды НГТУ им. Р. Е. Алексеева / Н/Новгород: НГТУ им. Р. Е. Алексеева, 2009. Т. 77. С. 68—72.
2. **Хватов О. С., Дарьенков А. Б., Тарасов И. М.** Дизель-генераторная электростанция с переменной частотой вращения вала // Вестник Ивановского гос. энерг. ун-та. 2010. Вып. 2. С. 53—56.
3. **Хватов О. С., Дарьенков А. Б.** Интеллектуальные средства управления высокоэффективной дизель-генераторной установкой переменной частоты вращения // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 3. Ч. 4. Тула: Изд-во ТулГУ, 2010. С. 126—131.
4. **Высокоэффективная** дизель-генераторная электростанция переменной частоты вращения на основе машины двойного питания / И. А. Тарпанов, О. С. Хватов, А. Б. Дарьенков и др. // Приводная техника. 2010. № 5. С. 14—19.
5. **Маквецов Е. Н., Тартаковский А. М.** Механические воздействия и защита радиоэлектронной аппаратуры: Учебник для вузов. М.: Радио и связь, 1993. 200 с.
6. **Шубов И. Г.** Шум и вибрация электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.
7. **Терских В. П.** Расчет крутильных колебаний силовых установок. М.: Машгиз, 1953. 259 с.
8. **Тепловоз 2ТЭ10Л.** 2-е изд., перераб. и доп. М.: Транспорт, 1974. 320 с.
9. **Рудая К. И., Логинова Е. Ю.** Тепловозы. Электрическое оборудование и схемы. Устройство и ремонт: Учеб. для техн. М.: Транспорт, 1991. 303 с.
10. **Акимов П. П.** Судовые автоматизированные энергетические установки. М.: Транспорт, 1980. 352 с.
11. **Ваншейдт В. А.** Судовые двигатели внутреннего сгорания. Л.: Судостроение, 1977. 391 с.
12. **Истомин П. А.** Крутильные колебания в судовых ДВС. Л.: Судостроение, 1968. 303 с.
13. **Системы** виброзащиты с использованием инерционности и диссипации реологических сред / Б. А. Гордеев, В. И. Ерофеев, А. В. Синев, О. О. Мугин // М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. 175 с.
14. **Применение** магнитореологических жидкостей в машиностроении / Б. А. Гордеев, С. Н. Охулков, А. С. Плехов, П. А. Злобин // Приволжский научный журнал. 2014. № 4. С. 29—42.
15. **Терских В. П.** Крутильные колебания валопровода силовых установок: исследование и методы расчета. В 4 т. Т. 3: Вынужденные колебания. Л.: Судостроение. 1970. 270 с.
16. **Генкин М. Д., Соколова А. Г.** Виброакустическая диагностика машин и механизмов. М.: Машиностроение, 1987. 288 с.
17. **Справочник** по электрическим машинам. В 2 т. Т. 2. М.: Энергоатомиздат, 1989. 688 с.
18. **Биргер И. А., Шор Б. Ф., Шнейдерович Р. М.** Расчет на прочность деталей машин. М.: Машиностроение, 1966. 616 с.
19. **Алексеев В. В., Болотин Ф. Ф., Кортын Г. Д.** Демпфирование колебаний в судовых валопроводах. Л.: Судостроение, 1973. 279 с.

Ve0218.fm Page 16 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 629.113.001.573

Е. В. БАЛАКИНА, д-р техн. наук, Т. А. ГОЛУБЕВА (Волгоградский ГТУ), Ю. Н. КОЗЛОВ, канд. техн. наук (Центр испытаний "НАМИ", г. Москва), e-mail: fahrgestell2011@yandex.ru

Необходимость моделирования динамики эластичного колеса машины с учетом составляющих сносов реакций опорной поверхности[1]

При решении задач предпроектного моделирования устойчивости движения колесной машины в настоящее время не учитывают все составляющие сносов (смещений) реакций опорной поверхности. Авторами получены зависимости для вычисления смещения реакций опорной поверхности и исследовано влияние их учета на расчетные параметры движения машины.

Ключевые слова: эластичное колесо, взаимодействие с твердой опорной поверхностью, математическое моделирование движения колесной машины, снос реакций опорной поверхности, влияние на расчетные параметры.

When solving the problems of pre-project simulation of the stability of wheeled vehicle movement, all the components of drifts (displacements) of the bearing surface reactions are not taken into account at present time. The authors obtained dependences for calculating the displacement of the bearing surface reactions and studied the influence of their account on the calculated parameters of vehicle movement.

Keywords: elastic wheel, interaction with a solid support surface, mathematical modeling of wheeled vehicle movement, drift of bearing surface reactions, influence on design parameters.

Математическое моделирование траектории движения транспортных средств с эластичными колесами по твердой поверхности требует определения значений реакций в пятне контакта каждого колеса с дорогой.

Определение точек приложения реакций в пятне контакта особенно важно при моделировании движения колеса и различных явлений в пятне контакта. Такое моделирование, в частности, необходимо при анализе параметров устойчивости движения автомобиля, поскольку позволяет учитывать угловые колебания управляемых колес и их увод.

Исследования с целью определения точек расположения сосредоточенных реакций со стороны дороги ведутся достаточно давно.

При решении статических задач по определению нормальных (вертикальных) реакций при неподвижной оси колеса (контакт с горизонтальной поверхностью) принимается, что точка приложения вертикальной реакции располагается в центре пятна контакта.

Результаты исследования процесса качения колеса в ведомом режиме также хорошо известны: установлено, что вертикальная реакция в этом случае смещена в направлении движения на величину $a = fR_д$, где f — коэффициент сопротивления качению, $R_д$ — динамический радиус колеса. Причиной смещения точек приложения реакций является необходимость преодоления различных потерь энергии как непосредственно в зоне контакта, так и в самом материале колеса, участки которого при качении колеса постоянно подвергаются периодически меняющимся по направлению деформациям.

Более поздние исследования показали, что картина смещения точки приложения вертикальной составляющей реакции определяется не только потерями в зоне пятна контакта и в материале колеса, но и упругими связями колеса, из-за чего положение оси колеса не неизменно в продольном направлении, а зависит от величины продольных сил.

Особого внимания заслуживает точка приложения боковой реакции. Для неподвижного колеса точка приложения сосредоточенной боковой реакции располагается в центре пятна контакта, так же как и точка приложения нормальной реакции. При движении колеса в зависимости от величины и знака момента, действующего на колесо, в зоне контакта появляются участки с продольным проскальзыванием, что снижает трение покоя на этих участках, перемещая тем самым положение боковой реакции, расположенной посередине участка с трением покоя в пятне контакта.

Ранее на основании своих исследований [1] Е. В. Балакина и Н. М. Зотов предложили разделить продольный снос (общепринятое в настоящее время понятие) нормальной реакции опорной поверхности не на две, а на три составляющих. Одна составляющая, как обычно, характеризует гистерезисные потери (радиальные и тангенциальные) на качение колеса, другая (тоже как обычно) — продольное упругое перемещение оси колеса относительно геометрического центра пятна контакта, а третья, вновь введенная составляющая характери-

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке грантом Российского фонда фундаментальных исследований. Проект № 14-08-00042 "Развитие исследования и моделирования взаимосвязанных явлений в контакте эластичного колеса с твердой опорой в новом представлении".

Ve0218.fm Page 17 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

зует упругие угловые деформации шины, вызывающие несимметричность эпюры нормальных напряжений в зоне пятна контакта. Как выяснилось, эта новая составляющая на порядок превышает две другие. Остается открытым вопрос о влиянии и алгоритме влияния указанных смещений реакций на траекторию движения автомобиля. Решение этого вопроса будет способствовать повышению точности моделирования движения автомобиля, что в итоге обеспечит уточнение выбираемых конструктивных параметров шасси на этапе проектных расчетов автомобиля.

Результаты могут найти применение при моделировании свойств активной безопасности колесных машин, а также при оценке нагрузочных воздействий транспортных средств на дорожные покрытия.

Принятые обозначения:

$V_а$ — поступательная скорость оси колеса (скорость автомобиля);

P_{z_0} — нормальная нагрузка на колесо (начальное положение);

P_z — нормальная нагрузка на колесо (конечное положение);

R_z — нормальная реакция опорной поверхности (окончательное положение);

R_x — продольная реакция опорной поверхности;

P_y — боковая сила;

R_y — боковая реакция опорной поверхности;

ω — угловая скорость колеса;

J — момент инерции колеса;

R_0 — свободный радиус колеса;

$M_т$ — тормозной момент;

γ — угол наклона оси шкворня в продольной вертикальной плоскости;

$l_{п.к}$ — длина пятна контакта;

Ц — геометрический центр пятна контакта;

M_{y1} — момент от боковой реакции опорной поверхности;

M_{y2} — дополнительный момент от боковой реакции опорной поверхности на плече ее сноса;

b — продольный снос нормальной реакции опорной поверхности, т. е. расстояние от нормальной реакции R_z опорной поверхности до геометрического центра Ц пятна контакта [2];

c — продольное упругое перемещение оси колеса относительно геометрического центра Ц пятна контакта [2];

a — продольный снос нормальной реакции из-за гистерезисных потерь в колесе;

e — продольный снос нормальной реакции из-за упругих угловых деформаций шины;

Δx — продольная упругая деформация;

$\Delta x_{т.п}$ — продольный снос боковой реакции;

Δy — боковая деформация;

Δz — радиальная деформация.

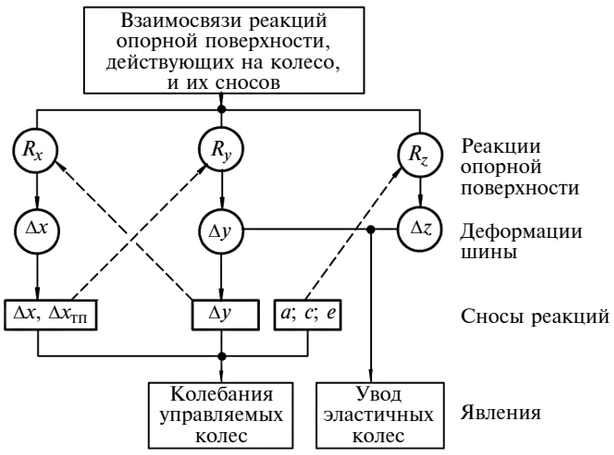


Рис. 1. Взаимосвязи реакций опорной поверхности, действующих на колесо, и их сносов

Авторами составлена классификационная схема взаимосвязей реакций опорной поверхности и их сносов (рис. 1).

Для решения задачи моделирования динамики эластичного колеса машины с учетом составляющих сносов реакций опорной поверхности была разработана математическая модель, в которой учитывались приведенные ниже факторы и явления.

Факторы: вид и состояние дорожного покрытия (сухой асфальтобетон, мокрый асфальтобетон, лед, укатанный снег); режим движения (равномерное прямолинейное, равномерное в повороте, торможение прямолинейное на дороге с равномерностью сцепных свойств, торможение прямолинейное на дороге с неравномерностью сцепных свойств (микст), торможение в повороте); поворот дороги с заданным радиусом кривизны в плане; наличие неровностей дороги; наличие бокового уклона дороги; скорость автомобиля, допустимая для данного участка дороги.

Явления: продольное перераспределение нормальных нагрузок по осям при торможении; боковое перераспределение нормальных нагрузок по бортам при повороте; боковой увод колес; колебания управляемых колес вокруг осей поворота; вертикальные колебания всех колес в пределах вертикальной податливости подвески; продольные колебания колес в пределах продольной податливости подвески; нарушения контакта колес с дорогой при наезде на неровности; изменение коэффициента сцепления при наличии боковой силы и продольного проскальзывания колеса; постоянство продольного проскальзывания колеса при торможении при наличии электронной системы торможения или стабилизации движения.

Авторы работ [2—4] учитывают в своих моделях движения колеса только составляющие Δx и Δy. Авторы данной статьи провели исследование для оценки необходимости моделирования остальных

Ve0218.fm Page 18 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

составляющих сносов в задачах исследования активной безопасности автомобиля.

На рис. 2 приведены схемы появления сносов реакций. Продольная реакция опорной поверхности может содержать: силу сопротивления качению; силу сопротивления подъему в гору; силу аэродинамического сопротивления и тормозную силу. Последняя наиболее опасна вследствие большой величины.

При качении колеса с уводом ($P_y \neq 0$) продольная реакция имеет снос Δy (см. рис. 2, *а*). Боковая деформация Δy для продольной реакции R_x является сносом и увеличивает (уменьшает) плечо

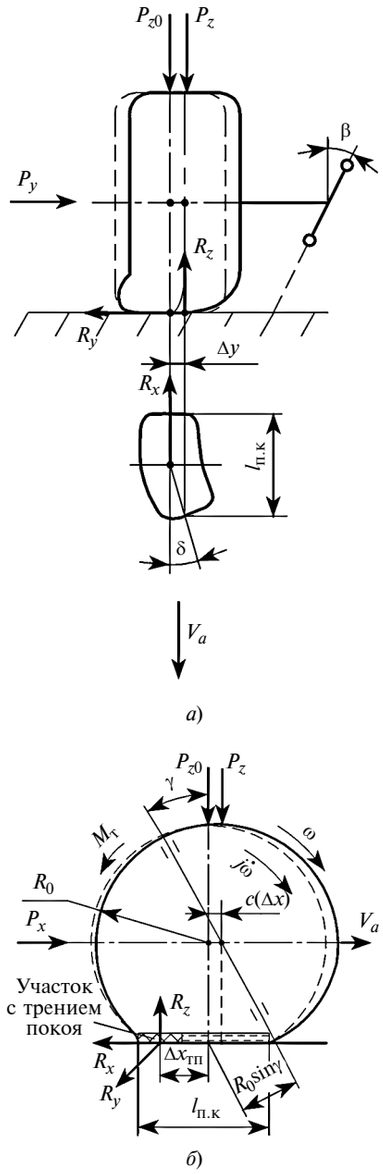


Рис. 2. Схемы появления сносов:

а — продольной реакции опорной поверхности при качении колеса с уводом; *б* — боковой и нормальной реакций

обкатки в зависимости от направления P_y. Снос Δy приводит к возникновению дополнительного момента M_{x2} на управляемых колесах.

В соответствии со схемой установки управляемых колес в поперечной вертикальной плоскости действующая боковая сила, вызывая деформацию Δy (снос для силы R_x), на одном управляемом колесе увеличивает плечо обкатки, а на другом — уменьшает. Момент M_{x2} имеет разные знаки на левом и правом управляемых колесах.

Боковая реакция опорной поверхности появляется в ответ на боковую силу P_y, действующую на ось колеса. Боковыми силами могут быть: центробежная сила при повороте; сила бокового ветра; боковая составляющая силы веса при поперечном уклоне дороги.

Современные легковые автомобили "выдерживают" относительную боковую силу (по отношению к нормальной нагрузке) $P_y/P_z \leq 1{,}2$ до начала бокового скольжения.

В связи с существенными величинами возникающей боковой реакции R_y, ее снос может вызывать появление значительных моментов в пятне контакта управляемых колес, что негативно отразится на устойчивости движения автомобиля.

На рис. 2, *б* показана схема появления сноса боковой реакции R_y опорной поверхности при наличии момента и (или) толкающей боковой силы P_y колеса.

Продольная реакция R_x, противоположная силе P_x, вызывает продольную деформацию шины, связанную со смещением центра колеса в продольном направлении в сторону вектора скорости на величину c (или Δx):

$$\Delta x = R_x / C_{ш\,x},$$

где $C_{ш\,x}$ — коэффициент продольной жесткости шины.

При отсутствии тормозного момента $M_т$ на колесе боковая реакция R_y в начальном положении (на плече $R_0 \sin\gamma$) вызывала момент M_{y1} на управляемых колесах. При приложении к колесу тормозного момента $M_т$ появляется деление пятна контакта на участки с трением покоя и трением скольжения.

Как известно, боковая реакция воспринимается участком с трением покоя, поэтому она условно приложена в середине этого участка.

Центр участка с трением покоя смещается при торможении на величину $\Delta x_{тп}$ [5, 6]:

$$(\Delta x_{т.п} + \Delta x) \approx b,$$

где b — суммарный продольный снос нормальной реакции.

Суммарный снос боковой реакции определяет появление ее момента M_{y2} в пятне контакта:

$$M_{y2} \approx R_y(\Delta x_{тп} + \Delta x) \approx R_y b.$$

Ve0218.fm Page 19 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

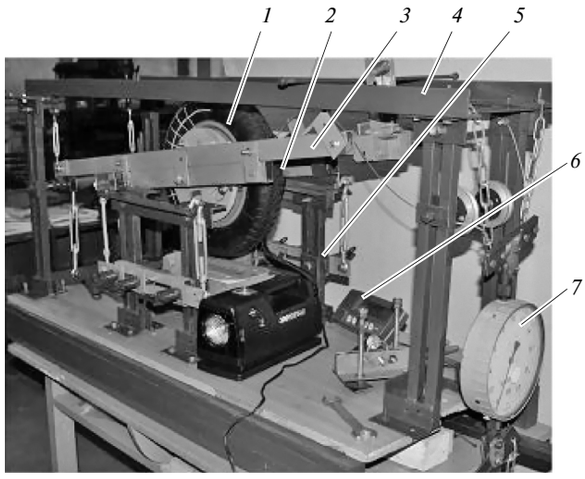


Рис. 3. Экспериментальная установка:
1 — колесо; *2* — модель дороги; *3* — опорное устройство; *4* — нагружающее устройство; *5* — компрессор; *6* и *7* — динамометры

Составляющая *e* была определена экспериментально на установке, показанной на рис. 3.

Также было теоретически получено [1]:

для легковых автомобилей:

$$e_{\max} \approx 12\Delta z\varphi;$$

для грузовых автомобилей:

$$e_{\max} \approx (13 \div 16)\Delta z\varphi,$$

где φ — коэффициент сцепления колеса с дорогой.

Авторами были рассчитаны оценочные параметры устойчивости движения и тормозной динамики колесной машины с учетом и без учета составляющих сносов реакций опорной поверхности.

Расчеты проводились для разных режимов движения автомобиля. Выявлены наиболее опасные режимы по влиянию сносов реакций. Это торможение в повороте и равномерное движение в повороте с электронной системой управления движением, т. е. режимы, связанные с наличием существенной боковой силы.

Влияние учета сносов реакций на параметры движения автомобиля без электронной системы управления менее существенно, так как в этом случае влияние не успевает проявляться из-за быстрого выхода колес на уровень блокирования. При этом в пятнах контакта очень быстро исчезают участки с трением покоя, а участки с трением скольжения не способны воспринимать боковую силу и реализовывать боковую реакцию.

Некоторые результаты расчета представлены на рис. 4 и 5.

Резонансные зоны на рис. 4, *а* и *б* объясняются приближением (или совпадением) частот бокового наклона кузова и собственных частот колебаний упругих элементов подвески и шин.

На рис. 5 показаны изменения линейных отклонений автомобиля, связанные с учетом дополнительных сносов реакций.

Эти изменения вызваны появлением и увеличением момента M_{y2} на управляемых колесах. При этом чем больше скорость V_a автомобиля, тем больше момент M_{y2}. Этот момент вызывает рост угла θ поворота управляемых колес, что, в свою очередь, вызывает рост связанных с ним моментов: весового и гироскопического. Резонансные зоны на рис. 5 объясняются влиянием на величину угла θ также угловой жесткости шин и жесткости руле-

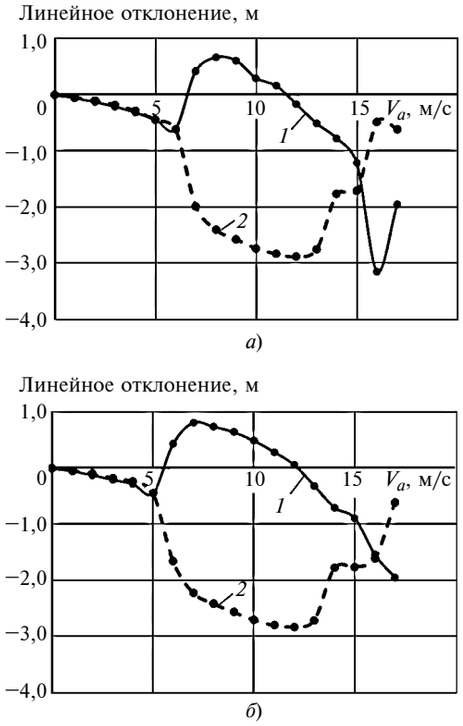


Рис. 4. Расчетные линейные отклонения передней (*1*) и задней (*2*) осей автомобиля в режиме равномерного движения при правом повороте радиусом 35 м без учета (*а*) и с учетом (*б*) сносов реакций опорной поверхности

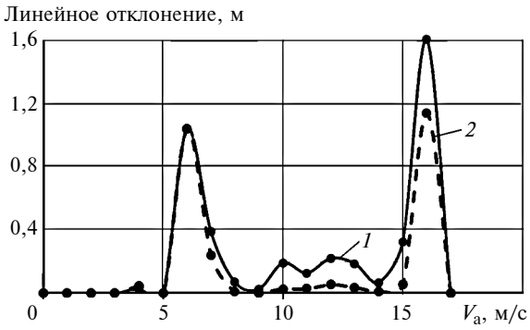


Рис. 5. Абсолютное изменение линейных отклонений передней (*1*) и задней (*2*) осей легкового автомобиля при учете сносов нормальной реакции опорной поверхности в режиме равномерного движения при правом повороте радиусом 35 м

Ve0218.fm Page 20 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Влияние учета сносов реакций опорной поверхности на результаты моделирования движения автомобиля

Режим движения автомобиля	Максимальные изменения при учете сносов		
	линейных отклонений, м	углов разворота	пути, м
Торможение с антиблокировочной системой в правом повороте радиусом 35 м	До 0,7	До 23°	0
Равномерное движение в правом повороте радиусом 35 м	До 1,6	До 49°	0

вого привода, имеющих собственные частоты колебаний.

В результате расчетных экспериментов доказано, что учет составляющих сносов реакций опорной поверхности изменяет результаты моделирования движения колесной машины, а именно: линейные отклонения и угол разворота (таблица).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Балакина Е. В., Зотов Н. М.** Расчет величины продольного сноса нормальной реакции на колесо из-за упругих угловых деформаций шины // Автомобильная промышленность. 2015. № 4. С. 25—27.
2. **Петрушов В. А., Шуклин С. А., Московкин В. В.** Сопротивление качению автомобилей и автопоездов. М.: Машиностроение, 1975. 224 с.
3. **Литвинов А. С., Фаробин Я. Е.** Автомобиль. Теория эксплуатационных свойств: Учебник для втузов. М.: Машиностроение, 1989. 240 с.
4. **Антонов Д. А.** Теория устойчивости движения многоосных автомобилей. М.: Машиностроение, 1978. 216 с.
5. **Балакина Е. В., Зотов Н. М.** Определение взаимного расположения сил, реакций и зон трения в пятне контакта эластичного колеса с твердой поверхностью // Трение и износ. 2015. Т. 36. № 1. С. 36—40.
6. **Балакина Е. В., Голубева Т. А., Мельников А. В.** О влиянии положения зон разного трения в пятне контакта шины с дорогой на свойства активной безопасности автомобиля // Автомобильная промышленность. 2016. № 3. С. 68.

УДК 621.771.001.57

С. И. МАЛАФЕЕВ, д-р техн. наук (ООО Компания "Объединенная Энергия", г. Москва),
А. А. МАЛАФЕЕВА, д-р техн. наук (Владимирский ГУ им. А. Г. и Н. Г. Столетовых),
В. И. КОНЯШИН, канд. техн. наук (ООО Компания "Объединенная Энергия"), e-mail: sim_vl@nm.ru

Анализ колебаний в мехатронной системе дискретного прокатного стана

Приведены результаты анализа модели мехатронной системы прокатного стана ДУО-300. Исследовано влияние линейной скорости валков на распределение сил трения по очагу деформации. Установлен вид нелинейной зависимости между нагрузкой и частотой вращения валков. Определены условия возникновения автоколебаний при прокатке. Рассмотрены способы демпфирования автоколебаний.

Ключевые слова: прокатный стан, мехатронная система, модель, электропривод, управление, автоколебания, деформация.

The results of the analysis of the model of the DUO-300 rolling mill mechatronic system are presented. The influence of the linear velocity of the rolls on the distribution of frictional forces along the deformation center is studied. The form of the nonlinear relationship between the load and the speed of rotation of the rolls is defined. The conditions for the formation of self-oscillations during rolling are determined. The methods of auto-oscillations damping are considered.

Keywords: rolling mill, mechatronic system, model, electric drive, control, self-oscillations, deformation.

Процессы обработки металла на прокатном стане сопровождаются интенсивными колебаниями масс, обусловленными упругостью соединительных валов, зазорами в передачах и ударным характером нагрузки [1]. Вместе с упругими колебаниями моментов происходят колебания давления на валки, что свидетельствует о взаимосвязи механических процессов в прокатном стане с процессами в зоне деформации металла. При этом характер происходящих процессов зависит от структуры и параметров системы управления электроприводом.

В системе прокатного стана действуют сложные внутренние взаимные связи, обусловленные упругостью элементов конструкции главной линии прокатного стана и рабочих клетей, особенностями пластической деформации металла, трибологическими особенностями в зоне контакта валков со слитком и свойствами электропривода. В этих условиях прокатный стан представляет собой мехатронную систему с высоким уровнем взаимодействия всех компонентов [2]. Прямое управление процессом во время прокатки с помощью

Ve0218.fm Page 21 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

электропривода практически невозможно. Желаемые характеристики процесса достигаются в результате рационального структурного и параметрического синтеза мехатронной системы прокатного стана.

В данной статье представлены результаты исследования динамических процессов в главной линии, рабочих клетях и электроприводе дискретного прокатного стана ДУО-300 при прокатке с учетом внутренних связей в системе.

Моделирование нагрузки при прокатке

В работах по исследованию сил трения при прокатке отмечается типовой характер распределения удельных сил трения скольжения по очагу деформации [3, 4] (рис. 1). На графике распределения силы и давлений традиционно выделяют три зоны: отставания, опережения и прилипания. В зоне I опережения линейная скорость валков выше скорости прокатываемого металла, поэтому сила трения направлена условно "вперед" и затягивает металл в клеть, в зоне II отставания линейная скорость валков ниже скорости прокатки, поэтому сила трения направлена "назад" и стремится затормозить металл. Наибольший интерес представляет зона прилипания, обозначенная на рис. 1 как "нейтральное сечение", в котором линейная скорость валков и скорость прокатываемого металла равны, т. е. в этой точке валки и металл неподвижны друг относительно друга и сила трения равна 0. Таким образом, в процессе прокатки сила трения изменяет знак с положительного на отрицательный с переходом через нулевое значение.

Для определения усилия прокатки используется вторая форма записи формулы А. И. Целикова [3]:

$$\begin{cases} F_h = \sigma_{\text{т}}^{*}\dfrac{b\sqrt{R(h_0-h_1)}}{(h_0-h_1)}\dfrac{h_\gamma}{\delta}\left[\left(\dfrac{h_0}{h_\gamma}\right)^{\delta}+\left(\dfrac{h_\gamma}{h_1}\right)^{\delta}-2\right]; \\ \delta = \dfrac{\mu}{\operatorname{tg}\dfrac{\alpha}{2}}, \end{cases} \tag{1}$$

где h_0, h_1 — высота слитка до и после прокатки; h_γ — высота слитка в зоне прилипания; $\sigma_{\text{т}}^{*}$ — средний предел текучести; R — радиус валков; μ — коэффициент трения; α — угол захвата; h_0, h_x — высота слитка на входе в клеть и в исследуемой точке.

В классической теории прокатки положение зоны прилипания (величина h_γ) вычисляется из предположения, что скорость валков и скорость проката неизменны при деформации. В реальном прокатном стане в момент прокатки скорость валков под нагрузкой уменьшается, а прокатываемый слиток разгоняется вследствие сжатия. Для определения высоты h_γ слитка в точке прилипания можно использовать формулу [5]:

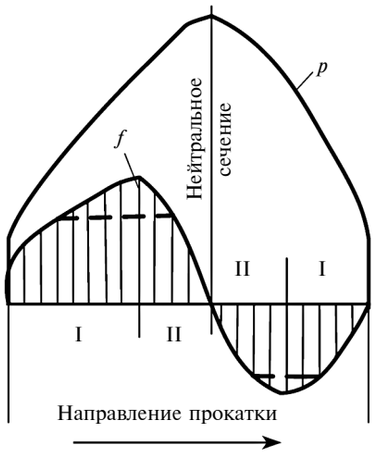


Рис. 1. Типовая эпюра распределения сил трения по очагу деформации:
f — удельная сила трения; p — давление металла на валки

$$h_\gamma = \frac{(2R+h_1)-\sqrt{(2R+h_1)^2-\dfrac{8RV_0h_0}{V_{\text{в}}}}}{2}, \tag{2}$$

где $V_{\text{в}}$ — линейная скорость валка; V_0 — скорость слитка на входе в клеть.

Решение уравнения (2) должно удовлетворять неравенству

$$h_1 \le h_\gamma \le h_0. \tag{3}$$

Если выражение под знаком квадратного корня в формуле (2) отрицательно, или найденное значение h_γ не удовлетворяет неравенству (3), то это означает, что зона прилипания отсутствует и возможны две ситуации:

очаг деформации состоит только из зоны отставания и тогда $h_\gamma = h_1$;

очаг деформации состоит только из зоны опережения и тогда $h_\gamma = h_0$.

Условия для зоны опережения:

$$\begin{cases} (2R+h_1)^2-\dfrac{8RV_0h_0}{V_{\text{в}}} > 0; \\ h_\gamma < h_1; \end{cases} \qquad \begin{cases} (2R+h_1)^2-\dfrac{8RV_0h_0}{V_{\text{в}}} < 0; \\ V_{\text{в}}\cos\alpha > V_0. \end{cases} \tag{4}$$

Ve0218.fm Page 22 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

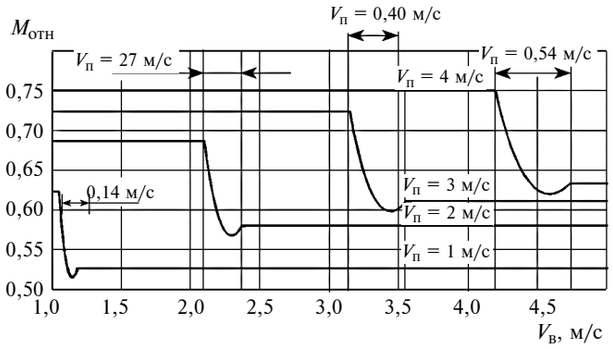


Рис. 2. Зависимости относительного момента $M_{отн}$ технологической нагрузки от линейной скорости $V_в$ валков при разных скоростях $V_п$ прокатки для клети (без учета упругости клети)

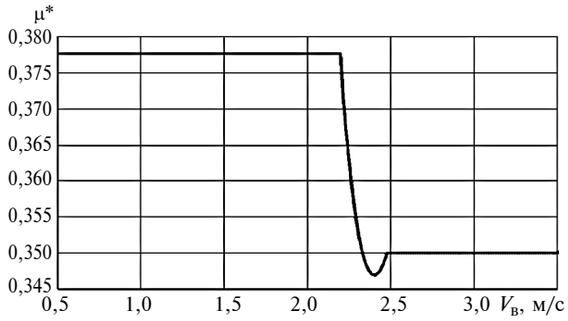


Рис. 3. Модельная зависимость среднего коэффициента μ* трения от линейной скорости $V_в$ валков

Условия для зоны отставания:

$$\begin{cases} (2R+h_1)^2 - \dfrac{8RV_0h_0}{V_в} > 0; \\ h_\gamma > h_0; \end{cases}$$
$$\begin{cases} (2R+h_1)^2 - \dfrac{8RV_0h_0}{V_в} < 0; \\ V_в\cos\alpha < V_0. \end{cases} \quad (5)$$

Таким образом, на основании формул (1)—(5) можно рассчитать усилие прокатки с учетом изменяющейся в процессе прокатки скорости валков (она определяется механической характеристикой электропривода прокатного стана). Момент нагрузки вычисляем по формуле

$$M = 2F_h\psi\sqrt{R(h_0-h_1)},$$

где b — ширина слитка; ψ — коэффициент плеча момента ($\psi \approx 0{,}5$); F_h — усилие прокатки; h_0 и h_1 — высоты слитка до и после прокатки.

Результаты моделирования зависимости технологической нагрузки от скорости валков для разных скоростей прокатки представлены на рис. 2.

Для подтверждения адекватности модели провели экспериментальные исследования и моделирование процесса прокатки по определению среднего по очагу деформации коэффициента трения. Величину коэффициента трения определяли на основе анализа энергосиловых параметров прокатки по формуле

$$\mu^* = \frac{F_{тр}}{N} \approx \frac{1}{R}\frac{M}{p_{ср}S} = \frac{1}{R\Omega}\frac{P_{мех}}{p_{ср}S} \approx \frac{1}{R\Omega}\frac{P_{эл}}{p_{ср}S},$$

где μ^* — средний коэффициент трения; $p_{ср}$ — среднее давление проката на валки, рассчитанное по формуле А. И. Целикова; S — площадь этого контакта; R — радиус валков; $P_{мех}$ — механическая мощность прокатки; $P_{эл}$ — электрическая мощность прокатки; Ω — угловая скорость валков.

Результаты расчета представлены на рис. 3. Они соответствуют данным, приведенным в работах [6, 7].

Таким образом, исследование влияния линейной скорости валков на распределение сил трения по очагу деформации в уравнении А. И. Целикова позволило теоретически объяснить нелинейную зависимость между нагрузкой и частотой вращения валков. На величину момента нагрузки влияют также технологические параметры (материал, ширина слитка, его толщина до и после прокатки, параметры самого прокатного стана) — это следует из формулы А. И. Целикова. Для вычисления предела текучести используется эмпирическая модель кривой упрочнения металла [7].

Важным параметром предложенной модели технологической нагрузки является контактный коэффициент трения μ. Экспериментально установлено, что в реальных условиях значение коэффициента трения может изменяться в процессе прокатки; изменения носят случайный характер и вызваны разрушением поверхностного слоя окалины. В этом случае постоянное значение μ в формуле (1) может быть заменено на функцию времени $\mu(t)$. Если необходимо учесть влияние на работу изменений зазора между валками, вызванных упругостью элементов конструкции клети электропривода, то постоянное значение зазора h_1 между валками следует заменить на функцию $h_1(t)$, которую можно вычислить с использованием модели изменений зазора между валками [5].

Исследование колебательных процессов при захвате слитка валками

Рассмотренная зависимость технологической нагрузки от скорости свидетельствует о том, что в системе при определенных условиях действует положительная обратная связь по скорости (участки с отрицательным наклоном на рис. 2 и 3), которая

Ve0218.fm Page 23 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

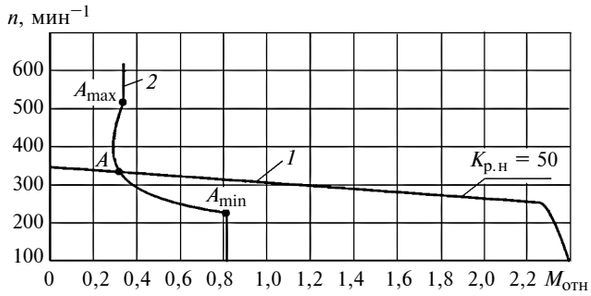


Рис. 4. Определение рабочей точки *A* для прокатки в одной клети

служит причиной нарушения устойчивости системы. Для анализа устойчивости на рис. 4 в одной системе координат построены внешняя характеристика *1* электропривода и зависимость *2* момента технологической нагрузки от частоты *n* вращения валков (по оси абсцисс отложен относительный момент нагрузки $M_{отн} = M/M_н$, где M — момент нагрузки, $M_н$ — номинальный момент приводного двигателя). Рабочая точка *A* определяется в месте пересечения этих графиков. Участок с зоной прилипания (участок с отрицательным наклоном) обозначен линией $A_{max}A_{min}$. Положительная обратная связь по скорости, действующая на участке $A_{max}A_{min}$, приводит к увеличению частоты вращения валков, в результате чего рабочая точка *A* оказывается выше точки A_{max} и переходит из начального положения на участок характеристики без наклона. Вследствие этого положительная обратная связь по скорости перестает действовать, что приводит к уменьшению частоты вращения валков и возврату рабочей точки *A* на участок с отрицательным наклоном. Далее процесс повторяется. Таким образом, причиной возникновения автоколебаний в прокатном стане является действие положительной обратной связи по скорости, в результате которого рабочая точка периодически перемещается между участком с отрицательным наклоном и участком без наклона.

С целью подтверждения этого вывода была проведена серия модельных экспериментов по исследованию влияния жесткости внешней характеристики электропривода постоянного тока с главной обратной связью по напряжению на колебательные процессы. При моделировании исследовали электропривод стана ДУО-300 при прокатке нихрома. В приводе стана используется двигатель постоянного тока типа П-2-800-174-8У3 (мощность 1000 кВт, номинальная частота вращения 330 мин$^{-1}$, номинальное напряжение 660 В). Частота вращения двигателя регулируется с помощью трехфазного тиристорного преобразователя; предусмотрен реверс по возбуждению. Система управления электропривода реализована по принципу подчиненного регулирования координат с внутренним контуром тока и главной обратной связью по напряжению и скорости [2].

Результаты моделирования представлены на рис. 5 и 6. При коэффициентах передачи регулятора напряжения $K_{р.н} < 22$, когда рабочая точка находится вне участка с отрицательным наклоном, в системе не возникают автоколебания; при $K_{р.н} \approx 25$

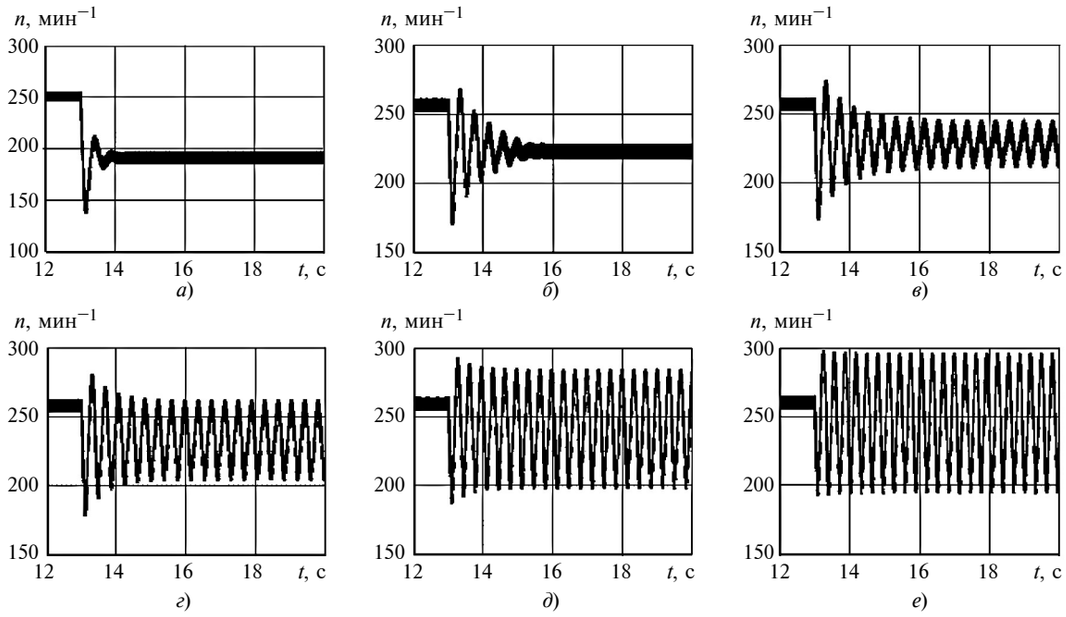


Рис. 5. Частоты *n* вращения приводного двигателя при коэффициенте передачи П-регулятора напряжения $K_{р.н}$ = 10 (*а*), 22 (*б*), 25 (*в*), 30 (*г*), 50 (*д*), 80 (*е*) (напряжение на якорной обмотке двигателя 500 В)

Ve0218.fm Page 24 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

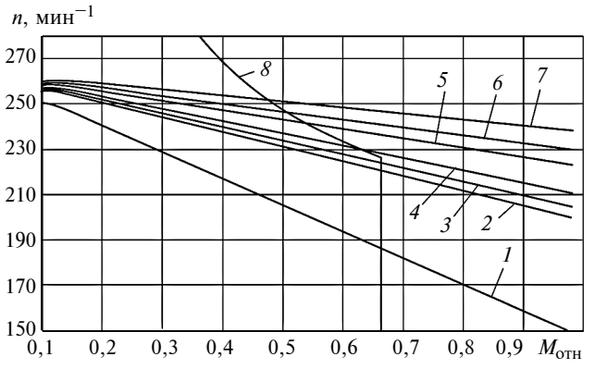


Рис. 6. Внешние характеристики электропривода при коэффициентах передачи пропорционального регулятора напряжения $K_{р.н}$ = 10 (*1*), 22 (*2*), 25 (*3*), 30 (*4*), 50 (*5*), 80 (*6*), 280 (*7*) и нагрузке, соответствующей линии *8*

и более развиваются автоколебания; по мере увеличения коэффициента передачи увеличиваются амплитуда и частота колебаний. Таким образом, максимальное значение коэффициента передачи регулятора напряжения, при котором в мехатронной системе прокатного стана отсутствуют автоколебания, составляет $K_{р.н}$ = 22, что соответствует границе между участками с нейтральным сечением (см. рис. 1) и без него.

Особый интерес представляет анализ процессов при захвате слитка. На рис. 7 показаны внешние характеристики привода при различных напряжениях на якорной обмотке двигателя. Введены обозначения: $A_{660(д)}$, $A_{660(с)}$ — рабочие точки на начальном (динамика в момент захвата слитка валками) и установившемся режимах при напряжении на якорной обмотке 660 В; $A_{600(д)}$, $A_{600(с)}$ — рабочие точки на начальном (в момент захвата слитка валками) и установившемся режимах при напряжении на якорной обмотке 600 В. В момент захвата слитка валками возникают динамические нагрузки, в результате которых рабочая точка оказывается "ниже" расчетной (положение в момент захвата слитка валками — $A_{660(д)}$), а по мере прокатки стремится к расчетной ($A_{660(с)}$). Согласно рис. 7 в течение всей прокатки рабочая точка *A* всегда находится на участке с отрицательным наклоном. При напряжении 600 В ситуация иная: рабочая точка в процессе прокатки покидает участок с отрицательным наклоном (положение $A_{600(д)}$) и возникают автоколебания.

Таким образом, из-за упругих колебаний в момент захвата слитка рабочая точка переходит с участка с отрицательным наклоном на участок с нулевым наклоном — ниже точки A_{min} (см. рис. 4).

Обобщая полученные результаты, можно сделать вывод: необходимым и достаточным условием работы электропривода прокатного стана без автоколебаний является обеспечение режима работы, при котором в процессе прокатки рабочая точка *A* не переходит границы области от A_{min} до A_{max} (см. рис. 4) как при переходных процессах, так и в установившихся режимах.

Демпфирование автоколебаний в мехатронной системе

Анализ причин автоколебаний в мехатронной системе прокатного стана позволяет предложить разные способы их демпфирования.

1. Параметрический синтез регуляторов электропривода из условия вывода рабочей точки всегда на участок с отрицательным наклоном (в рассмотренном случае $K_{р.н}$ < 22).

2. Выбор скоростей прокатки, значительно отличающихся от линейной скорости валков, или выбор низких частот вращения двигателя. В этих

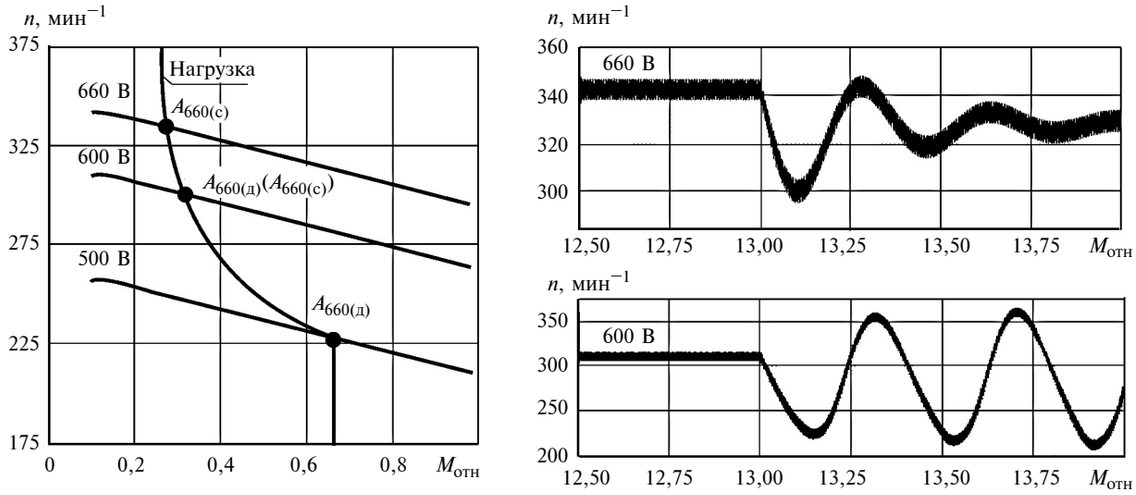


Рис. 7. Внешние характеристики электропривода при различных напряжениях на якорной обмотке двигателя при захвате слитка

Ve0218.fm Page 25 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

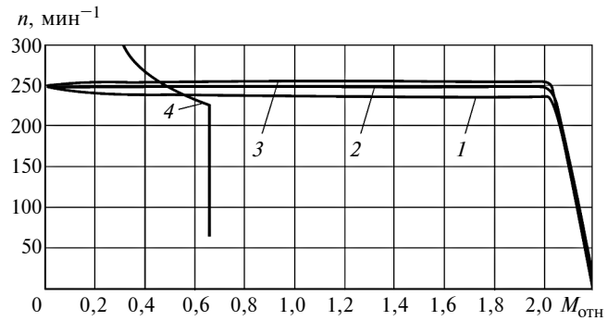


Рис. 8. Внешние характеристики электропривода с пропорционально-интегральным регулятором скорости при отношении коэффициента передачи $K_{р.с}$ к постоянной времени $T_{р.с}$ регулятора, равном 70 (*1*), 115 (*2*), 330 (*3*) и технологической нагрузке, соответствующей линии *4*

случаях участок с отрицательным наклоном отсутствует.

К достоинствам таких способов можно отнести простоту и то, что они могут быть реализованы в автоматическом режиме: при частотах вращения двигателя, на которых возникают автоколебания, на второй суммирующий вход регулятора тока подается дополнительный постоянный сигнал, изменяющий напряжение на входе ФСУ и, следовательно, напряжение на якорной обмотке. Частоты вращения двигателя, на которых возникают колебания, могут быть определены экспериментально.

3. Применение в электроприводе астатического регулирования скорости. Благодаря жесткой механической характеристике такого электропривода (рис. 8), рабочая точка всегда находится на одном из участков прокатки, что исключает автоколебания.

Заключение

При прокатке металла в мехатронной системе прокатного стана действует положительная обратная связь по скорости, вызванная нелинейным характером зависимости момента технологической нагрузки от частоты вращения. Эта зависимость имеет два участка без наклона (момент нагрузки не зависит от частоты вращения) и один участок с отрицательным наклоном, на котором линейная скорость валков соизмерима со скоростью прокатки.

Если рабочая точка в течение процесса прокатки находится на участках без наклона, в системе отсутствует положительная обратная связь (достаточное условие работы электропривода прокатного стана без автоколебаний). Если рабочая точка находится на участке с отрицательным наклоном, то автоколебания возникают только в тех случаях, когда в системе в процессе работы осуществляется переход рабочей точки с участка с отрицательным наклоном на участок характеристики без наклона. Это происходит при захвате слитка в результате резкого снижения частоты вращения двигателя, рабочая точка при этом смещается в сторону участка без наклона. Одновременно в системе развиваются упругие колебания крутящего момента, вызванные электромагнитной инерционностью приводного двигателя, а также зазором в механической передаче. Рабочая точка периодически переходит из участка с нулевым наклоном на участок с отрицательным наклоном и обратно. Таким образом, в системе развиваются незатухающие колебания скорости. Поведение нелинейной системы определяется начальным этапом захвата.

Для обеспечения режима работы электропривода без автоколебаний необходимо и достаточно, чтобы рабочая точка в процессе прокатки всегда находилась только на одном участке характеристики технологической нагрузки. Простым способом решения задачи является выбор коэффициента передачи П-регулятора напряжения при настройке электропривода или задание частоты вращения валков непосредственно до прокатки; возможно изменение технологических переменных, таких как скорость прокатки.

Эффективным способом обеспечения нормального режима работы электропривода является стабилизация положения рабочей точки на начальном этапе захвата, т. е. снижение динамических нагрузок при захвате. Наилучшие характеристики имеет электропривод с главной обратной связью по скорости, так как при захвате динамические нагрузки минимальны, а электропривод имеет жесткую внешнюю характеристику.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Веренев В. В., Большаков В. И., Юнаков А. М.** Модели динамических процессов в прокатных станах // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. науч. тр. Вып. 19. 2009. С. 346—358.

2. **Малафеев С. И., Малафеева А. А., Коняшин В. И.** Компьютерное моделирование процессов при прокатке металлов на стане 300 // Автоматизация в промышленности. 2013. № 7. С. 10—13.

3. **Грудев А. П.** Теория прокатки. М.: Металлургия, 1988. 240 с.

4. **Кожевников С. Н.** Динамика металлургических машин. Киев.: АН УССР, 1961. 427 с.

5. **Малафеев С. И., Коняшин В. И.** Модель мехатронной системы прокатного стана 300 // Вестник машиностроения. 2014. № 2. С. 83—87.

6. **Грудев А. П.** Внешнее трение при прокатке. М.: Металлургия, 1973. 288 с.

7. **Грудев А. П.** Трение и смазка при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1982. 312 с.

8. **Малафеев С. И., Коняшин В. И.** Аппроксимация характеристики сопротивления деформации нихрома // Производство проката. 2013. № 3. С. 9—13.

Ve0218.fm Page 26 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 620.178.3

Х. Б. КИШТЫКОВ, канд. техн. наук (Кабардино-Балкарский гос. университет им. Х. М. Бербекова, г. Нальчик), e-mail: hasim.1944@mail.ru

Вероятностно-детерминистская оценка влияния качества поверхности на сопротивление усталости титанового сплава

Для обработки результатов испытаний достаточно представительных выборок образцов из титанового сплава после тонкого точения и абразивного шлифования использованы методы "параметр равной вероятности равного повреждения" и переноса. Дана объективная оценка влияния обработки поверхности на характеристики сопротивления усталости (форму кривой усталости и распределения пределов выносливости и долговечностей), позволившая получить вероятностную картину снижения пределов выносливости и долговечностей в результате абразивного шлифования и рекомендовать в качестве окончательного вида обработки титанового сплава тонкое точение.

Ключевые слова: образцы, титановый сплав, абразивное шлифование, тонкое точение, сопротивление усталости, "параметр равной вероятности равного повреждения", метод переноса.

For the processing of test results of sufficient representative selections of specimens from a titanium alloy after fine turning and abrasive grinding the "equal probability of equal damage" method and the transfer method are used. The objective evaluation of the influence of surface treatment on the characteristics of fatigue resistance (the shape of the fatigue curve and the distribution of the endurance and durability limits) is given, which allowed to obtain a probabilistic picture of the endurance and durability limits reducing as a result of abrasive grinding and to recommend a fine turning as the final treatment for the titanium alloy.

Keywords: specimens, titanium alloy, abrasive grinding, fine turning, fatigue resistance, "parameter equal to the probability of equal damage", transfer method.

Повысить долговечность и надежность машин можно не только совершенствованием их конструкции и правильным подбором материала, но и улучшением качества поверхности деталей.

Большинством исследователей при оценке влияния качества полученной поверхности на сопротивление усталости основное внимание уделялось изучению воздействия различных факторов только на предел выносливости. Другие параметры кривой усталости специально не рассматривались и данные по ним не обобщались за исключением работы [1]. Вместе с тем для обеспечения надежности деталей очень важно знать влияние качества обработки поверхности на закономерности изменения распределений пределов выносливости, долговечностей и формы кривой усталости.

Сравнительную оценку сопротивления усталости материала при различных видах поверхностной обработки проводят [2] по коэффициенту

$$\beta = \sigma'_w/\sigma_w, \qquad (1)$$

где σ'_w и σ_w — пределы выносливости соответственно при сравниваемой обработке и "стандартной", в качестве которой принимается абразивное шлифование.

Зависимость (1) можно получить только при испытании равнопрочных образцов. Как правило, ее определяют по результатам испытаний сравнительно малого числа образцов по "усредненным" кривым усталости, соответствующим вероятности разрушения $P \approx 0{,}5$. В действительности из-за макронеоднородности внешнеидентичных образцов располагаем широкими областями рассеивания, представленными семейством линий равной вероятности равного повреждения, а величины σ'_w и σ_w, определяющие зависимость (1), являются случайными, возможные значения которых определяются границами указанных областей.

В данной работе из многообразия видов обработки поверхности ограничимся анализом влияния на сопротивление усталости только абразивного шлифования и тонкого точения как наиболее распространенных методов формообразования в машиностроении.

Данные отечественных и зарубежных публикаций [1, 3, 4] по исследованию сопротивления усталости титановых сплавов, весьма чувствительных к качеству обработки поверхности, получены по малым выборкам и носят противоречивый характер. Так, на снижение пределов выносливости на 14÷33 % в результате точения указано в работах [1, 3]. В исследованиях [3—6] отмечено снижение пределов выносливости титановых сплавов в результате шлифования на 15÷50 %. В большинстве исследований неблагоприятное влияние шлифования объяснено созданием в поверхностном слое высоких растягивающих напряжений [7, 8]. Обстоятельные исследования [6, 8] позволили установить, что на долю растягивающих напряжений приходится 20÷30 % от всего снижения предела выносливости. Основной причиной этого снижения авторы указанных работ считают наличие дефектного поверхностного слоя толщиной 0,07÷0,08 мм, образующегося в результате шлифования, в котором возможно возникновение микротрещин. Одной из причин образования трещин считается концентрация напряжений по границам зерен при

Ve0218.fm Page 27 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

шлифовании с охлаждением в связи с различной теплопроводностью отдельных компонентов титанового сплава [9]. Отмеченное снижение предела выносливости автор работы [3] также связывает со значительными растягивающими напряжениями и микротрещинами в поверхностном слое в результате воздействия высоких температур (даже при отсутствии прижогов).

При определении сопротивления усталости деталей и обосновании выбора вида окончательной обработки поверхности важное значение имеет оценка влияния этой обработки на форму кривой усталости.

Исследования [3, 10] свидетельствуют о том, что при точении повышается предел выносливости титанового сплава, кривая усталости становится круче и точка перелома смещается влево. Результаты получены при испытании малых выборок образцов по медианным (вероятность разрушения $P = 0{,}5$) кривым усталости. Известно [10, 11], что титановые сплавы характеризуются большой неоднородностью структуры и значительным рассеиванием механических характеристик. Например, предел прочности на растяжение титанового сплава средней прочности колеблется от 645 до 815 МПа [12]; предел выносливости сплава ВТ8 варьируется в пределах 360÷660 МПа [13]. Причем для этого сплава выборки в количестве 15—20 образцов на уровень оказались непредставительными и построение области рассеивания естественным способом по результатам испытаний даже 156 образцов оказалось невозможным. Только использование метода переноса [13] позволило построить область рассеивания и дать исчерпывающую непротиворечивую информацию о сопротивлении усталости образцов из титанового сплава ВТ8. При указанном рассеивании по малым выборкам возможно осреднение качественно противоположных результатов. По-видимому, этим и объясняется отсутствие однозначного ответа на влияние шлифования и тонкого точения на сопротивление усталости титановых сплавов.

Метод "средних" не характеризует и влияния обработки поверхности на сопротивление усталости по нижним границам рассеивания, что существенно для оценки надежности конструкций. Остаются неопределенными относительное расположение и форма вероятностных кривых усталости, полученных для объектов с различной обработкой поверхности. Объективная оценка влияния вида поверхностной обработки на сопротивление усталости (в том числе на форму кривой усталости) возможна при испытании представительных партий образцов и соответствующей обработке их результатов.

Для объективной оценки влияния обработки поверхности на сопротивление усталости крупногабаритной поковки из титанового сплава сравним статистические характеристики сопротивления усталости, полученные при испытании на чистый

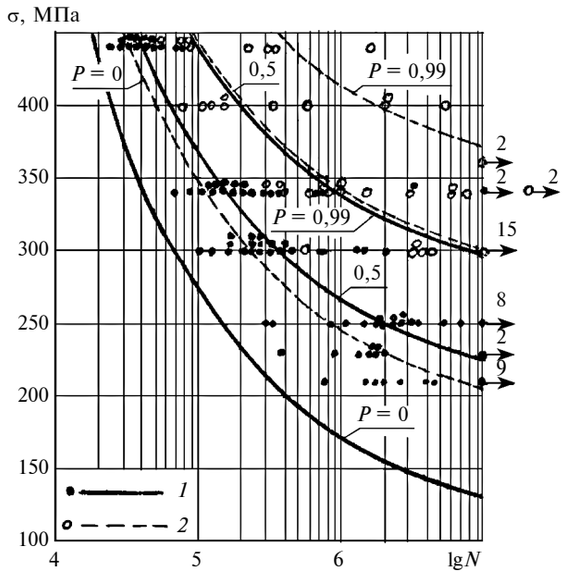


Рис. 1. Области рассеивания характеристик сопротивления усталости образцов после шлифования (*1*) и тонкого точения (*2*)

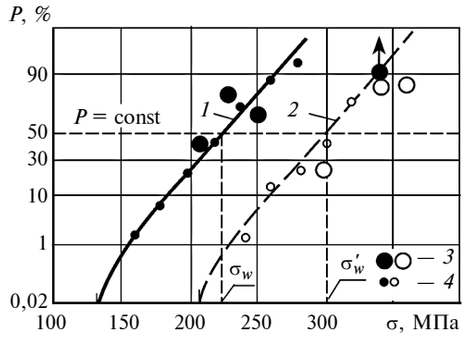


Рис. 2. Распределения пределов выносливости на базе $N = 10^7$ циклов для образцов после шлифования (*1*) и тонкого точения (*2*):

3 — опытные точки; *4* — точки, полученные методом переноса

изгиб при вращении с частотой 50 $с^{-1}$ цилиндрических образцов (в количестве 70 шт.) диаметром 7,5 мм после тонкого точения, с результатами, полученными при испытании 125 таких же образцов после шлифования (рис. 1). Для сопоставимости результатов все образцы вырезали из конца поковки, т. е. они соответствовали первому (слабому) компоненту [14].

Вариационные ряды долговечностей N_i по уровням σ, полученные в результате указанных испытаний, приведены на рис. 1. Опытные значения вероятностей разрушения $P(\sigma)$ образцов при испытании до базового числа циклов $N = 10^7$ (табл. 1) нанесены на рис. 2.

Неупорядоченное расположение точек зависимостей $P(\sigma)$ на рис. 2 [одна из опытных точек (со стрелкой) для шлифованных образцов отклонилась почти на 30 % и легла на кривую распределения точеных образцов] — результат недостаточной пред-

Ve0218.fm Page 28 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ставительности для исследуемого титанового сплава выборок из 10—24 образцов на уровень напряжений σ. По этим точкам невозможно построить распределение $P(\sigma)$ на базе $N = 10^7$ циклов. Поэтому воспользуемся методом переноса [13], для чего вначале с использованием опытных точек (табл. 2) проводим аппроксимацию медианной кривой усталости по уравнению

$$(\sigma_{\max} - \bar{\sigma}_{\infty})^{m_t} N_t = C_t, \qquad (2)$$

где $\bar{\sigma}_{\infty}$, m_t, C_t — параметры кривой, причем $\bar{\sigma}_{\infty}$ — медианное значение предела выносливости при $N \to \infty$.

Получили следующие значения параметров медианной кривой усталости: $\sigma_{\infty}(P = 0{,}5) = 195$ МПа; $m = 2{,}42$; $C = 2{,}62 \cdot 10^{10}$. Кривая усталости, построенная по формуле (2) с использованием полученных значений параметров, зафиксировала $\bar{\sigma}\big|_{N = 10^7} = 225$ МПа (см. рис. 1) и практически совпала по форме с шаблонной кривой [15], полученной по результатам испытаний большой (205 шт.) выборки точеных образцов. Следовательно, и для шлифованных образцов из титанового сплава форма кривой усталости такая же, как и для точеных.

Таблица 1

Опытные значения вероятностей разрушения образцов после шлифования

σ, МПа	m	m_r	P, %
440	31	31	100
340	22	20	91
300	22	22	100
250	24	16	67
230	10	8	80
210	16	7	44

Таблица 2

Сводные данные для аппроксимации медианной кривой усталости шлифованных образцов

σ, МПа	N ($P = 0{,}5$)
440	41 000
340	194 000
300	273 500
250	3 090 500
230	1 807 500

Таблица 3

Вероятности разрушения образцов после шлифования, полученные методом переноса

σ, МПа	m	m_r	P, %
280	75	70	93,3
260	75	66	88,0
240	99	70	70,7
220	109	47	43,2
200	125	25	20,0
180	125	8	6,4
160	125	2	1,6

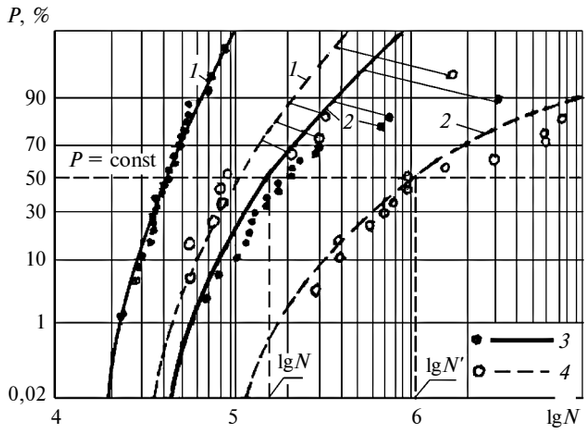


Рис. 3. Опытные данные (точки) и распределения долговечностей (кривые), полученные сечениями областей рассеивания для образцов после шлифования (*3*) и тонкого точения (*4*) на уровнях σ = 440 (*1*) и 340 МПа (*2*)

Вероятности разрушения, полученные в результате переноса [13] опытных точек вдоль шаблонной кривой ($m = 2{,}63$; $C = 7{,}6 \cdot 10^{10}$), приведены в табл. 3. Видно, что для определения нижней границы рассеивания σ_- привлекается уже 125 образцов, что повышает достоверность ее оценки. При этом получены и значения $P(\sigma)$, близкие к σ_- (σ = 160 МПа), а ближайший уровень испытаний соответствовал σ = 210 МПа.

По данным табл. 3 на рис. 2 построено распределение вероятностей разрушения $P(\sigma)$. Экстраполяция его к $P \to 0$ дала значение нижней границы рассеивания $\sigma_- = 130$ МПа. Параметры вероятностных кривых усталости $P = \text{const}$ области рассеивания (см. рис. 1) взяты из этого распределения. Рис. 3 подтверждает правильность построения области рассеивания. Влияние шлифования и тонкого точения на сопротивление усталости титанового сплава видно из сопоставления распределений пределов выносливости и долговечностей (см. рис. 2 и 3) при этих видах обработки. Для точеных образцов указанные распределения смещены в сторону бóльших прочности и долговечности, причем рассеивания по пределам выносливости одинаковы для обоих видов обработки (распределения $P(\sigma)$ параллельны), а по долговечностям — несколько выше для точеных образцов. Повышение пределов выносливости и неизменность размаха рассеивания по ним для титанового сплава в результате перехода от шлифования к тонкому точению видны из табл. 4.

Полученные значения пределов выносливости по нижним границам составили: $\sigma_- = 0{,}68\bar{\sigma}$ для точеных образцов и $\sigma_- = 0{,}58\bar{\sigma}$ для шлифованных, что подтверждает важность таких оценок для обеспечения надежности конструкции.

Оценим влияния шлифования и тонкого точения на сопротивление усталости (коэффициент β)

Ve0218.fm Page 29 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

титанового сплава по параметру вероятности разрушения P = const на основе полученных статистических характеристик. В табл. 5 и на рис. 4, *а* приведены результаты сравнения пределов выносливости точеных (σ'_w) и шлифованных (σ_w) образцов на базе $N = 10^7$ циклов (см. рис. 2), полученные по зависимости (1).

Видно, что пределы выносливости точеных образцов по сравнению со шлифованными значительно увеличились, причем с уменьшением параметра P этот эффект возрастает. Например, предел выносливости по нижней границе ($P = 0$) повысился в 1,58 раза по сравнению с медианным значением, которое увеличилось в 1,33 раза.

Если влияние обработки на сопротивление усталости титанового сплава рассматривать так, как традиционно принято в технической литературе, то при переходе от тонкого точения к шлифованию получаем снижение пределов выносливости (β') на 37 и 25 % соответственно по нижним границам ($P = 0$) и медианным значениям ($P = 0{,}5$).

Можно дать дополнительную оценку влияния поверхностной обработки на сопротивление усталости по долговечностям через цикловое отношение [16]

$$\gamma(P) = [N'(P)/N(P)]|_\sigma, \qquad (3)$$

где N' и N — соответственно долговечности образцов после тонкого точения и шлифования для фиксированного уровня σ (вплоть до σ_-), определенные по равному параметру P.

Указанные оценки получим сопоставлением распределений долговечностей на уровнях σ = const при сравниваемых видах обработки. Для этого пересекаем графики распределений горизонталью P = const (на рис. 3 проведена горизонталь $P = 50$ %),

Таблица 4

Пределы выносливости и размах их рассеивания для образцов после шлифования и тонкого точения, МПа

Обработка	σ_-	$\bar{\sigma}$	σ_+	$\sigma_+ - \sigma_-$
Шлифование	130	225	296	166
Тонкое точение	205	300	372	167

Таблица 5

Сравнительная оценка сопротивления усталости по пределам выносливости при переходе от шлифования к тонкому точению (β) и наоборот (β')*

P, %	σ'_w, МПа	σ_w, МПа	$\beta = \sigma'_w/\sigma_w$	$\beta' = 1/\beta$
99	372	296	1,25	0,80
90	339	264	1,28	0,78
70	316	242	1,30	0,77
50	300	225	1,33	0,75
30	284	208	1,37	0,73
10	260	184	1,41	0,71
0	205	130	1,58	0,63

* Данные получены по параметру равной вероятности разрушения

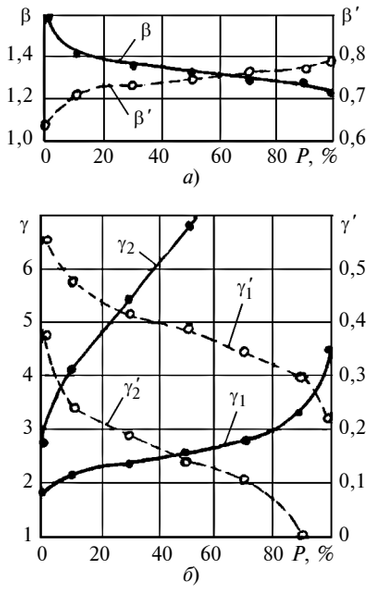


Рис. 4. Изменение коэффициентов β и β' сопротивления усталости титанового сплава по пределам выносливости (*а*) и цикловых отношений γ и γ' (*б*) при переходе от шлифования к тонкому точению и наоборот на уровнях σ = 440 (γ_1, γ'_1) и 340 МПа (γ_2, γ'_2)

в результате чего получаем множество попарных значений $N'(P)$ и $N(P)$ (табл. 6 и 7) для оценки изменения долговечностей при переходе от шлифования к тонкому точению (γ) и от тонкого точения к шлифованию (γ'). Результаты такого расчета приведены на рис. 4, *б* и в табл. 6 и 7, где $K' = \sigma/\sigma'_w$ и $K = \sigma/\sigma_w$ — отношения уровня σ, на котором сопоставляются долговечности, к пределам выносливости при сравниваемых видах обработки.

Согласно полученным результатам относительные долговечности точеных (шлифованных) образцов из титанового сплава возрастают (уменьшаются) тем значительнее, чем больше параметр P и ниже уровень σ (γ_1, γ_2 и γ'_1, γ'_2 соответственно). Это объясняется существенным влиянием на долговечности параметров K' и K, значения которых зависят и от параметра P и от уровня σ:

$$K' = \sigma/\sigma'_w(P) \text{ и } K = \sigma/\sigma_w(P).$$

Кроме того, значительное повышение (понижение) долговечности для точеных (шлифованных) образцов с понижением уровня σ связано с относительным расположением одинаковых по форме кривых усталости для сравниваемых видов обработки и с повышением рассеивания N по мере приближения этого уровня к σ_w, которое автоматически учитывается при использовании асимптотической кривой усталости (2).

Отмеченное наглядно демонстрирует рис. 5, из которого следует, что на уровне σ_1, близком к σ'_w

$$\gamma_1 = N'/N; \quad \gamma'_1 = 1/\gamma_1 = N/N',$$

Ve0218.fm Page 30 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

где N' и N — долговечности при сравниваемых видах обработки: тонком точении и шлифовании соответственно.

Если еще больше приблизиться к σ'_w и сравнивать долговечности на уровне $\sigma_2 < \sigma_1$, то получим:

$$\gamma_2 = (N' + \Delta N')/(N + \Delta N);$$

$$\gamma'_2 = 1/\gamma_2 = (N + \Delta N)/(N' + \Delta N'), \qquad (4)$$

где $\Delta N'$ значительно больше ΔN.

Значит, $\gamma_2 > \gamma_1$ ($\gamma'_2 < \gamma'_1$), т. е. цикловое отношение точеных (шлифованных) образцов растет (уменьшается) со снижением уровня σ. В случае, когда уровень $\sigma < \sigma'_w$ ($K' < 1$) имеем $\gamma' \to 0$, так как знаменатель в формуле (4) стремится к бесконечности. Поэтому оценку снижения сопротивления усталости через цикловые отношения можно дать только для уровней $\sigma \geq \sigma'_w$. При этом самое низкое значение γ' получится при $\sigma = \sigma'_w$, т. е. при $K' = 1$. В подтверждение указанного в табл. 7 для уровня $\sigma = 340$ МПа, который соответствует пределу выносливости кривой усталости с параметром $P = 90$ %, получено значение $\gamma' = 0{,}04$ при $K' = 1{,}00$ и $K = 1{,}29$.

Заметим, что применение ломаной линии для аппроксимации кривых усталости дает снижение долговечности, независящее от уровня σ. Это вновь подтверждает эффективность использования асимптотической кривой усталости.

С целью выяснения причин значительного снижения сопротивления усталости титанового сплава в результате шлифования исследовали поверхности образцов под микроскопом. На части шлифованных образцов (с более крупным зерном) обнаружены поверхностные трещины с характерным размером $l \approx 0{,}5$ мм (рис. 6), с которого начинается развитие магистральной трещины. Образцы, на поверхности которых не удалось обнаружить шлифовочные трещины, подвергали статическому нагружению при консольном изгибе с наблюдением под микроскопом за появлением макротрещины. Установлено, что поверхность образцов из титанового сплава после шлифования значительно ослаблена, что согласуется с данными работ [6, 8]. Так, например, на шлифованных образцах при статическом изгибе трещины появлялись при напряжениях

Таблица 6

Результаты изменения сопротивления усталости по долговечностям на уровне σ = 440 МПа при переходе от шлифования к тонкому точению (γ_1) и наоборот (γ'_1)

P, %	$N' \cdot 10^{-4}$	$N \cdot 10^{-4}$	$\gamma_1 = N'/N$	$\gamma'_1 = 1/\gamma_1$	K'	K
99	43,0	9,5	4,53	0,22	1,19	1,49
90	21,0	6,2	3,38	0,30	1,30	1,67
70	13,5	4,7	2,87	0,35	1,39	1,82
50	10,2	4,0	2,55	0,39	1,47	1,96
30	8,0	3,4	2,36	0,42	1,55	2,12
10	6,0	2,8	2,14	0,47	1,69	2,40
0	3,2	1,8	1,78	0,56	2,15	3,40

Таблица 7

Результаты изменения сопротивления усталости по долговечностям на уровне σ = 340 МПа при переходе от шлифования к тонкому точению (γ_2) и наоборот (γ'_2)

P, %	$N' \cdot 10^{-4}$	$N \cdot 10^{-4}$	$\gamma_2 = N'/N$	$\gamma'_2 = 1/\gamma_2$	K'	K
90	1000	37,0	27,00	0,04	1,00	1,29
70	195	21,3	9,15	0,11	1,08	1,40
50	105	15,3	6,85	0,15	1,13	1,51
30	62	11,5	5,40	0,19	1,20	1,63
10	33	8,0	4,13	0,24	1,31	1,85
0	11	4,2	2,62	0,38	1,66	2,62

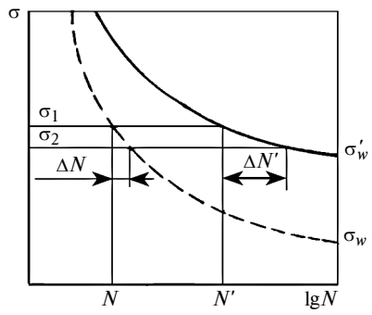


Рис. 5. Относительное расположение кривых усталости при разных видах обработки поверхности и схема определения циклового отношения

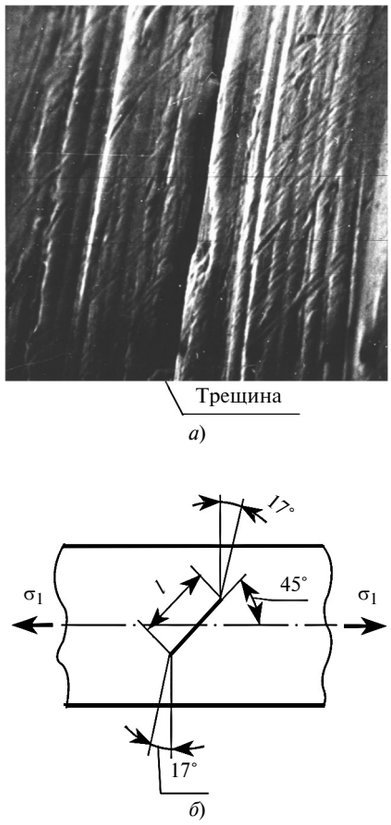


Рис. 6. Шлифовочная трещина на поверхности образца из крупнозернистого титанового сплава (×1800) (*а*) и ориентация трещины и ее характерный размер *l* (*б*)

Ve0218.fm Page 31 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

$\sigma \geq 425$ МПа при среднем значении предела текучести $\sigma_т = 629$ МПа. Для сравнения, на образцах после тонкого точения трещины появлялись при $\sigma \geq 600$ МПа, т. е. ослабление поверхностного слоя в результате шлифования титанового сплава составляет около 30 %, что также согласуется с результатами работ [3—6, 8]. Трещины почти во всех случаях были ориентированы под углом, близким к 45° относительно оси образца, т. е. к направлению главных напряжений σ_1. Другими словами, шлифовочные и инициированные в результате статического нагружения трещины имеют одинаковую направленность (рис. 6, *б*) и, по-видимому, совпадают с направлением скольжения наиболее благоприятно ориентированных зерен.

Таким образом, использование асимптотической кривой усталости и метода переноса позволило по относительно малым выборкам образцов, испытанным на отдельных уровнях σ, построить области рассеивания и получить представительные статистические оценки влияния обработки поверхности на сопротивление усталости высокоизменчивого титанового сплава.

Объективно установлено, что сопротивление усталости титанового сплава значительно снижается в результате шлифования ввиду образования поверхностных трещин и ослабленного дефектного слоя, что соответствует данным работ [6, 8, 9]. А результаты работ [1, 3], полученные по малым выборкам образцов, следует считать статистически некорректными. Снижение пределов выносливости титанового сплава при переходе от тонкого точения к шлифованию зависит от параметра P и составило 37 и 25 % соответственно для $P = 0$ и 0,5. Для исследуемого титанового сплава были достигнуты сопротивления усталости: после точения $\sigma_{-} = 0{,}68\bar{\sigma}$, после шлифования $\sigma_{-} = 0{,}58\bar{\sigma}$. Перечисленное подтверждает важность оценки сопротивления усталости по нижним границам рассеивания для обеспечения надежности объекта.

Введенное цикловое отношение γ позволило получить дополнительную более чувствительную оценку изменения сопротивления усталости по долговечностям в связи с обработкой поверхности. Однако результаты оценки неоднозначны и существенно зависят от отношений напряжения, при котором сопоставляются долговечности, к пределам выносливости при сравниваемых видах обработки. Указанную оценку можно получить для любого значения параметра P, в том числе и для $P = 0$, а также для любого уровня σ, включая и уровни, на которых испытания не проводились. При этом, очевидно, самое значительное снижение циклового отношения будет на уровне предела выносливости, полученного при обработке, повысившей сопротивление усталости.

Из двух рассмотренных видов обработки для объектов из титанового сплава в качестве финишной обработки рекомендуется тонкое точение, обеспечившее лучшие характеристики сопротивления усталости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гребеник В. М.** Усталостная прочность и долговечность металлургического оборудования. М.: Машиностроение, 1969. 256 с.
2. **Серенсен С. В., Когаев В. П., Шнейдерович Р. М.** Несущая способность и расчет деталей машин на прочность: Руководство и справочное пособие. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.
3. **Гринченко И. Г.** Упрочнение деталей из жаропрочных и титановых сплавов. М.: Машиностроение, 1971. 120 с.
4. **Sinclair G. M., Corten H. T., Dolan T. J.** Effect of surface finish on the fatique strength of titanium alloys RC 13 OB and Ti 14 OA // Trans. actions of the ASME. 79, Jan. 1957. P. 89—96.
5. **Крупенина К. Н.** Влияние обработки поверхности на усталостную прочность титанового сплава ВТЗ-1 // Технология и организация авиационного производства. 1960. № 2. С. 15—18.
6. **Фейгин Л. М.** Влияние абразивного шлифования и малых пластических деформаций на усталостную прочность титановых сплавов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Л., 1971. 23 с. Машинопись.
7. **Васьков В. И.** Исследование влияния условий резания на качество поверхности при обработке тугоплавких металлов. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1974. 33 с. Машинопись.
8. **Гликман Л. А., Фейгин Л. М.** Природа снижения усталостной прочности титановых сплавов в результате шлифования // Механическая и термическая обработка материалов. 1967. № 12. С. 16—19.
9. **Идзон М. Ф., Иванова В. С., Сабитова Н. С.** Изменение структуры поверхностных слоев титановых сплавов при ленточном шлифовании // Прочность металлов при циклических нагрузках. М.: Наука, 1967. С. 233—236.
10. **Балашов Б. Ф., Петухов А. Н., Володенко Б. В.** Конструкционная прочность титановых сплавов и деталей из них // Труды ЦИАМ. № 545. 1972. 25 с.
11. **Титановые** сплавы в машиностроении / Под ред. Г. И. Капырина. Л.: Машиностроение, 1977. 248 с.
12. **Лакеев Б. Н.** Исследование прочности элементов конструкций из титанового сплава: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1981. 22 с. Машинопись.
13. **Вагапов Р. Д., Логинов Н. З., Шканов И. Н.** Вероятностная оценка сопротивления усталости высокопрочного титанового сплава и метод построения области рассеивания по сравнительно малой выборке // Труды Казанского авиационного института. 1973. Вып. 159. С. 73—79.
14. **Киштыков Х. Б.** Вероятностно-детерминистская оценка сопротивления усталости крупногабаритных объектов техники из титанового сплава // Качество. Инновации. Образование. 2015. № 7. С. 40—46.
15. **Киштыков Х. Б.** Вероятностные исследования формы кривых усталости при регулярном нагружении и при однократных перегрузках // Вестник Кабардино-Балкарского государственного университета. Сер. Технические науки. Вып. 3. Нальчик: Кабардино-Балкарский ГУ, 1999. С. 13—17.
16. **Киштыков Х. Б.** Вероятностная оценка влияния качества обработки поверхности на сопротивление усталости стали // Материалы докл. науч.-практ. конф., посвященной 60-летию Ленинского комсомола. Т. I. Нальчик: 1980. С. 134—140.

Ve0218.fm Page 32 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.192

В. М. ТРУХАНОВ, д-р техн. наук, Ю. И. КРЫХТИН, канд. техн. наук, А. С. РОМАНОВСКИЙ
(Волгоградский ГТУ), e-mail: trukhanov1939@mail.ru

Технологические основы изготовления заготовок конуса синхронизатора со стальным газотермическим покрытием для трансмиссий транспортных машин[1]

Рассматривается разработка заготовок конусов синхронизатора со стальным газотермическим покрытием, работающих в масле в трансмиссиях транспортных машин, и технология его нанесения методом плазменного напыления.

Ключевые слова: конус синхронизатора, заготовка конуса, стальное покрытие, плазменное напыление, трение в масле.

The manufacture synchronizer cones billets with steel gas-thermal coating operating in oil in transmissions of transport vehicles and technology of its deposition by the plasma spraying method are considered.

Keywords: synchronizer cone, cone billet, steel coating, plasma spraying, friction in oil.

Фрикционные однородные металлические пары (сталь — сталь, чугун — чугун, сталь — чугун), которые находят еще некоторое применение, характеризуются нестабильным коэффициентом трения, который резко уменьшается при повышении температуры и скорости скольжения, и склонностью к схватыванию при высоких температурах [1]. Для исключения схватывания в контакте однородных трущихся материалов, повышения надежности и ресурса фрикционных узлов в настоящее время используют новые конструктивные и технологические решения, к которым относится и применение пористых фрикционных газотермических покрытий [2].

В серийном конусном синхронизаторе коробки передач транспортного средства пару трения образуют непористые закаленные цементованные поверхности с твердостью соответственно ≥53,2 и ≥59 *HRC*, склонные к схватыванию в тяжелых условиях эксплуатации и имеющие низкие триботехнические свойства. Технология изготовления серийного конуса осложняется необходимостью двойной термообработки: для обеспечения твердости основы — цементация и закалка; для обеспечения твердости наружной и внутренней поверхностей, а также поверхностей канавок под шарики фиксаторов — объемная закалка. Как правило, эти поверхности подвергаются цементации на глубину $h = 1 \div 1{,}4$ мм и закалке. При термообработке относительно тонкий трубчатый конус синхронизатора коробится, что приводит к значительному браку в производстве.

Пористый каркас покрытия, поры которого заполнены маслом, под действием повышенных нагрузок деформируется и уплотняется, в результате чего локальный очаг схватывания не распространяется по всей трущейся поверхности конуса, что обеспечивает высокую надежную работу узла.

Отметим, что для пар трения, работающих при смазывании, в частности для пары "сталь — сталь", при постепенном повышении удельной нагрузки $P_{уд}$ до критической величины $P_{уд.кр}$ наблюдается резкое увеличение коэффициента трения с 0,1 до 0,35 и выше [3]. Это можно объяснить разрушением смазочной пленки между контактирующими поверхностями и, как следствие, переходом в режим работы без смазывания.

Плазменное стальное покрытие 40Х13 с пористостью 18 % имеет несколько улучшенные фрикционные свойства за счет открытой пористости, что способствует удержанию жидкого смазочного материала и уменьшает изнашивание сопряженных материалов.

Цель данной работы — упрощение технологии изготовления конуса синхронизатора, отработка технологии нанесения фрикционного слоя на рабочую поверхность конуса синхронизатора, разработка рекомендаций по ее применению на производстве, повышение фрикционных свойств пары трения, надежности и ресурса синхронизатора. Новизной разработки является создание технологии нанесения стального пористого покрытия 40Х13 на конус синхронизатора плазменным способом. Работа выполнена Волгоградским тракторным заводом совместно с Институтом проблем материаловедения АН Украины. Подбор состава фрикционного материала и напыление его на основу осуществляли в ИПМ [3]. Конструкция конуса синхронизатора с газотермическим покрытием, полученным плазменным напылением на рабочие конические поверхности, приведена на рис. 1. Предложена следующая технологическая схема изготовления конусов синхронизатора: подготовка поверхности заготовки конуса → нанесение стального покрытия → механическая обработка покрытия → контроль качества покрытия.

[1] Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 17-01-00018.

Ve0218.fm Page 33 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Для получения стального покрытия на заготовках конусов использовали: газообразный чистый аргон марки А (ГОСТ 10157—73); легированную проволоку ∅1,6÷2 мм из стали 40Х13 (ГОСТ 18143—72); техническую дробь фракции 1 из чугуна ДЧК или стали ДСК (ГОСТ 11964—66); для охлаждения воду под давлением 0,4÷0,5 МПа; сжатый воздух под давлением до 0,4 МПа, класс загрязнения которого не более 9 (ГОСТ 17433—72); нефрас С3 80/120 (ГОСТ 443—76); четыреххлористый углерод CCl_4 (ГОСТ 20288—74).

Рассмотрим изготовление заготовок конусов синхронизатора.

В вытяжном шкафу конус обезжиривают погружением на 0,5 мин в ванну с четыреххлористым углеродом, извлекают его из ванны и сушат в вертикальном положении. Высушенный конус из вытяжного шкафа переносят на стеллаж и устанавливают вертикально. Далее проводят дробеструйную обработку поверхностей, для чего конус синхронизатора закрепляют в защитном приспособлении (рис. 2), которое устанавливают в дробеструйной камере в центрах станка.

Для проверки чистоты и влажности сжатого воздуха по ГОСТ 11882—73 лист фильтровальной бумаги устанавливают перед дробеструйным пистолетом, перекрывают подачу дроби, открывают вентиль подачи сжатого воздуха и приступают к дробеструйной обработке, если после 15 мин бумага остается чистой. Если на фильтровальной бумаге остались пятна масла или воды, то необходимо наладить систему очистки и осушки сжатого воздуха, а затем приступать к дробеструйной обработке.

Включают вытяжную вентиляцию и привод, открывают вентиль подачи сжатого воздуха (давление должно быть 0,5÷0,7 МПа) и с помощью тяг управления плавно перемещают дробеструйный пистолет относительно обрабатываемой поверхности. Окончание обработки определяют по серебристо-матовому виду поверхности без блестящих участков. Основу конуса снимают с центров, выгружают из дробеструйной камеры, снимают защитное приспособление и укладывают на стеллаж (1300 × 700 × 750 мм).

Напыляемую проволоку обезжиривают в бензине и наматывают на катушку редуктора. На основе конуса закрепляют приспособление для напыления (рис. 3) и устанавливают его в камере напыления в центрах токарного станка.

Плазменную установку УПУ-3 готовят к работе согласно инструкции по эксплуатации и устанавливают на расстоянии 110÷120 мм для напыления. Включают вытяжную вентиляцию и плазменную установку, регулируют режим работы: давление плазмообразующего газа 0,35÷0,40 МПа, напряжение 33÷35 В, сила тока 490÷500 А, расход плазмообразующего газа 30÷35 л/мин, скорость подачи

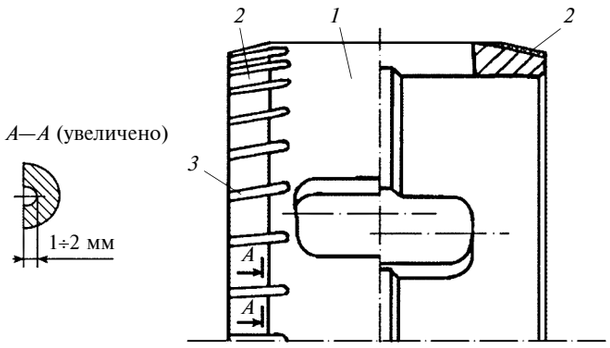


Рис. 1. Конус синхронизатора с газотермическим покрытием:
1 — стальная основа; *2* — покрытие; *3* — канавка

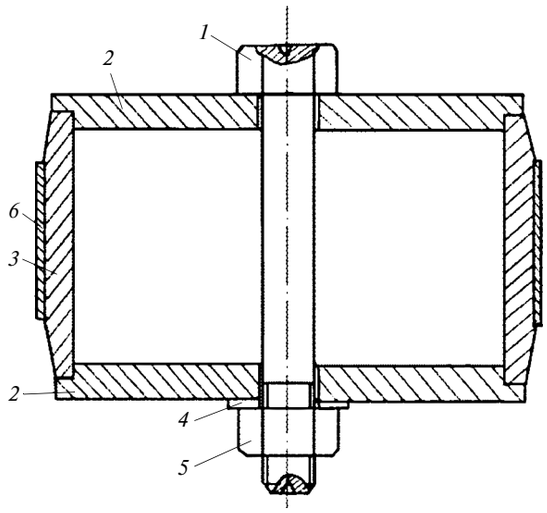


Рис. 2. Защитное приспособление для дробеструйной обработки основы конуса:
1 — ось; *2* — фланец; *3* — конус; *4* — шайба; *5* — гайка; *6* — цилиндр

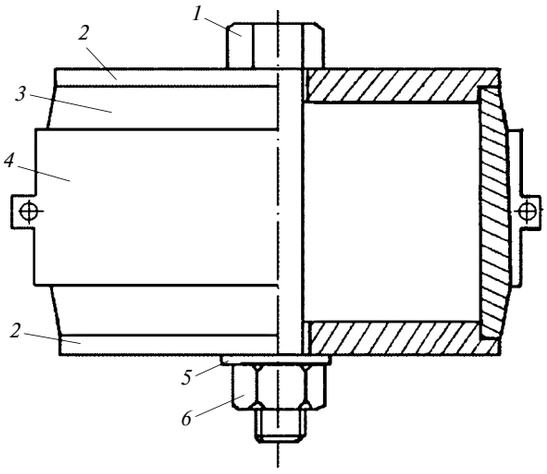


Рис. 3. Приспособление для напыления покрытия на основу конуса:
1 — ось; *2* — фланец; *3* — конус; *4* — разъемный цилиндр; *5* — шайба; *6* — гайка

Ve0218.fm Page 34 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

проволоки на распыление 25÷30 единиц по нониусу. Для проверки качества распыления полосу листовой стали размером 330 × 50 × 2 мм обезжиривают в бензине и обрабатывают дробью ее поверхности, затем вводят в струю распыляемого металла на расстоянии 110÷120 мм от среза сопла и проводят напыление в течение 5÷10 с. Установку выключают и проверяют качество распыления. Напыленный слой не должен содержать частицы размером более 0,3 мм.

Для напыления покрытия включают токарный станок со скоростью конуса 4,71 рад/с. Подводят плазмотрон к конусу, включают плазменную установку и подачу проволоки на распыление. Смещая суппорт, совмещают пятно напыления с напыляемой поверхностью конуса. После окончания напыления выключают плазменную установку, подачу суппорта и токарный станок. Измеряют толщину напыленного покрытия, которая должна быть равна 1 ± 0,5 мм по всей длине конуса. Если требуемая толщина не получена, проводят повторное напыление. В дальнейшем при необходимости используют скорректированное время напыления. Снимают заготовку конуса с центров токарного станка, выгружают из камеры напыления и укладывают на стеллажи. Снимают конус с приспособлением для напыления и защитное приспособление.

Далее полученные заготовки конусов шлифуют на круглошлифовальном станке 3М151 по режиму: скорость шлифовального круга — 78,45 рад/с, скорость конуса 4,18÷4,71 рад/с, глубина шлифования — 0,05 мм, продольная подача — 1 мм/об. Охлаждающая жидкость — эмульсия.

После шлифования осуществляют контроль качества покрытия. Поверхность не должна иметь сколов, трещин, раковин, прижогов, цветов побежалостей. Параметр шероховатости поверхности должен составлять $Ra = 2{,}5$ мкм, а размеры должны соответствовать утвержденному чертежу. Получены следующие расчетные нормы сырья материалов и энергоресурсов при изготовлении заготовок конусов синхронизатора: газообразный аргон — 0,32 м^3; стальная легированная проволока — 0,15 кг; техническая дробь — 0,06 кг; техническая вода — 0,2 м^3; четыреххлористый углерод — 0,02 кг; электроэнергия — 80 МДж.

Несущая способность стальных газотермических покрытий

Покрытие – сталь	Нагрузка схватывания, МПа, при скорости скольжения, м/с			
	1	3	5	9
40Х13	12,0	8,0	6,5	5,0
11Х18МВД	9,5	7,0	5,5	4,0
У10А	8,0	5,5	4,5	4,0
40Х13 литая	8,0	5,0	4,0	3,0

Рис. 4. Заготовки конусов со стальным газотермическим покрытием

В таблице приведены значения несущей способности схватывания стальных газотермических покрытий при разных скоростях скольжения и различных материалах покрытия.

Заготовки конусов синхронизатора, изготовленные по технологии плазменного напыления (рис. 4), должны соответствовать следующим паспортным данным.

1. Поверхность трения с осевыми канавками: пористое покрытие из стали 40Х13 (ГОСТ 18143—72).

2. Физико-механические свойства стального покрытия: пористость — 17÷19 %; твердость — 35÷40 *HRC*; адгезионная прочность — не менее 25 МПа.

3. Размеры заготовки: диаметр, ширина и угол образующего конуса соответственно $149{,}6^{+0{,}1}$ мм, 15 мм и 9°; толщина покрытия — $1{,}0^{+0{,}1}$ мм.

4. Фрикционные характеристики согласно испытаниям на машине трения МТ-68 при скорости скольжения 20 м/с, удельном давлении 2 МПа и трении в масле ТСЗП-8 (ГОСТ 38.01365—84): коэффициент трения — не менее 0,15; интенсивность изнашивания в паре со сталью 20 ХН2Н4А (ГОСТ 4543—71) — не более 5 мкм/км; сжатый воздух — 17 м^3;

5. Режим напыления: сила тока — 490÷500 А; напряжение — 33÷35 В; расстояние до сопла — 110 мм; плазмообразующий газ — аргон; расход газа — 30÷35 л/мин.

6. Режим механической обработки (шлифования): круг — 24А20СТ3К5 (ГОСТ 2424—83); глубина шлифования — 0,05 мм; продольная подача — 1 мм/об; скорость круга — 75÷80 рад/с; скорость конуса — 4÷5 рад/с (40÷50 мин$^{-1}$); охлаждающая жидкость — СОЖ.

Таким образом, приведенные технологические основы разработки конуса синхронизатора со стальным газотермическим покрытием 40Х13, нанесенным плазменным способом, работающего в масле в трансмиссиях транспортных машин, упрощают

Ve0218.fm Page 35 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.921.34:621.7.044

Г. Г. ВИНОКУРОВ, канд. техн. наук, Е. Г. СТАРОСТИН, д-р техн. наук (Ин-т физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова СО РАН), О. Н. ПОПОВ, канд. техн. наук (Северо-Восточный федеральный университет им. М. К. Аммосова, г. Якутск), e-mail: g.g.vinokurov@iptpn.ysn.ru

Использование теории марковских цепей для описания изнашивания порошковых покрытий при трении скольжения

Предложен статистический подход на основании теории марковских цепей для описания изнашивания порошковых покрытий при трении скольжения. Получена матрица переходных вероятностей для марковских цепей, соответствующих этапу установившегося изнашивания.

Ключевые слова: порошковое покрытие, трение скольжения, износ, профиль, марковские цепи, распределение.

The statistical approach based on the theory of Markov chains for describing the powder coatings wear in sliding friction is suggested. A matrix of transition probabilities for Markov chains corresponding to the stage of steady wear is obtained.

Keywords: powder coating, sliding friction, wear, profile, Markov chains, distribution.

В современном ремонтном производстве для восстановления и упрочнения деталей машин и механизмов широко используют высокоэнергетические технологии нанесения износостойких покрытий [1, 2]. Порошковые покрытия на обработанных деталях работают в условиях трения скольжения, при котором механизмы изнашивания зависят от структуры материала покрытия [3]. Изнашивание материалов при трении скольжения во многом определяет фактическая площадь контакта [4—6], зависящая от микрогеометрии поверхностей, которая в свою очередь зависит от макроструктуры покрытия, представляющая собой застывшие частицы в поровой среде. Поэтому статистические закономерности, описывающие дискретное случайное строение макроструктуры износостойких порошковых покрытий, проявляются и при их изнашивании.

Для описания случайной макроструктуры порошковых покрытий и конструкционых материалов широко используют статистические (вероятностно-геометрические) модели порошковой среды, которые постоянно совершенствуются [7—13]. 3D-моделирование позволяет описывать основные статистические закономерности формирования макроструктуры порошковых материалов прессованием, спеканием и пр. [9—13].

Изнашивание материалов в результате трения скольжения зависит от ряда факторов: локальных физико-механических, химических и теплофизических, которые влияют на деформацию и разрушение поверхностного слоя. Поэтому для феноменологического описания изнашивания поверхности трения целесообразно использовать статистичес-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 32)

технологию его изготовления, повышают фрикционные свойства пары трения, ресурс и надежность работы конуса, способствуют освоению прогрессивной продукции на современных предприятиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Трансмиссии** гусеничных и колесных машин / В. М. Труханов, В. Ф. Зубков, Ю. И. Крыхтин, В. Ф. Желтобрюхов. М.: Машиностроение, 2001. 736 с.

2. **Федорченко И. М., Францевич И. Н., Радомысельский И. Д.** Порошковая металлургия, материалы, технологии, свойства, области применения: Справочник. Киев: Наукова думка, 1985. 623 с.

3. **Тондер К.** Влияние одномерной шероховатости с наклонной ориентацией микронеровностей на гидродинамическую смазку. Часть 2: Движущаяся шероховатая поверхность // Труды американского общества инженеров-механиков. Серия: Проблемы трения и смазки. М.: Мир, 1988. № 3. С. 103—107.

Ve0218.fm Page 36 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

кие подходы. Наряду с известными классическими подходами, основанными на теории усталостного разрушения материалов [4—6], существует направление по исследованию статистических аспектов процесса изнашивания при трении скольжения [14—18]. В работе [14] (одна из первых в этом направлении) изложены основные предпосылки для статистического описания процесса изнашивания по усталостному механизму. Статистические расчеты сопоставляют с экспериментальными профилометрическими данными для поверхности трения, обработанными с помощью известных методов оценки и критериев согласия математической статистики.

В статистических феноменологических описаниях процессов изнашивания особое место занимают исследования на основании случайных марковских процессов, математический аппарат которых подробно разработан и широко применяется в статистической физике, физической кинетике, радиофизике и пр. [19]. В работе [14] впервые было выдвинуто предположение об образовании частиц изнашивания вследствие усталостного разрушения как случайного марковского процесса. Развитие данного направления продолжено в работах [17, 18].

В работе [20] для описания процессов формирования и изнашивания макроструктуры порошковых покрытий также использовали теорию непрерывных марковских процессов. Развитием статистического подхода является и изучение особенностей процессов изнашивания макроструктуры порошкового покрытия.

Цель настоящей работы — развитие статистического описания изнашивания порошковых покрытий при трении скольжения на основании теории марковских цепей.

Биномиальная модель изнашивания порошковых покрытий при трении скольжения

Для описания формирования и изнашивания макроструктуры порошковых покрытий использовали теорию вероятностей и теорию непрерывных марковских процессов [20]. Для описания изнашивания покрытий при трении можно использовать более простые двумерные вероятностно-геометрические модели дискретной порошковой среды. При описании процессов трения скольжения выделяют направление пути трения (рис. 1, *а*, ось l) и предполагают, что в перпендикулярных к нему сечениях показатели микрогеометрии поверхностного слоя статистически однородные. При данном упрощении одномерные вероятностно-геометрические показатели порошковой среды можно описывать на основании классической теории вероятностей и теории случайных марковских процессов. Полученные расчетные данные можно сопоставить с экспериментальными показателями износа и поперечного профиля поверхности трения (рис. 1, *б*).

Для описания профилей покрытия в поперечном направлении использовали элементарную модель макроструктуры порошковой среды на основании матричной вероятностно-геометрической системы частиц [7]. Данная модель позволяет сформулировать статистическое описание процесса изнашивания порошковых покрытий в терминах теории марковских цепей. Выбранная матричная вероятностно-геометрическая система позволяет рассматривать практически неограниченную порошковую среду, в то время как более сложные трехмерные компьютерные модели допускают описание только до нескольких десятков тысяч взаимодействующих частиц [9—13].

Поскольку сопротивление разрушению дискретной порошковой среды определяется, в основном, когезией частиц, то для учета случайной макроструктуры при трении скольжения необходимо связать ее характеристики с вероятностью удаления отдельной частицы от поверхности трения. Сделано предположение, что удаление частиц с поверхности трения при установившемся изнашивании является испытанием Бернулли. За событие принято удаление частицы порошкового покрытия, второе событие — частица остается в материале (дополнительно к первому). Так как удаления частиц являются независимыми событиями с повторением испытаний, то вероятность удаления с

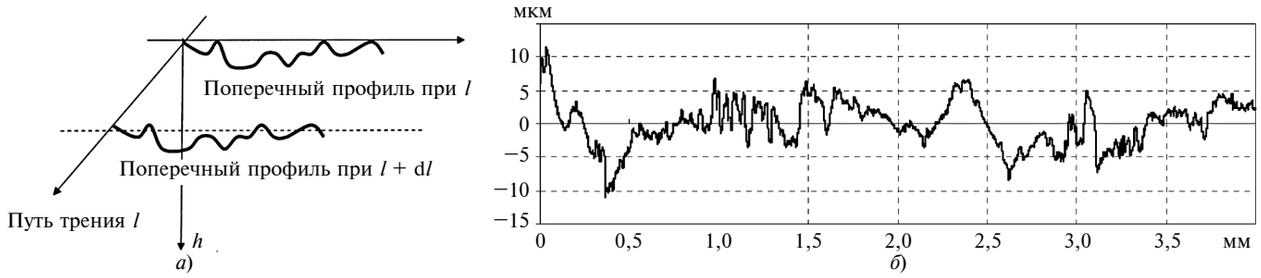


Рис. 1. Схема элемента поверхности трения (*а*) и поперечный профиль (*б*) порошкового покрытия при трении скольжения (профилограмма покрытия с ультрадисперсными добавками $CoAl_2O_4$, контртело Ст6; путь трения 27 000 циклов)

Ve0218.fm Page 37 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

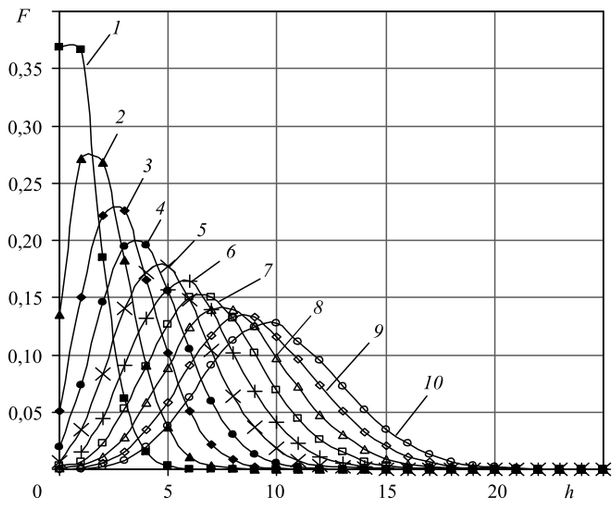


Рис. 2. Распределения линейного износа *h* гладкой поверхности покрытия при *l* = 500 (*1*); 1000 (*2*); 1500 (*3*); 2000 (*4*); 2500 (*5*); 3000 (*6*); 3500 (*7*); 4000 (*8*); 4500 (*9*); 5000 (*10*) (биномиальная модель (1); начальная матрица 1000 × 500; среднение по 100 реализациям)

поверхности трения k частиц будет соответствовать биномиальному распределению (закон Бернулли) [20]:

$$P_l(k) = \frac{l!}{k!(l-k)!} p^k (1-p)^{l-k}, \qquad (1)$$

где p — вероятность удаления частицы порошкового покрытия со всей поверхности трения, определяется размерами матрицы вероятностно-геометрической системы; l — общее число испытаний Бернулли.

По теореме Муавра—Лапласа при $l \to \infty$ биномиальное распределение (1) стремится к нормальному, что соответствует известному закону распределения координат профиля равновесной поверхности трения материалов в трибологии.

Рассмотрим процесс изнашивания порошкового покрытия при трении скольжения. Изначально покрытие имеет гладкую поверхность. Тогда выражение (1) описывает распределение $F(h)$ линейного износа h в поперечном сечении порошкового покрытия; число l испытаний соответствует пути трения (см. рис. 1, *а*, оси h, l).

На основании выражения (1) и метода Монте-Карло исследованы распределения $F(h)$ линейного износа в зависимости от пути трения (рис. 2), полученные для начальной матрицы 1000 × 500 с усреднением по 100 реализациям. На начальном этапе изнашивания в распределении $F(h)$ линейного износа, при $l = 0$ имеющим вид δ-функции, при увеличении пути трения увеличивается интервал ненулевых значений и одновременно уменьшается максимум. Смещение максимума распределения $F(h)$ вправо обусловлено систематическим возрастанием случайной величины, т. е. линейного износа. При $l \approx 3000$ (полностью удалена первая строка матрицы) рост функции распределения $F(h)$ наблюдается с $h = 0$. Увеличение интервала ненулевых значений $F(h)$ характеризуется среднеквадратическим (Rq) и среднеарифметическим (Ra) отклонениями случайной величины h относительно прямой среднего линейного износа. Поэтому величины Rq и Ra характеризуют микрогеометрию поверхности трения (ее шероховатость). Установлено, что результаты расчета $F(h)$ по биномиальному закону (1) с большой точностью согласуются с данными статистического моделирования по методу Монте-Карло.

Таким образом, статистическая биномиальная модель (1) изнашивания порошкового покрытия описывает показатели профиля поверхности в направлении пути трения (см. рис. 1, 2). Основным недостатком выражения (1) является возможность статистического описания изнашивания только изначально гладкого покрытия. При значительной шероховатости поверхности покрытия статистическое моделирование будет более трудоемким, что и является целью данной работы.

Линейный износ и полученные результаты будем задавать в безразмерном виде.

Модель марковских цепей для описания изнашивания покрытий

Рассмотрим статистические предпосылки использования теории марковских процессов в данных исследованиях. Контактное взаимодействие двух шероховатых поверхностей ξ и η сплошных материалов будем моделировать с учетом упругого и пластического деформирования регулярно расположенных выступов с последующим их усталостным разрушением. Принята дискретность марковского случайного процесса, обусловленная последовательностью механических контактов отдельных выступов поверхностей. В основу модели положен вероятностный механизм однократного контактного взаимодействия двух выступов с известными высотами $\xi_k(n)$ и $\eta_l(m)$, где k, l и n, m — номера соответственно элементов контактных поверхностей и дискретных моментов времени.

В работах [17—18] рассмотрена следующая схема контактного взаимодействия противоположных выступов обеих поверхностей. Высота $\xi_k(n+1)$ k-го элемента поверхности ξ в следующий момент времени $(n+1)$ определяется высотой $\xi_k(n)$ элемента в текущий момент n и высотой $\eta_{k-1}(n)$ $(k-1)$-го элемента на поверхности η в момент n времени. Аналогично задаются значения высот элементов движущейся поверхности $\eta_k(n+1)$ в следующий момент времени. Изменения высот элементов в результате сдвига и контактного взаимодействия описываются случайными функциями преобразо-

Ve0218.fm Page 38 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

вания, что обусловлено случайностью радиусов кривизны выступов и результата взаимодействия. Сделано предположение о независимости деформаций выступов, поэтому последовательности высот фиксированных выступов $\{\xi(n)\}$ и $\{\eta(n)\}$ являются марковскими. Далее построены матрицы переходных вероятностей, при умножении которых на векторы распределения высот получают их изменения. Компьютерное моделирование позволяет по физико-механическим свойствам материалов, исходной шероховатости и нагрузке оценивать изменение во времени характеристик трения (площадь контакта, силы трения, износ) и микрогеометрии контактных поверхностей [17—18].

Статистический подход на основании марковских процессов можно существенно упростить при описании изнашивания порошковых покрытий с учетом особенностей макроструктуры дискретной порошковой среды.

Так как при статистическом описании процессов трения скольжения материалов путь трения является выделенным направлением, то объектом статистического моделирования остается профиль поверхности порошкового покрытия, перпендикулярный к пути трения (см. рис. 1, *б*). Использование выбранной биномиальной модели для описания изнашивания профиля покрытия упрощает дальнейшее развитие статистического подхода на основании теории простых марковских цепей. Это обусловлено следующим:

матричная вероятностно-геометрическая система описания порошковой среды является дискретной и конечной (толщина покрытия ограничена), поэтому предполагаются (задаются) конечные векторы распределения линейного износа;

в биномиальной модели изнашивания удаление частиц с поверхности трения является испытанием Бернулли, которое является единицей пути l трения.

Следовательно, математический формализм статистической модели изнашивания порошкового покрытия существенно упрощается, вычисления сводятся к алгебраическим операциям.

Обозначим дискретную случайную величину линейного износа поперечного сечения $h = 0, 1, 2, ..., N$

Матрица переходных вероятностей биномиальной модели

Строки	Столбцы						
	0	1	2	3	...	$N-1$	N
0	$1-p$	p	0	0		0	0
1	0	$1-p$	p	0		0	0
2	0	0	$1-p$	p		0	0
3	0	0	0	$1-p$		0	0
⋮							
$N-1$	0	0	0	0		$1-p$	p
N	0	0	0	0		0	1

(соответствует $N + 1$ строкам матрицы вероятностно-геометрической системы). Начальное распределение линейного износа задается вектором-строкой $F_0(h)$ с нормировкой элементов:

$$\sum_{i=1}^{N} F_{0i}(h) = 1. \qquad (2)$$

Для гладкого покрытия имеем: $F_0(h) = (1, 0, 0, 0, ..., 0)$ — линейного износа нет. Для шероховатого покрытия начальное распределение F_0 можно задать обработкой экспериментальных данных поперечных профилей.

Для упрощения вычислений рассмотрим развитие биномиальной модели. Имеем частный случай простых однородных марковских цепей, когда матрица переходных вероятностей не зависит от пути l трения (число испытаний Бернулли). Такое допущение соответствует этапу установившегося изнашивания покрытия. Для биномиальной модели (1) матрицу переходных вероятностей можно задать таблицей.

Распределение линейного износа через число l испытаний Бернулли задается произведением вектора на матрицу в степени:

$$F(h) = F_0(h)\mathbf{A}^l, \qquad (3)$$

где $\mathbf{A}$ — матрица переходных вероятностей.

Матрицы $\mathbf{A}$ переходных вероятностей — квадратные; элементы строк также удовлетворяют условию (2). В общем случае переходные вероятности зависят от пути l трения. Их можно задать сложными, исходя из анализа поперечных профилограмм покрытия (см. рис. 1, *б*). Из выражения (3) видно, что вычисления сводятся к алгебраическим операциям умножения матриц.

Расчеты распределения линейного износа выполняли с помощью MathCad при вероятностях от $p = 0{,}01$ до $p = 0{,}001$. Матрицы переходных вероятностей имели размеры от 51×51 до 101×101. Степени матриц: для гладкого покрытия — от 10 до 2000, для шероховатого покрытия — от 0 до 2000.

Для проверки правильности используемого подхода выполнены расчеты линейного износа для изначально гладкого покрытия (рис. 3, *а*, *б*). Зависимости распределения линейного износа от пути трения хорошо согласуются. Особенно четко формируется нормальное распределение при больших значениях пути трения (теорема Муавра—Лапласа). На рис. 3, *б* приведены зависимости математического ожидания и среднеарифметического отклонения случайной величины h, которые характеризуют средний линейный износ L и шероховатость поверхности трения (параметр Ra). Наблюдается установившийся процесс изнашивания, шероховатость поверхности возрастает.

Ve0218.fm Page 39 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

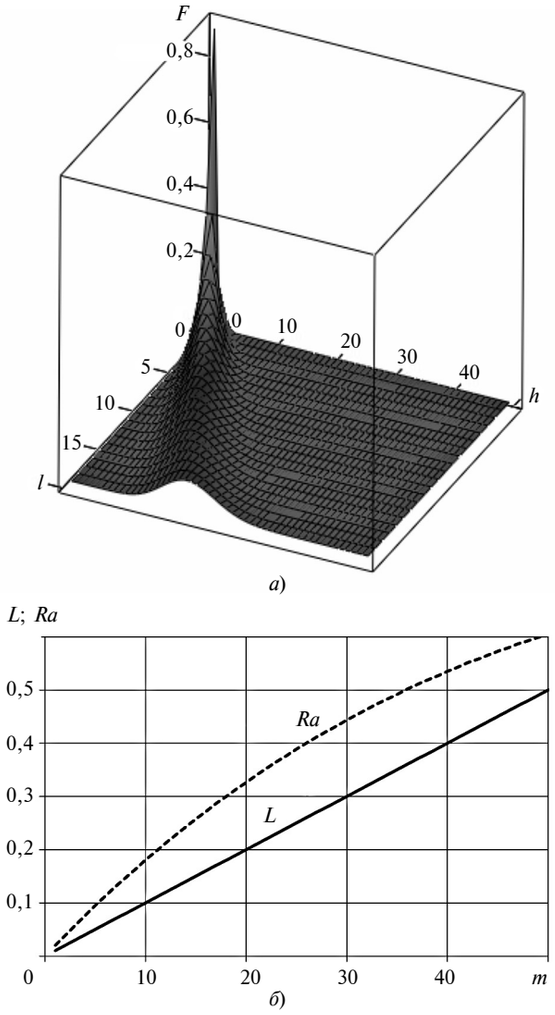


Рис. 3. Поверхность отклика линейного износа гладкой поверхности покрытия (*а*) и математическое ожидание среднего линейного износа *L* и параметра *Ra* шероховатости поверхности (*б*) (вероятность *p* = 0,01; матрица 101 × 101)

Для установления начального распределения $F_0(h)$ проведены экспериментальные профилометрические исследования поверхностей трения покрытия с тугоплавкими добавками из порошковой проволоки и газопламенных покрытий с ультрадисперсными добавками (разработки Института физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова СО РАН) [20]. Испытания на износ покрытий проводили на машине трения СМЦ-2 по схеме диск—колодка. Режимы испытаний: нагрузки 372 и 735 Н; частота вращения вала 5 $с^{-1}$; сухое трение, использовали образцы в виде дисков диаметром 0,05 м и высотой 0,01 м с порошковым покрытием толщиной до 0,001 м. Профилометрию поверхности трения покрытий проводили на четырех маркированных диаметрально противоположных участках покрытия с помощью профилометра SJ-201P фирмы Mitutoyo (Япония) в режиме установившегося изнашивания через каждые 4500 циклов трения. Экспериментальные профили получены обработкой профилограмм с усреднением данных по поверхности трения покрытий с помощью разработанной для этих целей программы на языке Visual Basic.

На рис. 4, *а*, *б* приведены экспериментальные гистограммы поперечных профилей износостойких покрытий, которые являются одномодальными и характеризуются высокой симметрией.

Таким образом, для шероховатого покрытия начальное распределение $F_0(h)$ можно задавать нормальным законом, параметры которого (среднеквадратическое отклонение σ и математическое ожидание *M*) оцениваются по экспериментальным гистограммам и выбранной вероятностно-геометрической системе.

На рис. 5, *а* приведена зависимость распределения $F(h)$ линейного износа для шероховатого

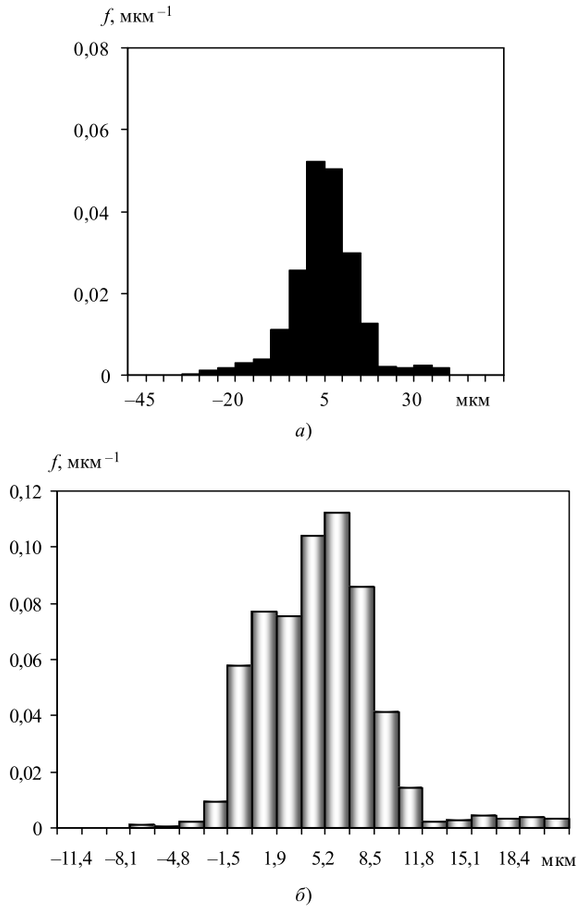


Рис. 4. Гистограммы координат равновесного профиля поверхности трения износостойких покрытий (*f* — частота появления событий):

а — покрытие с тугоплавкими добавками (9000 циклов); *б* — покрытие с ультрадисперсными добавками, содержание $CuAl_2$ и O_4 0,2 % (36 000 циклов, нагрузка 7355 Н, частота вращения вала 5 $с^{-1}$)

Ve0218.fm Page 40 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

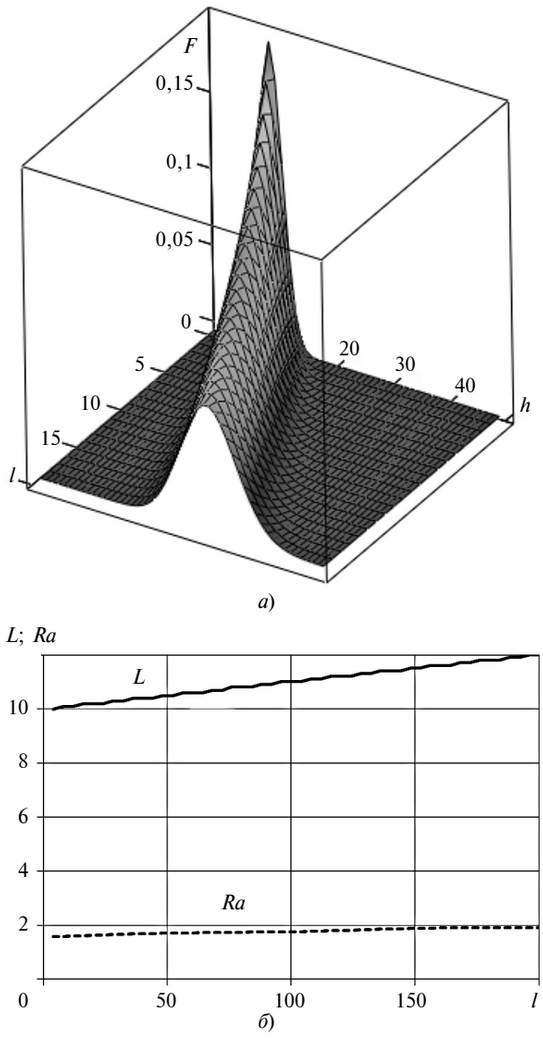


Рис. 5. Поверхность отклика линейного износа шероховатой поверхности покрытия с начальным нормальным распределением (σ = 2, M = 10) (*а*) и математическое ожидание среднего линейного износа *L* и параметра *Ra* шероховатости поверхности (*б*) (вероятность p = 0,01; матрица 101 × 101)

покрытия. Начальное распределение $F_0(h)$ принято нормальным ($\sigma = 2$, $M = 10$). В ходе увеличения пути трения распределение практически остается нормальным, смещение вправо обусловлено равномерным возрастанием линейного износа на этапе установившегося изнашивания.

На рис. 5, *б* приведены математическое ожидание и среднеарифметическое отклонение случайной величины h, анализ которых показал, что наблюдается установившееся изнашивание, а шероховатость поверхности покрытия с увеличением пути трения отличается высокой стабильностью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бороненков В. Н., Коробов Ю. С.** Основы дуговой металлизации. Физико-химические закономерности. Екатеринбург.: Изд-во Уральского университета, 2012. 268 с.

2. **Нанесение** покрытий плазмой / В. В. Кудинов, П. Ю. Пекшев, В. Е. Белащенко и др. М.: Наука, 1990. 408 с.

3. **Тушинский Л. И., Плохов А. В.** Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий. Новосибирск.: Наука, 1986. 200 с.

4. **Справочник** по триботехнике / Под общ. ред. М. Хебды, А. В. Чичинадзе. Т. 1. Теоретические основы. М.: Машиностроение, 1989. 400 с.

5. **Мур Д.** Основы и применения трибоники. М.: Мир, 1978. 488 с.

6. **Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С.** Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.

7. **Каминский В. М., Николенко А. Н., Сидоренко И. Я.** Двумерная стохастическая модель уплотнения порошковых материалов // Порошковая металлургия. 1982. № 2. С. 29—31.

8. **Кадушников Р. М., Бекетов А. Р.** Геометрическое моделирование структуры полидисперсных материалов // Порошковая металлургия. 1989. № 10. С. 69—74.

9. **Исследование** структуры пор в компьютерных моделях плотных и рыхлых упаковок сферических частиц / В. П. Волошин, Н. Н. Медведев, В. Б. Фенелонов, В. Н. Парман // Журнал структурной химии. 1999. Вып. 40. № 4. С. 681—692.

10. **Компьютерное** моделирование спекания сферических частиц / Р. М. Кадушников, В. В. Скороход, И. Г. Каменин и др. // Порошковая металлургия. 2001. № 3, 4. С. 71—82.

11. **Исследование** плотностных характеристик трехмерных стохастических упаковок сферических частиц с использованием компьютерной модели / Е. Ю. Нурканов, Р. М. Кадушников, И. Г. Каменин и др. // Порошковая металлургия. 2001. № 5, 6. С. 34—42.

12. **Дик И. Г., Дьяченко Е. Н., Миньков Л. Л.** Моделирование случайной упаковки шаров // Физическая мезомеханика. 2006. Вып. 9. № 4. С. 63—69.

13. **Гнедовец А. Г., Калита В. И.** Модель формирования макроструктуры покрытий при плазменном напылении // Физика и химия обработки материалов. 2007. № 1. С. 30—39.

14. **Вероятностный** анализ процесса изнашивания / Х. Б. Кордонский, Г. М. Харач, В. П. Артамоновский, Е. Ф. Непомнящий. М.: Наука, 1968. 56 с.

15. **Холодилов О. В., Калмыкова Т. Ф.** Вероятностный подход к построению количественных критериев оценки состояний фрикционного контакта // Трение и износ. 1990. Т. 11. № 5. С. 921—925.

16. **Кудиш И. И.** Статистический расчет износа и усталостного выкрашивания подшипников качения // Трение и износ. 1990. Т. 11. № 5. С. 933—944.

17. **Тигетов Д. Г., Горицкий Ю. А.** Марковская модель механического взаимодействия шероховатых поверхностей в процессе трения // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2010. № 3. С. 3—12.

18. **Горицкий Ю. А., Главатских С. Б., Бражникова Ю. С.** Марковская модель взаимодействия шероховатых поверхностей // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 2. С. 11—20.

19. **Тихонов В. И., Миронов М. А.** Марковские процессы. М.: Советское радио, 1977. 489 с.

20. **Vinokurov G., Popov O.** Statistical approashes to describe the macrostructure formation and wear of powder coatings and materials obtained by high-energy metods. M.: Academia Publishers, 2013. 160 p.

Ve0218.fm Page 41 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

В. А. ЖАРКОВ, д-р техн. наук (г. Москва), e-mail: valery-zharkov@mtu-net.ru

Испытания материалов. Одноугловая гибка листов и широких полос

Представлены способы и штампы для испытаний листов и широких полос на изгиб. CAD/CAE-моделированием исследовано влияние основных параметров на гибку заготовок. Определены критерии для расчета вероятности образования трещины с последующим разрушением заготовки при гибке, даны рекомендации по устранению разрушения.

Ключевые слова: листовая штамповка, испытания, изгиб, одноугловая гибка, CAD/CAE-моделирование.

Methods and dies for sheets and wide strips testing on bending are presented. By CAD/CAE-modeling, the influence of basic parameters on billet bending is studied. The criteria for calculating the probability of crack formation with subsequent failure of the billet during bending are determined, and the recommendations for fracture eliminating are given.

Keywords: sheet stamping, tests, bending, single-angle bending, CAD/CAE-modeling.

Для листовых материалов гибка является основной формоизменяющей операцией, которая применяется и в сочетании с другими операциями листовой штамповки. Рассмотрим задачи, решаемые при выполнении одноугловой гибки листов и широких полос.

Теория пластического деформирования заготовки при гибке

Форму и размеры заготовки для гибки конкретной детали определяют по справочным формулам. Для исключения возникновения трещин и разрушения изготовляемой детали применяют моделирование технологического процесса, которое заключается в следующем: 1) проектирование расчетной модели; 2) разделение процесса обработки на большое число элементарных этапов; 3) задание малого перемещения инструментов на первом этапе; 4) расчет деформированно-напряженного состояния (ДНС) заготовки и инструментов; 5) исследование вероятности разрушения заготовки и инструментов, при необходимости внесение изменений в процесс и возвращение к п. 3; 6) задание следующего перемещения инструментов на следующем этапе обработки, повторение пп. 4 и 5; 7) определение рациональных параметров технологического процесса для выбора прессового оборудования и проектирования оснастки с инструментами.

На начальных этапах обработки заготовка в зоне изгиба, т. е. в очаге деформации, деформируется упруго, решение этой задачи приведено в статьях [1—3]. Далее отдельные элементы, а затем и все элементы по толщине в зоне изгиба заготовки переходят в пластическое состояние.

Решив совместно уравнение равновесия $d\sigma_r/dr + (\sigma_r - \sigma_\theta)/r = 0$ и уравнение пластичности $\sigma_r - \sigma_\theta = \pm\sigma_s$ для зоны изгиба по длине, которая состоит из зон растяжения и сжатия по толщине заготовки, используя для определения постоянного интегрирования граничных условий, по которым для зоны растяжения на наружной поверхности заготовки при $r = R = r_p + s_t$ (где s_t — текущая толщина при начальном значении s), $\sigma_r = 0$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $r = r_p$, $\sigma_r \approx 0$, получают распределение сжимающего радиального напряжения σ_r и растягивающего или сжимающего тангенциального (окружного) напряжения σ_θ по толщине заготовки:

в зоне растяжения (рис. 1) $\sigma_r = -\sigma_s \ln(R/r)$; $\sigma_\theta = \sigma_s[1 - \ln(R/r)]$;

в зоне сжатия $\sigma_r = -\sigma_s \ln(r/r_p)$; $\sigma_\theta = -\sigma_s[1 + \ln(r/r_p)]$.

На нейтральной поверхности с радиусом $r = r_n$ между зонами растяжения и сжатия напряжения σ_r равны, тогда $r_n = \sqrt{Rr_p}$. Зная r_n, находим наибольшее (по абсолютной величине) напряжение $\sigma_{r\,\max} = -\sigma_s \ln(R/r_n)$.

После гибки и удаления изогнутой детали из штампа в результате пружинения из-за упругих деформаций, которые сопровождают пластические деформации, геометрия детали искажается. В зоне изгиба в наружном слое заготовки, испытывающим при гибке растяжение с напряжением σ_s текучести, после разгрузки происходит сжатие с напряжением σ, близким к напряжению текучести, но противоположного знака. При разгрузке по зако-

Ve0218.fm Page 42 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ну упругости $\sigma = E\varepsilon = E\Delta l/l$ наружный слой заготовки уменьшается на величину $\Delta l = \sigma l/E$, где E — модуль упругости. Длина наружного слоя заготовки составит $l = (r_p + s_t)\alpha + c$, где $(r_p + s_t)\alpha$ — длина дуги

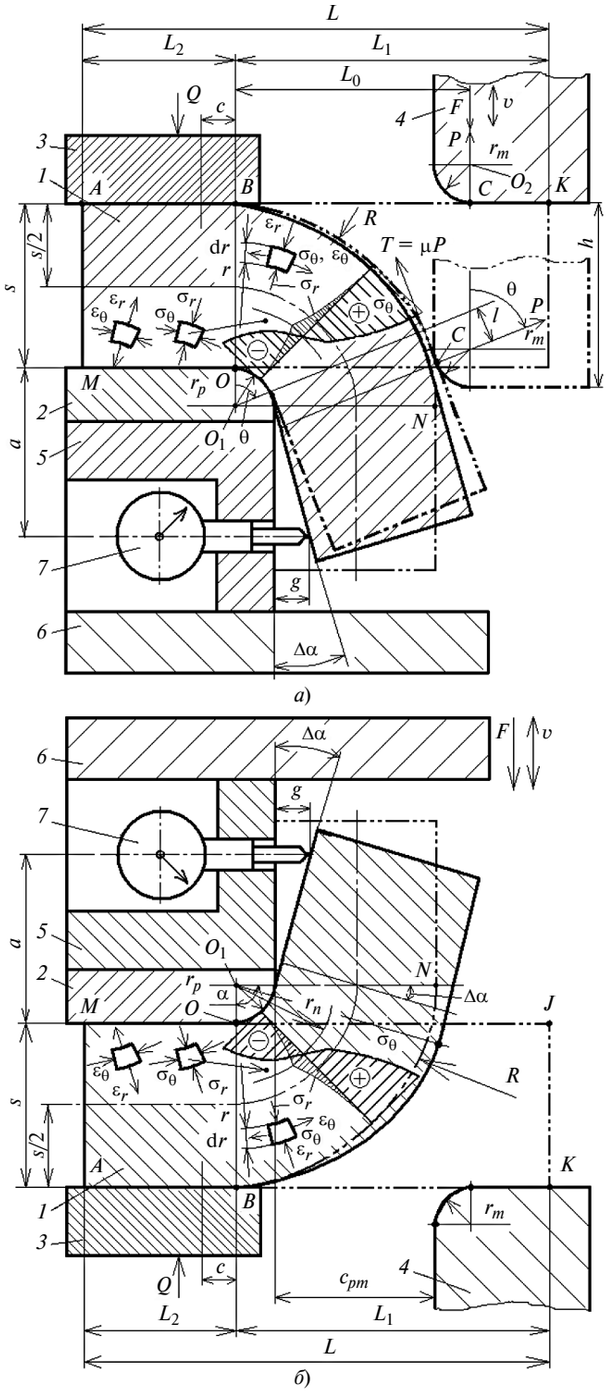


Рис. 1. Схемы заключительных этапов гибки вниз (*а*) и вверх (*б*) (−·· −) с эпюрами для напряжений σ_r, σ_θ и пружинения детали на угол $\Delta\alpha$ после гибки заготовки (———):

1 — заготовка; *2* — неподвижный инструмент; *3* — прижим; *4* — подвижный инструмент; *5* — плита для индикатора; *6* — нижняя плита; *7* — индикатор

окружности с углом гибки α; c — длина прилегающего участка, на который действуют растягивающее напряжение при гибке и сжимающее напряжение при разгрузке (для данного случая $c \approx 0$). Следовательно, получим: $\Delta l = \sigma_s[(r_p + s_t)\alpha + c]/E$; $\mathrm{tg}\Delta\alpha \approx \Delta l/(s_t/2) = 2\Delta l/s_t$ (см. рис. 1), $s_t \approx s$.

Формула угла пружинения:

$$\Delta\alpha = K\mathrm{arctg}\{(2\sigma_s/E)[(r_p/s + 1)\alpha + c/s]\}. \qquad (1)$$

При штамповке детали напряжение σ_s текучести элементов заготовки равно интенсивности напряжений $\sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2} = \sigma_s$ при $\sigma_1 = \sigma_\theta$, $\sigma_2 = \sigma_r$, $\sigma_3 = 0$. Согласно условию пластичности и с учетом интенсивности пластических деформаций $\varepsilon_i = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$ при $\varepsilon_1 = \varepsilon_\theta$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_r$, $\varepsilon_3 = \varepsilon_s = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$ определяем напряжение по формуле [1—3]

$$\sigma_s = \sigma_\text{т} + \sigma_\text{в}(1 + \delta_\text{р})\varepsilon_i^n, \qquad (2)$$

где $\sigma_\text{т} = \sigma_{0,2}$ — предел текучести; $\sigma_\text{в}$ — предел прочности; $\delta_\text{р}$ — относительное равномерное удлинение по ГОСТ 11701—84.

Показатель n степени упрочнения заготовки в процессе обработки рассчитываем из условия, что для линейного растяжения образца при $\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -0{,}5\varepsilon_1$ интенсивность деформаций составит $\varepsilon_i = \ln(1 + \delta_\text{р})$; прологарифмировав, получим: $n = \ln\{1 - \sigma_{0,2}/[\sigma_\text{в}(1 + \delta_\text{р})]\}/\ln[\ln(1 + \delta_\text{р})]$. Для исследуемой низкоуглеродистой стали 01ЮТ получим $n = 0{,}394$. Без учета упрочнения на всех этапах обработки $\sigma_s = \sigma_{0,2}$.

Можно принять, что при гибке интенсивность ε_i деформаций равна тангенциальной деформации ε_θ наружного слоя заготовки:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_\theta = [\{r_p + s)\alpha - \{r_p + s/2)\alpha]/[(r_p + s/2)\alpha] = s/(2r_p + s).$$

Здесь $K = \Delta\alpha_\text{э}/\Delta\alpha_\text{т}$ — поправочный коэффициент, учитывающий принятые допущения, где $\Delta\alpha_\text{э}$ — угол пружинения, полученный экспериментально или из справочника; $\Delta\alpha_\text{т}$ — теоретический угол пружинения, рассчитанный по формуле (1) при $K = 1$.

При проектировании оснастки угол пружинения рассчитывают по формуле (1), используя коэффициент K, если нет данных по $\Delta\alpha_\text{э}$, то принимают $K = 1$.

Из условия, что в очаге деформации предельная (перед образованием трещины) деформация ε_θ наружного слоя заготовки соответствует величине $\delta_\text{р}$, определяем относительный минимальный радиус изгиба заготовки: $r_{p\,\min}/s = K_r(1 - \delta_\text{р})/(2\delta_\text{р})$. Коэф-

фициент K_r определяется по той же методике, что и K. Величина $r_{p\ \min}/s$ зависит от угла ω наклона линии гибки, т. е. линии контакта инструмента с заготовкой, относительно направления прокатки заготовки. Поэтому используем $\delta_р$ для образцов, вырезанных под углом $(90 - \omega)$ к направлению прокатки. Если такая информация отсутствует, то подставляют имеющиеся данные с соответствующей корректировкой.

Сила гибки

Сила $F = P(\cos\theta + \mu\sin\theta)$ гибки находится из условия, что создаваемый момент Pl равен предельному моменту пластического изгиба [1]: $Pl = (1/4)\sigma_s s^2 b$ (μ — коэффициент трения инструмента по заготовке, b — ширина заготовки). Плечо l уменьшается по мере охвата заготовкой скругленной кромки инструмента на угол θ и определяется из выражения $l = [r_p + c_{pm} + r_m - (r_p + s + r_m)\sin\theta]/\cos\theta$ (см. рис. 1). Окончательно получим: $P = (1/4)\sigma_s s^2 b/l$, $0 \le \theta \le \alpha$, где α — конечный угол изгиба. На начальном этапе обработки при угле изгиба $\theta \approx 0$ сила F равна: $F = P = (1/4)\sigma_s s^2 b/(r_p + c_{pm} + r_m)$ при $l = L_0 = r_p + c_{pm} + r_m$, где c_{pm} — зазор между пуансоном и матрицей. На заключительном этапе обработки, т. е. при $\theta \approx \pi/2$, сила гибки имеет значение, определяемое CAD/CAE-моделированием, а максимальное значение сила гибки имеет на промежуточном этапе. Следовательно, изменение силы F по ходу обработки определяется, в основном, изменением угла θ, который по мере опускания инструмента увеличивается от 0 до α и задан с учетом рассчитанного выше пружинения после удаления детали из штампа для гибки.

Напряжение σ_s текучести с учетом упрочнения рассчитываем по формуле (2). Работа W деформации определяется интегралом от силы F по ходу гибки и может быть рассчитана, например, методами численного интегрирования как площадь под зависимостью изменения силы гибки от хода h инструмента. При заданном ходе h текущий угол θ и плечо l определяем геометрическими построениями. Значения F и W используют для выбора пресса и проектирования штампа.

CAD/CAE-моделирование испытания и гибки листа

На основании теории гибки [1—3] в CAD/CAE-системе MSC Marc создан проект и выполнено моделирование одноугловой гибки листовой заготовки в виде широкой полосы по радиусу r_p.

Решались следующие задачи:

1) определение ДНС заготовки с использованием трехмерных конечных элементов (КЭ);

2) исследование динамики перехода КЭ из упругого в пластическое состояние в ходе штамповки;

3) анализ вероятности образования трещины и разрушения заготовки в процессе штамповки;

4) расчет для проектирования технологического процесса таких параметров, как минимальный относительный радиус гибки и максимальный угол изгиба без разрушения заготовки, величина пружинения детали после штамповки и выталкивания ее из штампа, работа, затрачиваемая на штамповку, а также построение диаграммы изменения силы штамповки в зависимости от хода инструмента.

Схема процесса гибки показана на рис. 1 и описана в статье [1].

Размеры заготовки и штампа

Были выбраны размеры прямоугольной заготовки: длина всей заготовки $L = 15$ мм; длина выступающей части $L_1 = 8$ мм; длина прижатой части $L_2 = 7$ мм; наибольшая (с учетом верхнего предельного отклонения) толщина заготовки $s = 0{,}7$ мм; максимальный угол изгиба $\alpha = 90°$; $c_{pm} = s = 0{,}7$ мм. Ширина заготовки $b = 20$ мм и радиус скругления кромки инструмента $r_p = s = 0{,}7$ мм приняты согласно ГОСТ 14019—2003.

Для испытания и штамповки использовали заготовку из тонколистовой холоднокатаной низкоуглеродистой стали 01ЮТ ВОСВ ГЦ (ТУ 14-105-685—2002; ВОСВ — весьма особо сложная вытяжка; ГЦ — горяче-оцинкованный лист) с механическими свойствами (ГОСТ 11701—84): $E = 187\ 200$ Н/мм^2; отношение упругой относительной поперечной деформации к продольной деформации $\upsilon = 0{,}3$; плотность $\gamma = 7{,}8 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3; $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$) = 171 Н/мм^2; $\sigma_в = 304$ Н/мм^2; $\delta_р = 0{,}24$; относительное удлинение $\delta_f = 0{,}408$ после разрыва образцов длиной $l_0 = 80$ мм; истинный предел прочности $\sigma_{в\ ис} = \sigma_в(1 + \delta_р) = 377$ Н/мм^2. Диаграмму напряжения текучести в результате упрочнения заготовки с интенсивностью ε_i в процессе штамповки (рис. 2) строили по формуле [1—4] $\sigma_s = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\ ис}\varepsilon_i^n$ при $0 \le \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\ \lim}$ и $n = \ln[1 - \sigma_{0,2}/\sigma_{в\ ис})]/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$; $\sigma_s = \sigma_{s\ \lim} = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\ ис}\varepsilon_{i\ \lim}^n = \text{const}$ при $\varepsilon_{i\ \lim} < \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\ \max}$; в CAD/CAE-систему вводили значения ε_i и σ_s; $\varepsilon_{i\ \lim} = 0{,}335$ и $\sigma_{s\ \lim} = 416$ Н/мм^2; $\varepsilon_{i\ \max} = 0{,}5$ и $\sigma_{s\ \lim} = 416$ Н/мм^2 (см. таблицу).

Для повышения точности на начальных этапах гибки (интенсивное упрочнение) интервалы между значениями ε_i выбирали небольшими, а на конечных этапах (неинтенсивное упрочнение перед разрушением заготовки) — интервалы увеличили.

Ve0218.fm Page 44 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

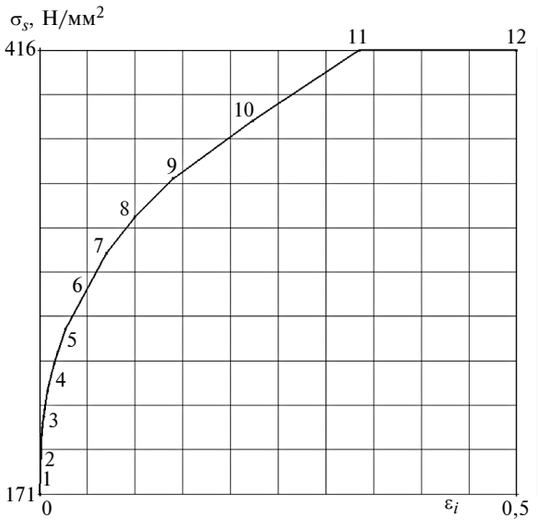


Рис. 2. Зависимость напряжения σ_s текучести от интенсивности ε_i деформаций в результате упрочнения заготовки в процессе обработки (*1—12* — номера точек из таблицы)

Толщину заготовки разделили на десять КЭ ($N_s = 10$), а по длине L заготовки нанесли сетки: в зоне изгиба — мелкую, а дальше — крупнее. На рис. 3, *а—г* (см. обложку) показана динамика гибки заготовки.

Динамика перехода КЭ из упругого состояния в пластическое и изменения ДНС в ходе гибки

На начальных этапах обработки заготовки переход КЭ из упругого состояния в пластическое исследовали по теории пластичности на основании уравнения интенсивности напряжений $\sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2}$, т. е. при $\sigma_i = \sigma_{0,2}$. Так как напряжения определяются по деформациям, то кроме уравнения пластичности в напряжениях использовали более точные уравнения пластичности в деформациях, которые описаны в статье [4]. При поэтапном нагружении КЭ заготовки переходит в пластическое состояние при $\varepsilon_{i\,e} = \varepsilon_{\lim e}$, когда интенсивность упругих деформаций $\varepsilon_{i\,e} = [(\sqrt{2})/3] \times \sqrt{[(\varepsilon_{x\,e} - \varepsilon_{y\,e})^2 + (\varepsilon_{y\,e} - \varepsilon_{z\,e})^2 + (\varepsilon_{z\,e} - \varepsilon_{x\,e})^2 + (3/2) \times (\gamma_{xy\,e}^2 + \gamma_{yz\,e}^2 + \gamma_{zx\,e}^2)]}$ достигнет предельного значения $\varepsilon_{\lim e} \approx \ln(1 + \sigma_{0,2}/E)$.

На рис. 4 (см. обложку) показано распределение интенсивностей ε_i деформаций в заготовке в начале перехода КЭ из упругого состояния в пластическое. Аналогичные распределения получены и для других параметров ДНС заготовки.

Сначала в пластическое состояние переходят элементы на наружном слое заготовки напротив скругления инструмента, где наибольшие значения σ_θ, ε_i, σ_i и $\sigma_i/\sigma_{0,2} \geq 1$. Далее элементы, перешедшие в пластическое состояние, начинают накапливать пластические деформации.

Затем в пластическое состояние переходят элементы на внутреннем (прилегающем к скруглению инструмента) слое заготовки, где наибольшие значения по модулю σ_θ, ε_i, σ_i и $\sigma_i/\sigma_{0,2} \geq 1$. Между наружными растянутыми и внутренними сжатыми элементами вблизи среднего сечения с радиусом $(r_p + s/2)$ находится нейтральная по деформациям и напряжениям поверхность с радиусом r_n, в которой элементы не перешли в пластическое состояние и не накапливают пластические деформации.

При дальнейшей гибке в зоне изгиба по толщине заготовки увеличивается радиальное (действующее из центра скругления инструмента) сжимающее напряжение σ_r в результате воздействия друг на друга прилежащих внутренних слоев заготовки. В результате в пластическое состояние переходят и начинают накапливать пластические деформации элементы, находящиеся и вблизи середины заготовки, вследствие чего пластическая деформация распространяется по всей толщине. Пластические деформации накапливаются, отношение $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ становится значительно больше единицы в результате упрочнения материала.

Далее число КЭ с накопленными пластическими деформациями и очаг пластических деформаций увеличиваются в окружном направлении и смещаются в направлении охвата заготовкой скругленной кромки инструмента. Элементы заготовки, которые уже изогнулись по инструменту и больше не изгибаются, разгружаются от напряжений и переходят из пластического состояния в упругое, сохраняя все накопленные пластические деформации. В первую очередь разгружаются элементы вблизи нейтральной поверхности. Накопленные этими элементами пластические деформации сохраняются, однако они меньше, чем деформации в наружном и внутреннем слоях заготовки.

Нейтральная поверхность, где наименьшие значения ε_i и $\sigma_i/\sigma_т$, в очаге пластических деформаций смещена от середины к поверхности инструмента в сторону сжатых элементов, причем чем меньше r_p/s, тем больше смещение.

ε_i	0	0,002	0,004	0,008	0,015	0,027	0,070	0,100	0,140	0,223
σ_s	171	204	214	228	243	262	304	324	345	377

Ve0218.fm Page 45 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

На заключительных этапах обработки очаг деформаций увеличивается, накапливаются пластические деформации. При выходе инструмента из контакта с заготовкой последняя разгружается от напряжений, под действием упругих деформаций происходит ее пружинение. Однако все КЭ, которые накопили пластические деформации за все время штамповки, при перемещении инструмента в исходное положение сохраняют эти пластические деформации. По их значениям можно определить и рассчитать упругие деформации и остаточные напряжения в отштампованной детали после разгрузки.

Определение деформаций и напряжений в заготовке при штамповке

Моделированием для всех этапов штамповки получены распределения по объему заготовки основных параметров ДНС и, в частности, на последнем этапе параметров ε_θ (рис. 5), ε_r (рис. 6) и ε_i (рис. 7) (см. обложку); а также отношения $\sigma_i/\sigma_т$, анализ которых показал, что на наружном слое заготовки, где при запредельных нагрузках появляется трещина, $\varepsilon_r \approx 0$ (см. рис. 6), т. е. деформирование наружного слоя широкой полосы близко к плоскому деформированию. Вероятность появления трещины определяет деформация ε_θ (см. рис. 5).

Если сузить интервал распределения ε_θ, можно определить опасное место и этап обработки, при котором может образоваться трещина (рис. 8) (см. обложку), которая начнет образовываться не из середины заготовки, а с острого угла, где наибольшие значения ε_θ.

На рис. 9 (см. обложку) показана диаграмма распределения толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях из КЭ по толщине заготовки из $N_s = 10$ слоев, позволяющая оценить вероятность появления трещины при гибке, по которой можно определить: размеры очага деформаций при заданном отношении $r_p/s = 1$; утонение наружных слоев и утолщение внутренних слоев; величину пружинения изогнутой полки детали от вертикальной поверхности неподвижного инструмента.

Распределение толщин слоев заготовки в опасном месте

Установлено, что КЭ заготовки, в котором при ухудшении условия деформирования в ходе обработки может появиться трещина, будет иметь минимальную толщину. На рис. 10 показано распределение толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях заготовки (при толщине нейтрального слоя $s/N_s = 0{,}07$ мм; $N_s = 10$), изображенных на рис. 9, в опасном сечении через центр закругления инструмента и КЭ с

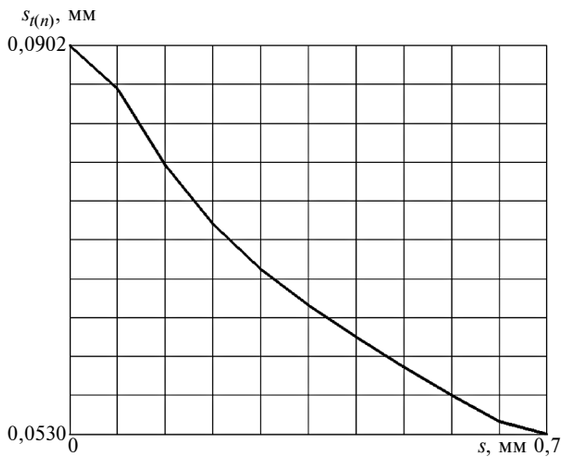


Рис. 10. График распределения толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях заготовки в опасном сечении очага деформации заготовки

минимальной толщиной на наружном слое. Очевидно, что трещина будет образовываться на наружном слое в КЭ с минимальной толщиной, при этом нейтральный слой будет смещаться.

Критерии разрушения заготовки в процессе обработки

Для исключения образования трещины и разрушения заготовки при гибке необходимо, чтобы во всех КЭ деформации и напряжения не превышали предельных значений. В качестве критерия можно использовать диаграмму предельных деформаций при гибке (ДПДГ), т. е. функцию $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$, которую получают при испытаниях на изгиб до образования трещины образцов различной ширины, вырезанных из испытуемого материала. Перед испытанием на наружную и внутреннюю поверхности в зоне изгиба наносят сетку из ячеек $d_1 \times d_2$ или диаметром d_0. Ячейки сетки не должны превышать радиус r_p. Вблизи трещины после изгиба окружности сетки становятся эллипсами с малой осью $l_{\min}$ и большой осью $l_{\max}$. При этом сдвиговые деформации и касательные напряжения в направлении осей эллипсов будут близки к нулю, тогда напряжения в направлении большой и малой осей эллипсов будут главными напряжениями σ_1 и σ_2. Третье главное напряжение σ_3 по нормали к наружной поверхности образца равно нулю, а на внутренней поверхности равно контактному напряжению. Оси $l_{\min}$ и $l_{\max}$ измеряют и рассчитывают предельную максимальную деформацию $\varepsilon_\theta = \varepsilon_1 = \varepsilon_{1\,\lim} = \ln(l_{\max}/d_1) = \ln(l_{\max}/d_0)$ как функцию $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$ от минимальной деформации $\varepsilon_2 = \ln(l_{\min}/d_2) = \ln(l_{\min}/d_0)$ в центре ячейки. Третью главную деформацию утонения $\varepsilon_3 = \varepsilon_s = \varepsilon_{3\,\lim} = \ln(s_t/s)$ рассчитывают или по ре-

зультатам измерения толщины s_t в центре ячейки, или из условия $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$ несжимаемости листа: $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$. Если измеряют три деформации ε_1, ε_2 и ε_3, то условие несжимаемости используют для оценки точности измерений. При испытаниях с целью построения ДПДГ определяют также прочность слоев биметаллов, композитных материалов, покрытий листа и эффективность применяемых смазочных материалов. Чем выше ДПДГ, тем пластичнее материал, а следовательно, более пригоден для гибки.

На производстве для оценки штампуемости детали на листовую заготовку наносят делительную сетку. После гибки в опасных зонах для каждой ячейки сетки рассчитывают деформации ε_1, ε_2, ε_3, ε_i, для каждой деформации ε_2 по ДПДГ определяют предельную $\varepsilon_{1\,\lim}$, рассчитывают $\varepsilon_{3\,\lim} = -\varepsilon_{1\,\lim} - \varepsilon_2$ и предельную интенсивность $\varepsilon_{i\,\lim}$ деформаций по формуле $\varepsilon_{i\,\lim} = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_{1\,\lim}^2 + \varepsilon_{1\,\lim}\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$. Далее определяют штампуемость детали по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу пластичности P_m ($m = 1, s, i$) до разрушения заготовки на основании деформаций ε_k ($k = 1, 3, i$).

Первые три критерия вероятности образования трещины:

первый — $C_1 = \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\lim}$ и $P_1 = (1 - \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\lim})100$;

второй — $C_s = \varepsilon_3/\varepsilon_{3\,\lim}$ и $P_s = (1 - \varepsilon_3/\varepsilon_{3\,\lim})100$;

третий — $C_i = \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\lim}$ и $P_i = (1 - \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\lim})100$.

Если C_1, C_s, C_i больше соответственно $C_{1\,\lim}$, $C_{s\,\lim}$, $C_{i\,\lim}$, равны или больше единицы или P_1, P_s, P_i меньше $P_{1\,\lim}$, $P_{s\,\lim}$, $P_{i\,\lim}$, то назначают конструкторские или технологические мероприятия для уменьшения деформаций в опасных зонах.

Первый критерий разрушения заготовки можно сформулировать так: на каждом этапе обработки во всех КЭ значения деформаций ε_1, ε_2 должны располагаться ниже ДПДГ и обеспечивать запас пластичности P_m. При известных деформациях ε_2, ε_1, $\varepsilon_{1\,\lim}$ принимают P_1 до ДПДГ за 100 %.

Так как при гибке широкой полосы на верхний слой заготовки внешние силы не воздействуют, то он деформируется под действием плоского напряженного состояния (ПНС) и плоского деформированного состояния (ПДС).

Сформулируем четвертый критерий образования трещины. На каждом этапе обработки для каждого КЭ относительную интенсивность напряжений $\sigma_i' = \sigma_i/\sigma_{0,2}$ можно рассчитать по формуле $\sigma_i' = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2/\sigma_{0,2}}$. Значение σ_i' не должно превышать предельного значения $\sigma_{i\lim}' = [\sigma_{0,2} + \sigma_в(1 + \delta_р)\varepsilon_{i\lim}^n]/\sigma_{0,2}$, $C_\sigma = \sigma_i'/\sigma_{i\lim}'$ ($\varepsilon_{i\,\lim}$ находится по ДПДГ), где $n = \ln\{1 - \sigma_{0,2}/[\sigma_в(1 + \delta_р)]\}/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$, при этом должен быть запас пластичности $P_\sigma = = (1 - \sigma_i'/\sigma_{i\lim}')100$ по напряжениям (рекомендуется $P_\sigma > \delta_р$). Значения $\sigma_1' = \sigma_1/\sigma_{0,2}$, $\sigma_2' = \sigma_2/\sigma_{0,2}$, $\sigma_i' = \sigma_i/\sigma_{0,2}$ должны располагаться ниже диаграммы предельных напряжений (ДПНГ) $\sigma_{1\,\lim}' = f(\sigma_2')$ и диаграммы предельных интенсивностей напряжений (ДПИНГ) $\sigma_{i\lim}' = f(\sigma_2')$ и обеспечивать запас пластичности. ДПНГ строят с помощью ДПДГ по уравнениям, связывающим напряжения и деформации. Приближенно, ДПНГ соответствует предельным эллипсам пластичности: $(\sigma_{1\,\lim}')^2 - \sigma_{1\,\lim}'\sigma_2' + (\sigma_2')^2 = (\sigma_{i\lim}')^2$, и, как правило, располагается в первом, реже и во втором, квадранте системы координат $\sigma_{1\,\lim}'$, σ_2'.

Пятый критерий образования трещины: при штамповке детали из листовой заготовки и, в частности, при гибке максимальная сила штамповки F, видимая на приборе обрабатывающего оборудования, не должна превышать предельную силу $F_{\lim}$ и обеспечивать запас P_F пластичности заготовки по силе F. Сила $F_{\lim}$ определяется экспериментально изменением параметра штамповки, например, при уменьшении отношения r_p/s до образования трещины.

При штамповке должен обеспечиваться коэффициент использования пластичности по силе обработки: $C_F = F/F_{\lim} < 1$ при $P_F = (1 - F/F_{\lim})100 > P_{F\,\lim}$. Силу $F_{\lim}$ можно рассчитать по приводимым выше формулам теории гибки или получить CAD/CAE-моделированием. Ввиду приближенного расчета значение $P_{F\,\lim}$ увеличивают до значения $2\delta_р$.

Расчет деформаций заготовки с помощью делительной сетки можно заменить или совместить с CAD/CAE-моделированием, при этом также необходимо иметь ДПДГ. Если ДПДГ нет, то при CAD/CAE-моделировании задают $P_{s\,\lim} \geq \delta_р$, и чтобы утонение верхнего слоя при гибке не превысило $\varepsilon_{3\,\lim} = \ln(1 + \delta_р)$.

При CAD/CAE-моделировании и проектировании операции гибки широкой полосы можно применять формулы для предельной деформации $\varepsilon_{1\,\lim}$ и интенсивности деформаций $\varepsilon_{i\,\lim}$: $\varepsilon_{1\,\lim} = (\varepsilon_р + \varepsilon_f)/2$; $\varepsilon_{i\,\lim} = (2/\sqrt{3})\varepsilon_{1\,\lim}$ при $\varepsilon_2 = 0$, где $\varepsilon_р = \ln(1 + \delta_р)$; $\varepsilon_f = \ln(1 + \delta_f)$.

Поскольку ДПДГ строят редко, и в справочниках они отсутствуют, то можно использовать диаграмму предельных деформаций (ДПД) $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$, диаграмму предельных утонений (ДПУ) $\varepsilon_3 = f(\varepsilon_2)$, диаграмму предельных интенсивностей деформа-

Ve0218.fm Page 47 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ций (ДПИД) $\varepsilon_i = f(\varepsilon_2)$ и диаграмму предельных интенсивностей напряжений (ДПИН) $\sigma'_i = f(\varepsilon_2)$.

На рис. 11 ДПД построена по испытаниям на одноосное растяжение (ГОСТ 11701—84) и двухосную формовку листов плоским или полусферическим пуансоном, затем достроены ДПУ, ДПИД и ДПИН [4] для стали 01ЮТ.

При гибке и испытаниях формовкой растяжения наружного слоя и сжатия внутреннего слоя заготовки отличаются. При формовке деформации ε_1 и ε_2 в направлении толщины заготовки одинаковые, а ε_2 может достигать больших значений и при сжатии, и при растяжении. При гибке деформация $\varepsilon_1 = \varepsilon_\theta$ в направлении толщины заготовки отличается, при этом деформация ε_2 в направлении ширины заготовки незначительная, так как сдерживается соседними слоями вблизи нейтральной поверхности, на которой $\varepsilon_2 \approx 0$.

В данном примере моделированием получено: 1) при максимальном рабочем ходе инструмента $\varepsilon_{1\,max} = 0{,}333$ при $\varepsilon_2 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{1\,lim} = 0{,}291$ при $\varepsilon_2 = 0$, следовательно, $\varepsilon_{1\,max} > \varepsilon_{1\,lim}$; 2) $\varepsilon_{i\,max} = 0{,}378$ при $\varepsilon_2 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{i\,lim} = 0{,}336$ при $\varepsilon_2 = 0$, следовательно, $\varepsilon_{i\,max} > \varepsilon_{i\,lim}$; 3) для верхнего первого слоя заготовки $s_{1\,min} = 0{,}0516$ мм при $s_1 = s/N_s = 0{,}07$ мм [или $\varepsilon_{3\,min} = \ln(s_{1\,min}/s_1) = -0{,}305$], при этом по ДПД $\varepsilon_{3\,lim} = -0{,}291$ при $\varepsilon_2 = 0$ [или $s_{lim} = 0{,}0524$ мм], следовательно, $|\varepsilon_{3\,min}| > |\varepsilon_{3\,lim}|$ или $s_{1\,min} < s_{lim}$. По данным трем критериям при гибке на внешнем слое заготовки возможно образование трещины.

В опасном элементе с минимальной толщиной на внешнем слое заготовки $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{max} = 2{,}282$ при $\varepsilon_2 \approx 0$, при этом по ДПИН $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{lim} = 2{,}433$ при $\varepsilon_2 = 0$ (см. рис. 11), следовательно, $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{max} < (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{lim}$, т. е. опасности образования трещины нет, однако запас пластичности $P_\sigma = [1 - (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{max}/(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{lim}]100 = 6$ % небольшой, и $P_\sigma < \delta_p = 24$ %. Так как при моделировании погрешность вычисления деформаций не превышает 10 %, а погрешность вычисления напряжений через деформации составляет до 30 %, то при анализе вероятности образования трещины на заготовке при гибке необходимо ориентироваться на приведенные выше более точные три критерия на основании деформаций.

Таким образом, при одноугловой гибке листов и широких полос по радиусу $r_p/s = 0{,}7/0{,}7$ на внешнем слое заготовки возможно образование трещины. Для уменьшения деформаций в опасной зоне можно применить следующее.

Конструкторские мероприятия: изменить геометрию изгибаемой детали; увеличить r_p/s, s и зазор

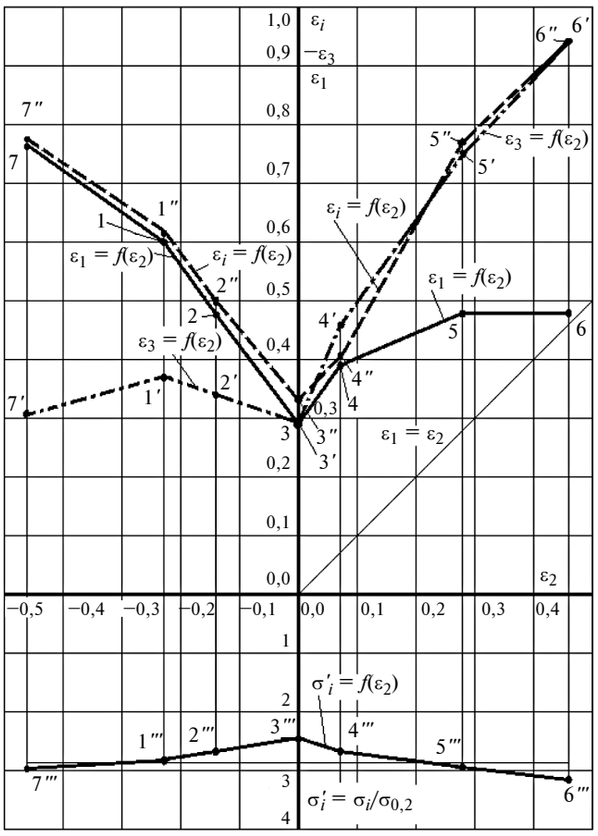


Рис. 11. Экспериментальные диаграммы ДПД [$\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$] (——), ДПУ [$\varepsilon_3 = f(\varepsilon_2)$] (–·–), ДПИД [$\varepsilon_i = f(\varepsilon_2)$ (- - -), ДПИН [$\sigma'_i = f(\varepsilon_2)$] (——)

между пуансоном и матрицей; использовать заготовку с более высокими пластическими свойствами, например, с увеличенным δ_p; изменить материал инструмента; выполнить напыление на инструмент для уменьшения коэффициента трения.

Технологическое мероприятие: уменьшить коэффициент трения в контакте заготовки и штампа для более равномерного распределения деформаций в очаге деформаций применением эффективного смазочного материала.

Промоделировав процесс штамповки для различных радиусов, можно определить минимальный радиус r_{min} гибки или r_{min}/s для различных углов изгиба (шестой критерий образования трещины): $C_r = r_{min}/r_p$ и $P_r = (1 - r_{min}/r_p)100$ по r_{min}.

Очевидно, что на начальных этапах данной обработки заготовки по мере увеличения угла изгиба (или угла охвата заготовкой скругленной кромки инструмента) значения ε_1, ε_i, ε_3, $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ быстро приближаются к предельным значениям. Моделированием можно определить, при каком предельном угле α_{lim} изгиба появляется опасность образования трещины. Следовательно, можно сформулировать рекомендации по проектированию технологии

Ve0218.fm Page 48 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

штамповки, чтобы избежать образования трещины. Таким образом, седьмой критерий образования трещины: $C_\alpha = \alpha/\alpha_{\lim}$ и $P_\alpha = (1 - \alpha/\alpha_{\lim})100$ по $\alpha_{\lim}$.

На рис. 3, *б* показан предельный угол гибки $\alpha_{\lim} = 44°$, при котором значения ε_1, ε_i, ε_3, $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ в наружном слое заготовки достигли предельных значений с учетом запасов пластичности.

Если при моделировании выявлена опасность образования трещины на заготовке при данных условиях штамповки, то следует внести изменения в расчетную модель штамповки и снова выполнять моделирование до тех пор, пока не будет достигнута штамповка детали без образования трещины.

При большом запасе пластичности по критериям P_1, P_s, P_i, P_σ, P_F, P_r, $P_\alpha > \delta_p$ в целях экономии можно использовать менее дорогой материал или меньшей толщины.

Аналогично проведен анализ штампуемости детали из заданной заготовки на основании других параметров ДНС заготовки.

Пружинение заготовки после гибки

На рис. 3, *г* видно, что после гибки отогнутая полка детали сместилась на угол $\Delta\alpha$ под действием упругих деформаций, которые всегда сопровождают пластические деформации [1]. Угол пружинения можно рассчитать разными методами, например по формуле $\Delta\alpha \approx \mathrm{arctg}(l_x/l_y)$, где l_x — линейное пружинение нижней точки полки, l_y — длина полки.

Также исследованы изменения сил, действующих на штамповочный инструмент в ходе обработки, которые зависят от ряда факторов: размеров и материала заготовки, угла изгиба заготовки, радиуса скругления кромок инструмента и пр. С учетом силы и работы, затрачиваемой на обработку заготовки, выбирают прессовое оборудование и проектируют оснастку.

На способы и штампы для испытаний листов и полос на изгиб получены патенты РФ: 2308697, 2333471, 2344404, 2344405, 2344406, 2359243, 2362138, 2370748, 2399036.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 1. Одноугловая гибка // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 67—72.

2. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 2. Двухугловая гибка без прижима заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 9. С. 61—67.

3. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 3. Двухугловая гибка с прижимом заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 10. С. 60—66.

4. **Жарков В. А.** Испытания материалов // Вестник машиностроения. 2016. № 6; 2017. № 1, 4, 8, 11.

УДК 621.762.5

А. Т. МАМЕДОВ, д-р техн. наук, С. М. РУСТАМОВА (Азербайджанский ТУ, г. Баку), e-mail: ariff-1947@mail.ru

Влияние температуры промежуточного спекания на свойства порошковых материалов

Рассматривается влияние температуры промежуточного спекания и давления после первого прессования на плотность и твердость обычных и легированных железографитовых порошковых материалов.

Ключевые слова: порошковые материалы, первичное прессование, промежуточное спекание, твердость, плотность, стеарат цинка, давление прессования, температура спекания.

The influence of intermediate sintering temperature and pressure after the first pressing on the density and hardness of conventional and alloyed iron-graphite powder materials is considered.

Keywords: powder materials, primary pressing, intermediate sintering, hardness, density, zinc stearate, pressing pressure, sintering temperature.

Существуют два принципиально разных пути улучшения структуры и механических свойств конструкционных порошковых сталей: первый — уменьшение пористости структуры материала и ее гомогенизация; второй — легирование материала. Второй путь нежелателен из-за высокой стоимости и дефицитности легирующих элементов, особенно для серийного и массового производств. Для повышения плотности конструкционных материалов разработаны новые методы снижения пористости, например методы динамического воздействия, большинство из которых ввиду большой стоимости и сложности не нашли широкого применения [1—4].

Было бы неправильным считать, что возможности самого практичного метода получения конструкционных порошковых материалов — холодного прессования порошков, исчерпаны. Для повы-

Ve0218.fm Page 49 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

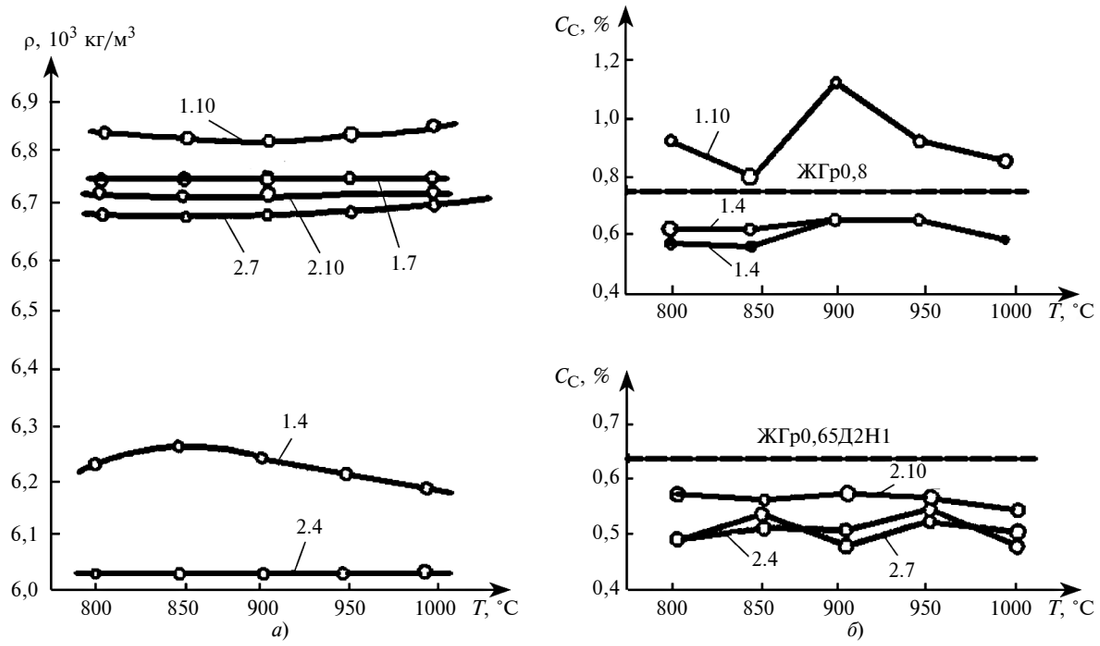


Рис. 1. Зависимости плотности ρ (*а*) и содержания C_C углерода (*б*) от температуры *T* спекания:

на кривых цифры 1 и 2 соответствуют шихтам ЖГр0,8 и ЖГр0,65Д2Н1, цифры 4, 7 и 10 соответствуют давлению прессования шихт 400, 700 и 1000 МПа

шения комплекса физико-механических свойств порошковых углеродистых и малолегированных материалов одной из перспективных является технология многократного, например двукратного прессования (первичного и вторичного) и последующего спекания. В связи с этим целесообразно исследовать их влияние на структуру и физико-механические свойства конструкционных порошковых материалов.

Изучено влияние двукратного прессования и спекания на структуру и свойства конструкционных порошковых материалов, обладающих достаточной прочностью и высокой износостойкостью при высоких нагрузках.

Исследовали образцы из порошков двух составов: ЖГр0,8 и ЖГр0,6Д2Н1. Предварительное холодное прессование проводили на гидравлическом прессе HPM-100S при давлении 400÷1000 МПа. В качестве основы для состава ЖГр0,6Д2Н1 использовали низколегированный железный порошок марки ПЖР-НЛ, полученный распылением, с содержанием легирующих элементов 2 % Cu и 1 % Ni. В лабораторных и промышленных условиях были спрессованы образцы втулок и призма размерами 10 × 10 × 55 мм, последующую обработку которых полностью проводили на производственном оборудовании.

Спрессованные образцы подвергали промежуточному спеканию при температуре 800÷1000 °С в печи Koyo Lindberg. В качестве защитного газа использовали эндогаз с температурой точки росы −15 °С. Изотермическая выдержка в зоне спекания составила τ = 40 мин. Во всех случаях в зоне нагрева поддерживалась постоянная температура 500 ± 10 °С.

При кратковременной выдержке образцов процесс спекания не завершится, т. е. пока не произойдет достаточно полное диффузионное взаимодействие частиц порошков. В этом случае проходят следующие процессы: парообразование и удаление технологической смазки (стеарата цинка $C_{36}H_{70}O_4Zn$); снятие наклепа из частичек порошка; полное восстановление оксидов; неполное спекание спрессованных брикетов в монолит. Следовательно, в этом случае прочность детали будет низкой, хотя ее физико-механические свойства достаточно резко отличаются от свойств спрессованной шихты.

На рис. 1, *а*, *б* приведены соответственно зависимости плотности ρ и содержания C_C углерода от температуры *T* спекания для образцов, спрессованных при давлениях 400, 700 и 1000 МПа.

Зависимости на рис. 1, *а* показывают, что образец из ЖГр0,8, спрессованный при давлении 400 МПа, имеет максимальную плотность при температуре спекания 850 °С и минимальную — при 1000 °С. Однако плотность образцов того же состава, но спрессованных при давлениях 700 и 1000 МПа, мало зависит от температуры спекания: плотность образцов, полученных при давлении 700 МПа, больше плотности образцов, полученных при 1000 МПа.

Ve0218.fm Page 50 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

В отличие от образов из ЖГр0,6Д2Н1 образцы из Жгр0,8 имеют разную зависимость плотности от температуры спекания и давления прессования. Плотность образцов из ЖГр0,6Д2Н1 мало зависит от температуры спекания, но с ее повышением несколько увеличивается, как и с повышением давления прессования. Эти образцы имеют максимальную плотность при давлении 1000 МПа и последующем промежуточном спекании при 1000 °С.

Химический анализ после отжига образцов из шихты ЖГр0,8, спрессованных при давлениях 400 и 700 МПа и спеченных в среде эндогаза, показал некоторое их обезуглероживание (см. рис. 1, *б*). В образцах, спрессованных при давлении 1000 МПа, наоборот, наблюдалось науглероживание, особенно значительное при 900 °С, что требует объяснения. Образцы из ЖГр0,6Д2Н1 при всех температурах спекания в той или иной степени обезуглероживаются. Однако и в этом случае изменение содержания углерода в прессовке значительно зависит от давления прессования шихты (см. рис. 1, *б*). Отсюда следует, что процесс спекания зависит от пористости прессовок, которая, как и плотность, зависит от давления первичного прессования.

Наиболее интересные результаты получены для образцов 1.10 (10 шт.), спрессованных при давлении 1000 МПа (см. рис. 1, *а* и *б*). Как отмечалось, некоторые образцы, спрессованные при 700 °С, имели признаки недопрессованности. На образцах из состава ЖГр0,8, спрессованных при давлениях 800, 900 и 1000 МПа, наблюдались расслойные трещины, расположенные по направлению прессования. Однако образцы из ЖГр0,6Д2Н1, полученные при давлении 1000 МПа, имеют достаточно большую плотность и достаточное количество мелких, в основном закрытых, пор.

При постоянных температурах в зонах спекания и скорости ленты конвейера (время выдержки в зоне спекания) при переходе из предварительной зоны спекания в основную зону увеличивается скорость нагрева образцов при первичном спекании. Зависимости на рис. 1, *б* показывают, что при температуре первичного спекания 800÷1000 °С стеарат цинка не успевает испаряться через поровые каналы, при большой скорости конвейера он разлагается и металл науглероживается. Это происходит уже при температуре 800 °С. При температуре образцов выше 850 °С повышение скорости нагрева приводит к более полной дегазации. В результате повышения давления некоторое количество замкнутых пор открывается, а образцы расширяются (кривая 1.10 на рис. 1, *а* свидетельствует о некоторых уменьшениях плотности). Самое большое разложение стеарата цинка происходит при 900÷950 °С. При этой температуре спекания происходит максимальное науглероживание образцов 1.10. Дополнительный химический анализ показал наличие цинка в образцах, что подтверждает науглероживание в результате разложения стеарата цинка. При этой же температуре наблюдается некоторое спекание, в интервале температур 900÷950 °С плотность образцов несколько увеличивается, после извлечения из матрицы образовавшиеся на прессовках трещины растягиваются (из равноосного состояния переходят в неравноосное).

При повышении температуры в зоне спекания (T_1 > 900 °С) образцы нагреваются с такой скоростью, что расслойные трещины в разупрочненных образцах заметно расширяются. Это особенно заметно при 1000 °С, несмотря на то что в зоне выдержки расслойные трещины почти закрываются. Содержание углерода в образцах также уменьшается.

Подобным образом можно объяснить поведение и других образцов, что подтверждают зависимости на рис. 1, *б*. Однако следует отметить, что разные химические составы материалов и формы частиц порошков также оказывают влияние на конечное содержание углерода в спеченных образцах.

При прессовании железного порошка ПЖР-НЛ круглые частицы, содержащиеся в нем, подвергаются пластической деформации. В результате поры объединяются и по ним легко удаляется пластификатор. Большое обезуглероживание образцов из порошка ЖГр0,65Д2Н1 объясняется повышенной концентрацией оксидов (до 0,5 %).

Свободная дегазация образцов из ЖГр0,65Д2Н1 способствует сохранению первичной плотности (перелом кривых 2.4 и 2.7 на рис. 1). Некоторое уменьшение плотности прессовок, полученных при давлении 1000 МПа, объясняется снижением прочности образцов (рис. 2). Большая плотность после спекания объясняется эффективным влиянием меди и никеля, растворенных в металле до его распыления, которые облегчают деформацию частиц порошка при прессовании и спекание.

Сильно развитые поверхности образцов из порошка ПЖ2М3 с большим количеством мелких

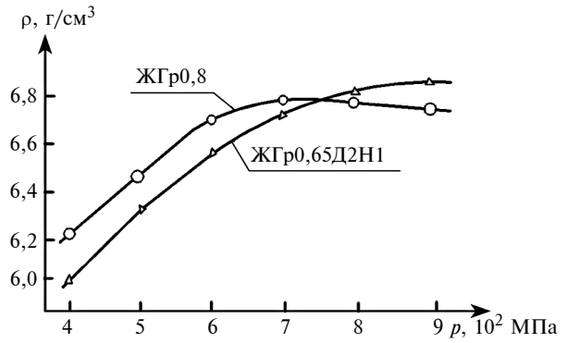


Рис. 2. Зависимости плотности ρ образцов из ЖГр0,8 и ЖГр0,65Д2Н1 от давления *p* прессования

Ve0218.fm Page 51 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

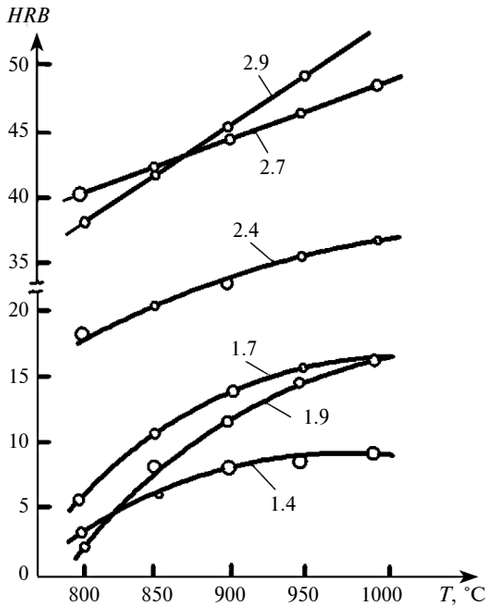


Рис. 3. Зависимости твердости *HRB* образцов от температуры *t* их первичного спекания

частиц подвергаются изгибающей и скручивающей деформации при прессовании и при спекании образуют множество замкнутых пор.

Разупрочнению прессовок в значительной степени способствуют внутренние упругие силы и газы.

Большинство контактов частиц друг с другом создается в процессе спекания при низких температурах (см. рис. 1, *б*). Однако в образцах, спрессованных при давлении 400 МПа и имеющих много крупных замкнутых пор, из-за слабого взаимодействия между частицами, дегазации при спекании и увеличения скорости нагревания, давление внутри пор повышается, связи между ними разрываются и в результате плотность образцов уменьшается. Наибольшую прочность имеют образцы, полученные при высокой скорости прессования под давлением 700 МПа. В процессе спекания дегазация образцов проходит без разупрочнения.

На рис. 3 приведены зависимости твердости от давления и температуры спекания. Прочность прессовок из порошка ЖГр0,8, полученных при давлении 700 МПа, больше прочности прессовок, полученных при 1000 МПа.

При повышении температуры спекания порошка ЖГр0,65Д2Н1 твердость образцов значительно повышается, что объясняется образованием мелкодисперсного перлита в структуре. Самая большая твердость у образцов, спрессованных при 1000 МПа и спеченных при 1000 °С. Однако относительно большая прочность образцов из ЖГр0,65Д2Н1 при повторном прессовании может вызвать затруднения при их компактировании.

Выводы

1. Получение герметичных и безпористых образцов при давлениях 400÷1000 МПа однократным прессованием и спеканием с использованием выпариваемых летучих и парообразующих пластификаторов затруднительно, так как в результате дегазации при спекании поры соединяются друг с другом. Этот вопрос требует специальных исследований.

2. При промежуточном спекании в обоснованных случаях, например для получения эффективного сечения поровых каналов в соответствии с величиной открытой пористости, повышение давления повторного прессования до 1000 МПа и более может быть оправданным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Радомысельский И. Д.** Применение методов порошковой металлургии для изготовления конструкционных деталей машин и пути расширения номенклатуры порошковых деталей на машиностроительных и приборостроительных предприятиях // Порошковая металлургия. 1980. № 11. С. 89—95.

2. **Pat. 41-55754 USA.** Method of producing high density iron — base materiaLynn Jean C.

3. **Jorthon D., Daviel T. J.** The effect of lobricotion on the pressinq of metal powder compacts // Powder metallurgy. 2003. N. 11. P. 11—22.

4. **Петросян Г. Л.** О теории пластичности пористых тел // Известия вузов. Машиностроение. 1977. № 5. С. 10—14.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

Ve0218.fm Page 52 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.762:669.701

Ф. Р. РАСУЛОВ, канд. техн. наук, Б. Б. МУСУРЗАЕВА (Азербайджанский ТУ, г. Баку), e-mail: resulovfr@gmail.com

Пропитка порошкового композита жидким металлом в процессе литья

Рассматривается получение покрытия на отливках путем пропитки порошкового композита жидким металлом непосредственно в процессе литья. Установлено, что качество взаимодействия частиц порошка с расплавом определяется глубиной фильтрации пористого вещества, которая зависит от смачиваемости, вязкости, поверхностного натяжения и температуры перегрева расплава.

Ключевые слова: отливка, пропитка, композиционное покрытие, тепловое воздействие, износостойкость, коррозионная стойкость.

The preparation of a coating on castings by impregnating a powder composite with a liquid metal directly during the casting process is considered. It is established, that the quality of interaction of powder particles with the melt is determined by the depth of filtration of the porous substance, which depends on wettability, viscosity, surface tension and melt overheating temperature.

Keywords: casting, impregnation, composite coating, thermal action, wear resistance, corrosion resistance.

Один из путей повышения качества и работоспособности металлических отливок и деталей из них — создание функциональных покрытий на их поверхностях непосредственно в процессе литья. Для этого при изготовлении песчано-глинистой формы на ее рабочие поверхности наносится композиционная порошковая пористая намазка, содержащая заданные компоненты. Наносимая на поверхность литейной формы жидко-стекольная намазка после сушки имеет пористость 32÷43 %, что благоприятно для проникновения расплава в поры и образования после кристаллизации на поверхности отливки функционального покрытия.

Процесс пропитки слоя порошкового композита расплавом реализуется в три этапа: подвод расплава к поверхности намазки; проникновение расплава через границу раздела "жидкий металл — намазка"; адгезия частиц порошка намазки с расплавом на граничащих поверхностях (рисунок).

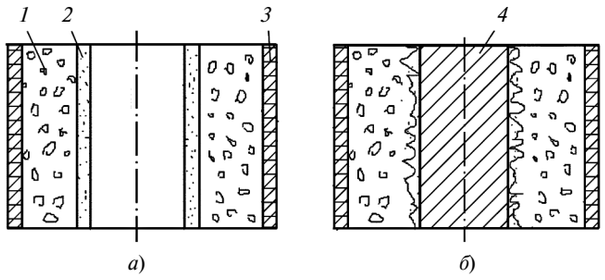
Каждый из этапов при определенных условиях может стать контрольным и лимитировать эффективность пропитки. В общем случае эффективность пропитки можно контролировать на разных этапах, используя одновременно разные лимитирующие факторы. Так, подвод расплава к поверхности порошковой намазки является постоянно действующим лимитирующим фактором. В неизотермических условиях пропитки вместе с этим фактором могут действовать и другие факторы: частичное блокирование поверхности намазки затвердевающей коркой расплава связки; частичное слияние предварительно осажденных кристаллов металла связки.

Тепловое воздействие пропитки на порошковую намазку исключает окисление отливки и способствует получению более плотных и толстых до 15 мм (в случае получения нового сплава непосредственно при заливке металла) слоев на ее поверхности, а также созданию нейтрального или заранее заданного напряженного состояния.

Развитие обработки композиционных порошковых материалов жидким металлом (инфильтрация) позволило получать отливки с дифференцированными свойствами (ДС). В частности, отливки с ДС в промышленных условиях получены введением в жидкий чугун разных модификаторов и дисперсных порошков [1]. Например, при высоких механических свойствах чугуна можно отливать втулки с более тонкой стенкой. Уменьшение толщины стенки составляет 22 %, благодаря чему снижается себестоимость втулок, полученных с принудительным охлаждением при кристаллизации.

В настоящее время сплавы с ДС, получаемые термическим, плазменным или электронно-лучевым напылением в виде пленок толщиной до 1,5 мм, используют для оптимизации структуры и некоторых физических свойств полупроводниковых и сверхпроводящих материалов [2].

В описанных случаях на границах раздела разных компонентов материала одной детали имеет место резкое изменение его состава и свойств. Однако такие изменения не всегда обеспечивают требуемую работоспособность деталей, например валков для прокатки зубьев ковшей экскаваторов и др. В таких случаях работоспособность можно



Схемы образования функционального покрытия на поверхности отливки до заливки (*а*) и после формирования покрытия (*б*):
1 — опока; *2* — формовочная смесь; *3* — композиционная намазка; *4* — отливка с функциональным покрытием

повысить только плавным закономерным изменением свойств, а следовательно, и состава материала. Для этого изготовлять детали лучше из материала с изменяющимся составом.

Все чаще для получения деталей с ДС используют пропитку порошковых композитов на определенную глубину. Интерес к этому методу связан с тем, что можно изготовлять отливки из композиций с заранее заданными свойствами, получение которых другими методами или невозможно, или нерационально. Основное преимущество метода по сравнению с другими методами поверхностно-упрочняющей обработки — получение изделий сложной формы при высокой производительности. Так, у отливок, поверхностно обработанных композиционными порошкообразными материалами, повышаются прочность, вязкость и износостойкость [3—7]. Получение отливок с ДС по толщине стенки возможно в результате обоснованного выбора обмазки и расплава чугуна, изменения условий охлаждения и режима термической обработки материала.

Приведенные соображения показывают необходимость расширения возможностей метода пропитки: создание новых способов; оптимизация параметров ранее разработанных вариантов; дальнейшее улучшение характеристик композиционных материалов и отливок. Особое внимание следует уделить методу пропитки, используемому для производства биметаллических отливок, представляющих собой композиционное покрытие (КП) с высокими эксплуатационными свойствами, связанное с основой отливки.

Исследования методики пропитки слоя композитов из твердых сплавов расплавом серого и белого чугунов на определенную глубину позволяют исключить влияние побочных технологических факторов на процесс и установить их влияние на свойства металла КП и основы. Такими факторами являются: продолжительность процесса и взаимодействие порошкового материала и металла основы при пропитке в период контакта с расплавом и при дальнейшем охлаждении. Это приводит к разрушению оксидных пленок на смачиваемых поверхностях и регулируется взаимодействием поверхности частиц с расплавом чугуна.

Изученные способы получения отливок с ДС включают следующие процессы:

смешивание разнородных порошкообразных компонентов при регулируемом соотношении их масс;

нанесение порошковой пасты на рабочую поверхность литейной формы и сушка слоя намазки;

сборка формы и заливка жидкого металла;

расплавление базового сплава (чугуна);

пропитка и затвердевание КП и отливки;

удаление отливки с композиционным покрытием (ОКП) из литейной формы.

Проведенные опыты показали высокую эффективность технологии литья с пропиткой порошковой намазки расплавом при формировании ОКП для деталей сложных форм. При этом достигаются высокое качество поверхности изделий, технологичность процесса и его экономичность. Эта технология может успешно конкурировать с известными способами изготовления биметаллических деталей.

При диффузионном характере образования переходного слоя между частицами порошка и жидким и затвердевающим расплавом (чугуном) увеличение его толщины можно выразить уравнением [8, 9]:

$$\mathrm{d}n = -Dq\frac{\Delta c}{\delta}\,\mathrm{d}\tau,$$

где $\mathrm{d}n$ — количество вещества, диффундирующего за время $\mathrm{d}\tau$ через сечение q; $\Delta c/\delta$ — уменьшение концентрации c вещества по толщине δ слоя на поверхности чугунной отливки; D — коэффициент диффузии.

После небольших преобразований, приняв коэффициент $D = \mathrm{const}$ и концентрацию на границе слоя $c = \mathrm{const}$, получим зависимость толщины δ диффузионной зоны от времени τ выдержки, в которой учитывается также и влияние температуры T:

$$\delta = 2\sqrt{A\tau}\,\mathrm{e}^{-\frac{B}{RT}},$$

где A и B — постоянные; R — газовая постоянная.

Если процесс диффузии рассматривать при постоянной температуре, то член $\mathrm{e}^{-\frac{B}{RT}}$ будет величиной постоянной и, следовательно, получим:

$$\delta^2 = 4A\tau c, \qquad (1)$$

где A, c — постоянные величины.

Уравнение (1) подтверждает параболическую зависимость увеличения переходного слоя во времени в координатах δ^2, τ.

Глубина h пропитки зависит как от физико-химических свойств, так и от времени τ контакта частиц порошка и расплава металла связки и может быть определена по формуле

$$h = (1/\pi)\sqrt{\sigma_m \cos\theta r_e \tau/\eta_m},$$

где r_e — эффективный радиус каналов пор; η_m — коэффициент динамической вязкости; τ — продолжительность инфильтрации, обеспечивающая качественную связку.

Толщина изделия с учетом диффузионного слоя, получаемая за время τ, определяется по формуле

$$\tau_L = 4\eta_m L^2/(r_e\sigma_m\cos\theta \pm gV\gamma_m r_e^2/s),$$

где L — толщина изделия; σ_m — поверхностное натяжение расплава; g — ускорение свободного падения; V — исходный объем пор; γ_m — плотность сплава; s — поперечное сечение полученного изделия.

Термодинамические расчеты показали, что при содержании 9÷18 % Ni скорость его диффузии значительно больше, чем углерода C и других элементов — постоянных примесей в сером чугуне. Поэтому выделение графита в кристаллизующихся отливках ускоряется (при наличии Cr графит не выделяется). Сопоставление приведенных зависимостей образования диффузионного слоя и выделения графита показало, что для устранения пористости в КП отливок необходимо обеспечить стабильное соединение частиц порошковой намазки и кристаллизующегося чугуна в указанных пределах.

Повышение качества КП, получаемого в условиях производства, сопряжено с технологическими трудностями и требует высокой культуры производства, не допускающей нарушений технологии.

Глубина фильтрации зависит от многих факторов, но в первую очередь определяется смачиваемостью пористого вещества расплавом, вязкостью, поверхностным натяжением и перегревом расплава. Известные способы получения износостойких слоев на отливках основаны на фильтрации расплава под действием капиллярных сил в межзеренное пространство пористых вставок или намазок из порошков карбидов и других веществ. Кристаллизуясь, матричный металл связывает частицы твердой фазы. Исследования позволили разработать способы получения отливок с легированным поверхностным слоем толщиной 2÷3 мм, а в отдельных случаях 7÷12 мм.

Поверхностное науглероживание материала непосредственно в литейной форме основано на использовании пористых вставок из порошков углеродистых соединений, цементита и смесей Ti + C. При контакте жидкого металла с пористой вставкой из смеси 80 % Ti + 20 % C она самопроизвольно возгорается (безкислородное горение). Происходит поверхностное легирование образовавшегося слоя из TiC, пустоты которого легко заполняются расплавом в процессе литья.

Совмещение описанного процесса с литьем в песчано-глинистую форму используется при литье по выплавляемым и газифицированным моделям.

Для повышения качества и надежности чугунных изделий необходимы новые способы улучшения структуры и повышения физико-механических свойств чугуна. Это касается как технических аспектов, так и использования разных порошкообразных композитных добавок.

В связи с этим при выполнении данной работы были поставлены следующие задачи.

1. Установить взаимосвязь между структурой и свойствами чугуна при его поверхностной обработке порошкообразными композитами в процессе кристаллизации.

2. Изучить влияние поверхностного легирования порошкообразными переходными материалами (Ni, Cr) на структуру и износостойкость чугуна, используемого для отливок задвижек.

3. Изучить влияние микролегирования порошкообразным боридом хрома на физико-механические свойства чугуна в отливках задвижек.

Предложен способ получения износостойкого изделия, включающий нанесение на поверхность несущей металлической основы порошкообразного тугоплавкого слоя с уплотнением его пропиткой расплавом металла с температурой плавления ниже температуры плавления металла основы. При этом пропитку можно осуществить расплавом порошка металла в смеси с порошкообразным тугоплавким материалом.

Разработаны способы получения композиционных материалов с металлической матрицей типа "керамика — металл" и "алюминий — углеродные волокна" путем вакуумной инфильтрации жидкого металла во вставки из упрочняющих порошковых материалов, а также нанесением слоя порошка карбида металла и металлической связки на поверхность металлического изделия и спекания в вакууме. Особенностью процесса является то, что в промежуток между спекаемым слоем и поверхностью изделия вводят фольгу (никелевую).

Отмеченные возможности изменения структуры и свойств поверхностного рабочего слоя литого материала путем ввода порошковых композитов в формирующуюся отливку в процессе литья свидетельствуют о перспективности дальнейшего углубления теории и практики целенаправленного управления процессами литья с целью поиска новых более эффективных технологий получения композиционного покрытия с заданными свойствами.

Опыт использования методов инфильтрации (пропитки) слоя порошковых композитов жидким металлом в процессе отливки изделия хотя и более значителен, но недостаточен для создания высокоэффективной технологии: практически отсутствуют четкие и однозначные представления о принципах воздействия на структурообразование как в КП, так и в самой отливке.

В подобных отливках соединение образуется в результате растворения и взаимной диффузии пограничных слоев разнородных металлов. Частицы контактного слоя намазки плавятся и растворяются при действии тепла перегретого жидкого металла основы отливки. При этом на границе контакта двух металлов образуется КП, свойства которого отличаются от свойств соединяемых металлов. Свойства КП и переходной зоны зависят

от химического состава соединяемых металлов, их способности взаимно растворяться и диффундировать друг в друга, образовывать химические соединения, а также от тепловых условий (массы и температуры материала намазки и жидкого металла) и условий кристаллизации металла заливки.

При формировании КП чаще всего образуется соединение твердого тугоплавкого металла (сплава) с жидким более легкоплавким металлом отливки в результате атомной или реактивной диффузии.

В случае атомной диффузии в зоне контакта металлов образуются не новые фазы, а лишь твердый раствор, как, например, соединение чугуна и оловянной бронзы (или порошка на основе Ni), при взаимодействии которых образуется твердый раствор, обеспечивающий металлический контакт.

В случае реактивной диффузии в зоне контакта металлов образуется переходный слой, содержащий новые фазы с отличной от основных металлов кристаллической решеткой. В этом слое независимо от взаимной растворимости могут протекать химические реакции с образованием интерметаллических соединений непосредственно на границе раздела реагирующих металлов, соответствующие диаграмме их состояния, например, диаграмме Fe — Ni. Начало интенсивной диффузии никеля в железо соответствует температуре выше 1030÷1070 °С. Диффузионный слой образуется при более длительном контакте жидкого чугуна с частицами композита (из сплава никелевой основы). Диффузия никеля в железо становится практически заметной при температурах не ниже 800 °С.

От контактной поверхности ближе к периферии намазки связь между частицами композита и затвердевающим чугуном преимущественно механическая (без диффузии металлов), что обусловливается сжимающими условиями затвердевающего чугуна.

Процессы легирования металла отливки непосредственно в литейной форме с использованием порошкообразных композитов заслуживают дальнейшего изучения, так как позволяют вводить в расплав легирующие композиты с разным сочетанием элементов для улучшения структуры и свойства отливки, что несколько затруднительно при любых других способах легирования.

Частицы легирующих композитов имеют размеры в десятки или сотни микрометров, которые при повышении температуры расплава уменьшаются, в то время как подвижность составляющих их компонентов увеличивается. Поэтому для температур заливки и охлаждения до эвтектоидного превращения компоненты легирующих частиц композитов перемещаются достаточно быстро.

Для качественного соединения частиц порошка со связующим расплавом (жидким чугуном) при кристаллизации отливки необходимо, чтобы в зоне контакта температура расплава была выше равновесной (с точки зрения обеспечения реакции между твердыми частицами порошка и жидким связующим металлом) во всем диапазоне температур вплоть до полного затвердевания отливки (расплавление металла контактной зоны частиц).

Заключение

Для образования качественного каркаса частиц порошка при пропитке температура расплава должна быть на 100÷150 °С выше температуры плавления металла порошка, а скорость инфильтрации более 10 мм/с. В этих условиях глубина пропитки изменяется в зависимости от физико-химических свойств и продолжительности контакта частиц порошка и расплава металла связки. Насыщение поверхности металлов порошковыми композитами позволяет не только повысить прочностные и специальные характеристики поверхности изделий, но и увеличивать толщину наносимых покрытий, а также интенсифицировать процесс их формирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Структурообразование** в отливках с регулируемым отбелом / И. А. Горбачев, М. Я. Телис, А. А. Жуков, В. С. Ларин // Литейное производство. 1978. № 10. С. 6—8.
2. **Савицкий Е. М., Ефимов Ю. В., Сумароков В. Н.** Сверхпроводящие пленки переменного состава // Физика и химия обработки материалов. 1975. № 3. С. 77—79.
3. **Вильнер Г. С**. Износостойкость монофазного белого чугуна, Fe_3C—Fe, полученного механическим легированием и прессованием порошка // Материаловедение и технология. 1998-14. № 5. С. 445—451.
4. **Исследование** возможности получения монолитных износостойких композиционных отливок и двухслойных отливок с износостойким композиционным слоем по ЛГМ-процессу / В. П. Гаврилюк, О. И. Шинский, И. В. Ткачук, И. А. Небожак // Процессы литья. 2000. № 3. С. 86—91.
5. **Структура** и свойства износостойких покрытий из самофлюсирующихся порошковых сплавов на основе никеля / Н. В. Колцева, А. Н. Емалюшин, М. В. Чуркин, М. П. Варнишников // Материалы науч.-техн. конф. МГТУ. Магнитогорск: Магнитогорский ГТУ, 1999. С. 67—69.
6. **Расулов Ф. Р.** Влияния пропитки порошковой намазки на износостойкость чугунных отливок с композиционным покрытием // Механика-машиностроение. 2010. № 1. С. 70—75.
7. **Расулов Ф. Р.** Механизм формирования химической фазовой микронеоднородности композиционного покрытия чугунной отливки // Технические науки. 2010. № 2. С. 28—33.
8. **Бугаков В. З.** Диффузия в металлах и сплавах. М.: ГИТТЛ, 1989. 85 с.
9. **Френкель Я. Н., Сергеев М. И.** О взаимной диффузии через интерметаллические соединения // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1969. Т. 9. Вып. II. 189 с.

Ve0218.fm Page 56 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.9.01

А. Н. БОЛЬШАКОВ, канд. техн. наук (Елецкий государственный университет им. И. А. Бунина),
e-mail: atbasarets@mail.ru

Цикл статей по теории прерывистого резания. 1. Введение

Показано большое влияние процессов входа и выхода режущего клина из заготовки на период стойкости металлорежущего инструмента и необходимость разработки моделей процесса резания для этих зон.

Ключевые слова: прерывистое резание, стойкость инструмента, вход и выход инструмента из заготовки.

The significant influence of the input and output processes of the cutting wedge from the billet during the resistance of a metal cutting tool and the need to develop models of the cutting process for these zones are shown.

Keywords: interrupted cutting, tool resistance, tool input and output from the billet.

Большинство операций обработки металла режущим лезвийным инструментом носит прерывистый характер. Наиболее распространенными являются: все виды фрезерования, строгание, протягивание, долбление, точение наружных и внутренних прерывистых поверхностей. При обработке пластичных металлов переход от непрерывного резания к прерывистому в ряде случаев приводит к резкому снижению периода стойкости твердосплавного режущего инструмента. По данным работы [1] при переходе от точения к фрезерованию стали 20Х13 твердосплавным инструментом суммарный путь зуба фрезы до затупления может быть в 50 раз меньше, чем путь резца при точении с той же скоростью резания при тех же толщине и ширине среза. Большая разница между периодом стойкости режущего инструмента, работающего в условиях прерывистого и непрерывного резания, объясняется периодическим выходом режущей кромки из зоны обработки.

Ряд исследователей связывает такую разницу в стойкости инструмента с процессами, протекающими в зоне выхода. Процессами резания в краевой зоне отечественные исследователи занимаются уже более 50 лет. Проведено большое число различных экспериментов и опытов, в том числе с использованием высокоскоростной киносъемки. Однако до сих пор нет физико-математической модели процесса резания в краевой зоне, которая позволила бы разработать комплекс мер для снижения негативного воздействия на режущий инструмент в момент его выхода из заготовки. Более того, однозначно не установлены причины и факторы, приводящие к снижению периода стойкости инструмента в данной зоне.

Исследователи выдвигают разные причины повышенного изнашивания и разрушения режущего инструмента при его выходе из зоны резания.

Г. С. Андреев посвятил исследованию процесса прерывистого резания ряд работ, в одной из них в качестве причин, приводящих к снижению работоспособности инструмента, он указывает следующие [2]:

1) периодическое нагружение задней поверхности инструмента в момент выхода из-под стружки;

2) периодическое нагружение передней поверхности инструмента силой, обусловленной сопротивлением разрыву образовавшегося заусенца;

3) адгезионное схватывание инструмента со стружкой и ее сдвиг в плоскости передней грани;

4) охлаждение режущего зуба во время холостого хода.

В качестве основной причины разрушения режущей кромки Ю. Г. Кабалдин считает адгезионное схватывание стружки с передней поверхностью, приводящее к критическим растягивающим напряжениям в режущем клине при его выходе [3].

С этим согласны и специалисты фирмы Sandvik Coromant [4]. Они считают, что незначительное количество материала еще не срезанный в конце процесса резания уменьшает задний угол и создает растягивающее напряжение вдоль поверхности режущей пластины в момент отрыва стружки, что может привести к поломке режущей пластины, так как твердый сплав плохо работает на растяжение. Исследователями фирмы Sandvik Coromant введен термин без конкретного определения для обобщенного описания происходящих процессов в краевой зоне — разгрузочный удар. Указано только, что мгновенное снятие нагрузки при выходе режущего зуба создает разгрузочный удар, т. е. в качестве дополнительных факторов также как и Г. С. Андреев, они считают периодическое нагружение передней и задней поверхностей инструмента в момент выхода из-под стружки.

Ve0218.fm Page 57 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Периодическое нагружение задней поверхности инструмента при его выходе из-под стружки отмечает и Т. Н. Лоладзе. В работе [5] он указывает и другие причины разрушения режущего клина при выходе из зоны обработки. В процессе резания в зоне контакта происходит суммирование сжимающих механических и термических напряжений, а вне контактной зоны термические и механические напряжения могут иметь разные знаки. Расчеты показали, что абсолютная величина термических напряжений сжатия по сравнению с механическими нагружающими напряжениями мала. Быстрые нагревание и охлаждение во время прерывистого резания вызывают термические удары, температурное поле в поверхностных слоях характеризуется высокими градиентами, а напряжения при высоких контактных температурах достигают значительных величин. Если напряжение превысит предел прочности, то образуются трещины и начинается хрупкое разрушение.

Н. Н. Зоревым проведен ряд экспериментов, направленных на установление зависимости между соотношением рабочего времени и времени холостого хода режущего зуба на его период стойкости. Он установил, что основной причиной снижения периода стойкости режущего инструмента в условиях прерывистого резания является периодическое охлаждение режущего зуба во время холостого пробега. И из-за периодических изменений температур на поверхности режущего зуба и в его глубине развиваются растягивающие напряжения, которые снижают стойкость инструмента. Увеличение продолжительности рабочего хода снижает стойкость до тех пор, пока не будет достигнуто максимально возможное нагревание глубинных слоев режущего зуба. Также увеличение продолжительности холостого хода снижает стойкость инструмента до тех пор, пока не будет достигнуто максимально возможное охлаждение поверхностных слоев режущего зуба относительно его внутренних слоев. При этом указывается на снижение в 4—20 раз стойкости инструмента, работающего в условиях прерывистого резания, по сравнению с его работой в условиях непрерывного резания [6].

Таким образом, рассмотренные факторы снижения работоспособности режущего инструмента в условиях прерывистого резания делятся на две группы: к первой относится периодическое остывание режущего зуба во время холостого пробега, ко второй — все остальные, которые вызваны непосредственным контактом режущего зуба со стружкой и заготовкой. Периодическое нагревание режущего зуба во время рабочего хода не учитывается, так как при нагревании в поверхностных слоях режущей части возникают большие сжимающие напряжения, которые твердый сплав способен выдержать.

Механизм термических ударов на сегодняшний день хорошо изучен, в то время как факторы второй группы, имеющие место в краевой зоне при резании, остаются малоизученными. Может сложиться ошибочное мнение, что адгезионное схватывание стружки с передней поверхностью создает в краевой зоне растягивающие напряжения в режущем клине, достаточные для его разрушения, т. е. превышающие его предел прочности при растяжении. В работе [7] отмечается, что прочность на срез адгезионных связей стружки с передней поверхностью резца при наличии пластических деформаций на контактных площадках для широкой номенклатуры пар обрабатываемых сталей и материала режущей части инструмента не превышает 850 МПа, и в большинстве исследованных случаев не достигает 500 МПа. Пределы прочности при изгибе для твердых сплавов: 1000÷3000 МПа для группы сплавов ВК, 1100÷2000 МПа для группы ТК, 1350÷2400 МПа для группы ТТК [8], для быстрорежущих сталей — 1600÷3600 МПа [9]. Очевидно, что растягивающие напряжения на поверхности режущей кромки в результате адгезионного схватывания с обрабатываемым металлом недостаточны для создания микротрещин. Они обусловливают лишь вырывание с поверхности твердого сплава его частиц, уже окруженных микротрещинами, которые ослабляют связь этих частиц с основным материалом. Таким образом, адгезия не является основным фактором, снижающим работоспособность режущего инструмента в краевой зоне.

Сопротивление разрыву образовавшегося заусенца на выходе режущего клина из заготовки также не создает критических растягивающих напряжений даже с учетом того, что материал заусенца упрочняется. Предположим, что аппроксимация кривой пластичности при растяжении и сжатии стали описывается уравнением $e_{\text{р}} = A - Bp$, а аппроксимация кривой упрочнения при растяжении и сжатии той же стали имеет вид: $\sigma_s = C + De_i$, где A, B, C, D — коэффициенты; p — относительное гидростатическое давление; σ_s — напряжение текучести стали; e_i и $e_{\text{р}}$ — накопленные деформации в очаге пластической деформации соответственно в текущий момент времени и в момент разрушения образца. Таким образом, при отрицательном относительном гидростатическом давлении, соответствующим сжатию, накопленная деформация в момент разрушения будет больше, чем при растяжении. Тогда в момент разрушения образца при сжатии, характерном процессе при резании, напряжение текучести будет выше, чем в момент разрушения при растяжении, так как накопленная деформация в первом случае будет больше. Для рассматриваемых случаев температуру обработки считаем одинаковой.

Рассматривая разрыв заусенца в краевой зоне, часть которого после разрыва будет принадлежать стружке, считаем, что такой механизм разрушения

Ve0218.fm Page 58 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

был бы предпочтительней, так как в этой зоне отсутствовало бы увеличение напряжения текучести. Однако эксперименты [10] показали, что микротвердость на прирезцовой поверхности стружки, сформированной в зоне выхода, значительно выше, чем микротвердость на прирезцовой поверхности стружки, сформированной в зоне установившегося резания. Изменение микротвердости отражает изменение напряжения текучести в очаге пластической деформации в процессе обработки.

Сформулированные причины снижения периода стойкости металлорежущего инструмента в условиях прерывистого резания, вызванные периодическим нагружением передней и задней поверхностей, в целом не конкретизированы. Одни исследователи считают, что негативное воздействие на режущую кромку оказывает удар при ее входе в заготовку, другие негативным фактором считают процесс ее выхода из заготовки. Возможен и третий вариант — и зона входа, и зона выхода оказывают негативное воздействие на режущую кромку инструмента [11].

(Продолжение следует)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ташлицкий Н. И.** Явление запаздывания усилий при прерывистом резании с переменной толщиной среза // Вестник машиностроения. 1969. № 4. С. 67—68.

2. **Андреев Г. С.** Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании // Вестник машиностроения. 1974. № 10. С. 71—74.

3. **Кабалдин Ю. Г.** Исследование прочности сцепления стружки с инструментом при прерывистом резании // Станки и инструмент. 1973. № 4. С. 36—37.

4. **Материалы** компании Sandvic Coromant. Высокопроизводительная обработка металлов резанием. М.: Полиграфия. 2003. 301 с.

5. **Лоладзе Т. Н.** Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение. 1982. 320 с.

6. **Зорев Н. Н.** Обработка стали твердосплавным инструментом в условиях прерывистого резания // Вестник машиностроения. 1963. № 2. С. 62—67.

7. **Шустер Л. Ш.** Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. М.: Машиностроение. 1988. 96 с.

8. **Киффер Р.** Твердые сплавы / Пер. с нем. Р. Киффер, Ф. Бенезовский. М.: Металлургия. 1971. 392 с.

9. **Марочник** сталей и сплавов / А. С. Зубченко, М. М. Колосков, Ю. В. Каширский и др. Под общей ред. А. С. Зубченко М.: Машиностроение. 2003. 784 с.

10. **Взаимосвязь** между изменением условий прерывистого резания, структурой и микротвердостью срезаемых слоев / А. Н. Волкова, Е. Л. Торопцева, С. К. Амбросимов и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2013. № 3 (299). С. 61—65.

11. **Амбросимов С. К., Большаков А. Н.** Эффективные технологии фрезерования с нелинейно-согласованными движениями формообразования / Прогрессивные машиностроительные технологии, оборудование и инструмент. Коллективная монография под ред. А. В. Киричека. М.: Издательский дом "Спектр", 2015. С. 425—463.

УДК 621.9.02

А. И. ПРОНИН, канд. техн. наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), В. В. МЫЛЬНИКОВ, канд. техн. наук (Нижегородский государственный архитектурно-строительный университет), А. Д. РОМАНОВ (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: nil_st@nntu.nnov.ru

Сила резания при обработке закаленных сталей 40Х и ХВГ режущей керамикой

Установлено влияние величины подачи на составляющие силы резания при обработке закаленных сталей режущей керамикой ВОК-60 на составляющие силы резания. Определены оптимальные режимы обработки заготовок из закаленных сталей 40Х и ХВГ.

Ключевые слова: режущая керамика, закаленная сталь, резец, твердое точение, скорость резания, подача, составляющие силы резания.

The influence of the feed amount on the cutting force components during the treatment of hardened steels with a cutting VOK-60 ceramic on the components of the cutting force is established. The optimal modes of processing blanks from 40X and ХВГ hardened steels are determined.

Keywords: cutting ceramics, hardened steel, cutter, hard turning, cutting speed, feed, cutting force components.

В условиях высокой конкуренции актуальной задачей является внедрение прогрессивных методов обработки, к которым можно отнести твердое точение, выполняется на повышенных режимах. Обработка закаленных сталей твердостью больше 50 *HRC* (твердое точение) сопровождается выделением большого количества теплоты, переходящей в стружку, что приводит к пластификации (разупрочнению) поверхностного слоя заготовки и снижает силы резания.

Экспериментально были определены режимы твердого точения [1], обеспечивающие высокую стойкость инструмента и низкую шероховатость обработанной поверхности, соответствующую шероховатости при шлифовании наружных цилиндрических поверхностей. Однако остались неопре-

Ve0218.fm Page 59 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

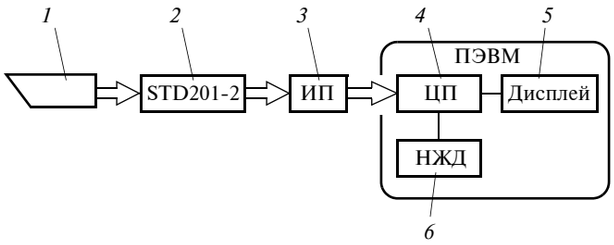


Рис. 1. Схема стенда для сбора и регистрации сигнала от резца:
1 — резец; *2* — стенд STD201-2; *3* — измеритель-преобразователь; *4* — процессор; *5* — дисплей; *6* — жесткий диск

деленными силы резания при твердом точении закаленных сталей разной твердости.

Цель работы — исследование влияния параметров обработки твердым точением при точении заготовок из закаленных сталей и, в частности, сталей 40Х (40 *HRC*) и ХВГ (55 *HRC*) режущей керамикой ВОК-60 на составляющие силы резания.

Для экспериментов разработан стенд на базе станка 1К625 (рис. 1) для регистрации и обработки сигналов, поступающих от резца при токарной обработке, в котором в качестве измерительного преобразователя используются динамометры, передающие сигналы динамических нагрузок, т. е. составляющие F_x (осевое направление), F_y (радиальное) и F_z (тангенциальное) силы резания. Динамические сигналы поступают от резца, оснащенного сменной пластиной.

Для сбора данных используется интерфейсный блок, который предназначен для сбора электрических сигналов с комплекса датчиков STD201-2, преобразования их в формат high-speed USB 2.0 и передачи на USB порт ПЭВМ. Интерфейс представляет собой блочную конструкцию и состоит из электронных блоков (производитель — фирма National Instruments).

Обработку осуществляли проходными резцами с механическим креплением сменных многогранных пластин. Державку резцов сечением 20 × 20 закрепляли в резцедержателе динамометра STD 201-2. Геометрические параметры резцов: $\gamma = -8°$; $\alpha = 8°$; $\lambda = 5°$.

Материал режущей части инструмента — керамика ВОК-60. Сменные многогранные пластины (СМП) ВОК-60 класса U (ГОСТ 25003—81) имели трехгранную форму, режущую кромку длинной $l = 16{,}5$ мм и толщиной $s = 4{,}76$ мм с радиусом $r = 0{,}8$ мм.

В экспериментах использовали заготовки из сталей ХВГ и 40Х диаметром 110 мм и длиной 350 мм. Диапазоны параметров обработки (скорость и подача) были определены экспериментально [1, 2]. Для минимизации влияния износа режущей пластины на получаемые результаты при каждом проходе меняли режущую грань пластины.

Последовательность эксперимента: заготовку зажимали в трехкулачковом патроне станка 1К625 и поджимали задним центром, резец закрепляли в резцедержателе стенда STD201-2 (рис. 2), обработку осуществляли при частотах вращения, обеспечивающей нормальные и высокие скорости резания для данного материала, сигналы, поступающие от резца в динамометры и определяющие составляющие F_x, F_y, F_z, обрабатывались и преобразовывались в электрические сигналы, которые поступали в компьютер.

Работа с интерфейсом осуществлялась с помощью программы STEND, позволяющей записывать электрический сигнал сразу по двум каналам (внешнему и внутреннему) с дискретностью 25 000 отсчетов/с.

Полученные сигналы отображались на мониторе в виде кривых нагрузок по осям *X*, *Y*, *Z*. Результат сохранялся в формате Excel. Время обработки делилось на шесть интервалов, для каждого получали соответствующие значения составляющих силы резания. Для точности результатов эксперимент повторяли три раза и высчитывали средние значения составляющих.

Для каждой составляющей силы резания получали более десяти тысяч значений. По закону больших чисел эмпирическое среднее достаточно большой конечной выборки из фиксированного распределения близко к теоретическому среднему этого распределения [3]. Следовательно, если изменить значение составляющей силы резания, то это не повлияет на общее среднее значение. Поэтому полученные значения разбивали на пять участков и рассчитывали среднюю составляющую

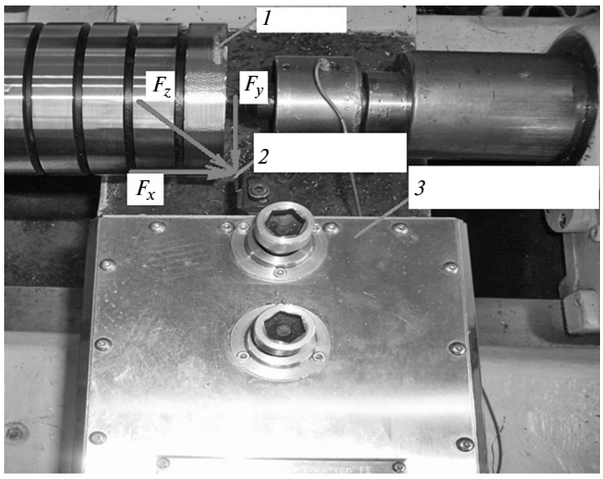
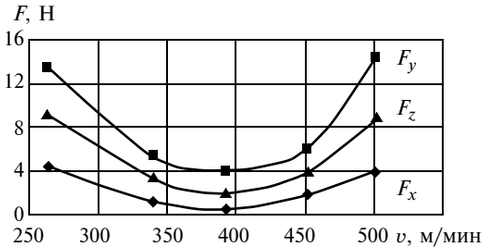
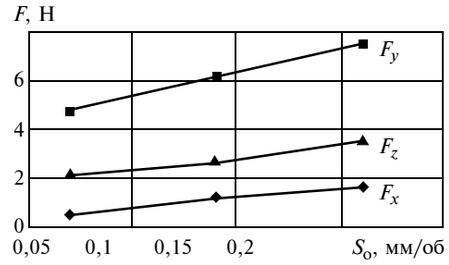


Рис. 2. Положение резца в резцедержателе лабораторного стенда:
1 — заготовка; *2* — пластина из керамики ВОК-60; *3* — динамометр-резцедержатель STD201-2

Ve0218.fm Page 60 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

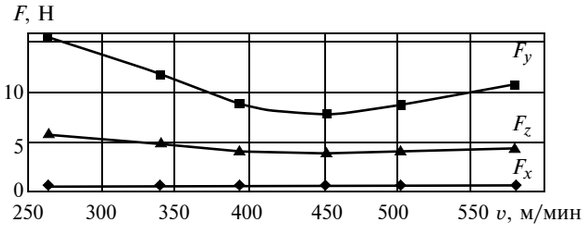


а)

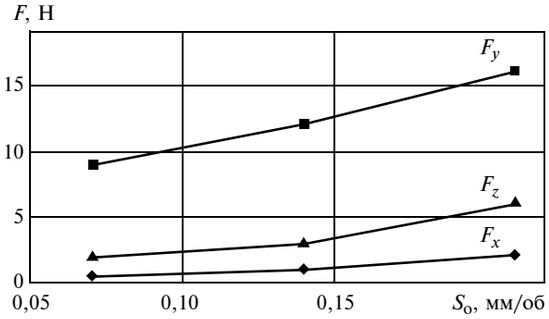


б)

Рис. 3. Зависимости изменения составляющих F_x, F_y, F_z силы резания от скорости v резания при обработке заготовок из сталей 40Х (*а*) и ХВГ (*б*) при S_o = 0,07 мм/об и t = 0,2 мм



а)



б)

Рис. 4. Зависимости изменения составляющих F_x, F_y, F_z силы резания от подачи S_o при обработке заготовок из сталей 40Х (*а*) и ХВГ (*б*) при v = 390 м/мин и t = 0,2 мм

силы резания. Далее строили зависимости составляющих силы резания от скорости резания и подачи.

На рис. 3 и 4 представлены зависимости составляющих F_x, F_y, F_z силы резания от скорости v резания и подачи S_o при точении сталей 40Х и ХВГ пластинами из керамики ВОК-60 при глубине резания t = 0,2 мм.

При обработке стали 40Х керамикой ВОК-60 при $370 \geq v \geq 400$ м/мин и S_o = 0,07 мм/об все составляющие силы резания имеют минимальное значение (см. рис. 3, *а*). Это объясняется тем, что в зоне резания значительно повышается температура, материал заготовки становится более мягким, а следовательно, необходимые для обработки силы уменьшаются. При увеличении скорости резания все три составляющие силы резания увеличиваются, что, вероятно, связано с возникновением инерционных сил.

При обработке стали ХВГ (см. рис. 3, *б*), составляющие F_y и F_z силы резания при $440 \geq v \geq 465$ м/мин имеют минимальные значения, что также объясняется повышением температуры в зоне резания, а составляющая F_x практически не зависит от скорости резания.

С увеличением подачи (см. рис. 4) составляющие силы резания возрастают, так как толщина стружки увеличивается, сопротивление металла разрыву повышается. Установлено, что радиальная составляющая силы резания доминирует при любой подаче, а осевая составляющая от подачи зависит меньше.

Таким образом, изменение режима резания в большей степени влияет на радиальную составляющую F_y силы резания, в меньшей степени на тангенциальную составляющую F_z и на осевую составляющую F_x практически не влияет.

Для разных обрабатываемых материалов можно найти параметры обработки, при которых все составляющие силы резания будут минимальными, т. е. определить оптимальные скорость резания и подачу, обеспечивающие требуемые точность и качество обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Определение** оптимальной скорости резания твердого точения с использованием сигналов акустической эмиссии / А. И. Пронин, В. В. Мыльников, Е. А. Чернышев, Д. И. Шетулов // Контроль. Диагностика. 2014. № 4. С. 40—44.

2. **Пронин А. И., Мыльников В. В., Чернышев Е. А.** Причины низкой работоспособности пластин из режущей керамики при твердом точении // Материаловедение. 2014. № 5. С. 13—15.

3. **Кремер Н. Ш.** Теория вероятностей и математическая статистика. М.: ЮНИТИ ДАНА, 2009. 552 с.

Ve0218.fm Page 61 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 651.951.7

А. Е. ДРЕВАЛЬ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: dreval_a@mail.ru

Критерии предельного состояния быстрорежущих сверл

Показано, что функциональные отказы сверл обусловлены преимущественным изнашиванием задних поверхностей или ленточек инструмента в зависимости от диапазона скоростей резания. Достижение данных износов сопровождается возрастанием момента резания до критического значения. Получены зависимости для расчета предельно допустимых износов.

Ключевые слова: сверло, сверление, износ, задняя поверхность, ленточки, момент сверления, скорость резания, отказ, предельное состояние.

It is shown, that the failure of drills is generally conditioned by the wear of the back surfaces or the tool bits depending on the cutting speed. The subject wear factors cause increase in the cutting torque. The dependencies for calculating of the allowable wear rates for certain ranges of cutting speeds are obtained.

Keywords: drill, drilling, wear, back surface, drill bit, cutting torque, cutting speed, failure, limit state.

Работоспособность спиральных сверл определяется их состоянием, при котором они выполняют обработку в соответствии с требованиями нормативно-технической документации (НТД) [1], регламентирующими показатели точности и качества обработки, производительность, затраты на обработку и пр. Работоспособность сверл ограничивается износом рабочих поверхностей, при котором утрачивается способность срезать припуск и формировать новую поверхность. Эта величина износа принята за критерий предельного состояния и является оптимальной, так как при ее достижении полностью исчерпывается технический ресурс инструмента [2]. Другие критерии работоспособности сверла не превышают износ, соответствующий предельному состоянию инструмента. Например, часто используемый критерий равного износа (принцип слабого звена) [3] не всегда можно использовать при оптимизации обработки.

На рис. 1 представлены зависимости наработки L инструмента (пройденный инструментом путь) от скорости v резания при разных значениях критерия равного износа $h_з$ задней поверхности сверл диаметром $d = 10{,}2$ мм из стали Р6М5 при сверлении стали 45 (185÷190 *HB*) с подачей $S_0 = 0{,}23$ мм/об. Анализ представленных зависимостей показывает, что при критерии равного износа технический ресурс инструмента остается недоиспользованным.

Цель настоящей работы — определение износа рабочего элемента спирального сверла, соответствующего критерию предельного состояния инструмента в зависимости от режима сверления.

Рабочие элементы спиральных сверл в результате контакта с заготовкой изнашиваются. Скорость изнашивания зависит от условий эксплуатации инструмента. Отказ инструмента может произойти из-за износа одного определенного или нескольких рабочих элементов, при этом один элемент будет иметь наибольший износ. Поэтому необходимо изучать изнашивание каждого элемента сверла.

Характерный износ режущей части сверла представлен на рис. 2. При сверлении отверстий в уг-

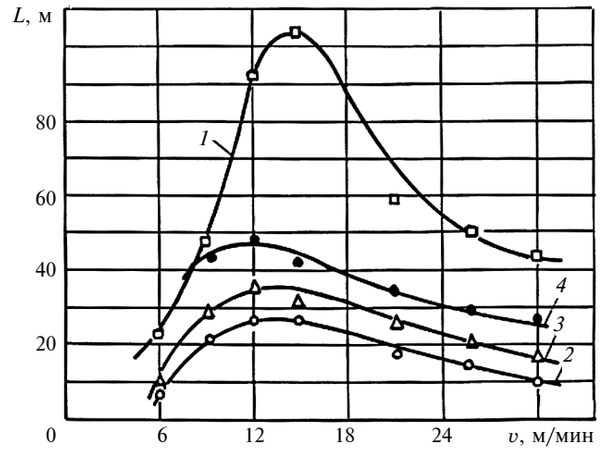


Рис. 1. Зависимости наработки *L* инструмента от скорости *v* резания до отказа (*1*) и по критерию равного износа $h_з$ = 0,3 (*2*); 0,4 (*3*); 0,5 мм (*4*); (*d* = 10,2 мм; Р6М5; S_0 = 0,23 мм/об; сталь 45; 185÷190 *HB*)

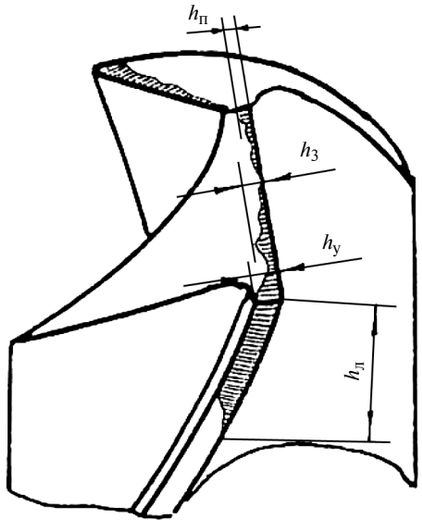


Рис. 2. Характерный износ спиральных сверл

Ve0218.fm Page 62 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

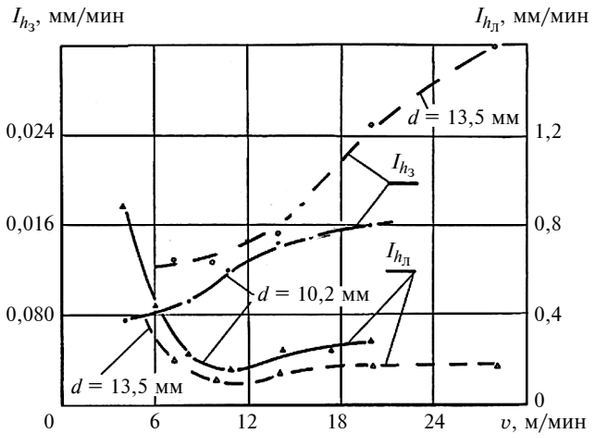


Рис. 3. Зависимости интенсивностей изнашивания задних поверхностей ($I_{hз}$) и ленточек сверл ($I_{hл}$) диаметрами d = 10,2 (——) и 13,5 (- - -) от скорости v резания при обработке стали 45 (S_o = 0,23 мм/об)

лородистых конструкционных сталях изнашиваются все элементы режущей части сверла: главные задние поверхности (износ $h_з$), ленточки (износ $h_л$), уголки ($h_у$), поперечная кромка ($h_п$).

Считается, что отказ спиральных сверл обусловлен изнашиванием задних поверхностей для широкого диапазона режимов сверления. Это зафиксировано в нормативах на режимы резания [3]. Проведены экспериментальные исследования и производственные испытания сверл в условиях массового производства. Испытания проводили до полного использования технического ресурса сверл, что позволило проследить все состояния инструмента в течение работы до отказа. Испытания показали, что работоспособность сверл сохраняется до их разрушения в результате увеличения износа рабочих элементов. Вид разрушения зависит от диаметра сверла (в статье рассматриваются сверла с диаметрами $d \geq 7$ мм). Характерными проявлениями отказов являются: поломка рабочей части; сколы и обширные выкрашивания главных режущих кромок, ленточек, уголков, исключающих восстановление инструмента. Разрушению сверл предшествуют износ элементов рабочей части, незначительные сколы и выкрашивания кромок, интенсивные налипания обрабатываемого материала, особенно на ленточках, накопление стружки в канавках сверла. Кроме того, имеют место акустические явления: скрипы и щелчки. При этом наблюдается резкое увеличение потребляемой мощности.

С увеличением наработки наблюдаются разные зависимости интенсивностей изнашивания главной задней поверхности ($I_{hз}$) и ленточек ($I_{hл}$) от скорости v резания (рис. 3). С увеличением скорости резания интенсивность $I_{hз}$ изнашивания задней поверхности плавно возрастает, интенсивность $I_{hл}$ изнашивания ленточек имеет экстремум — минимальное значение при v = 15 м/мин. Установлено, что отказ сверла при v < 18 м/мин преимущественно определяется износом ленточек, а при v > 18 м/мин обусловлен износом задних поверхностей, что подтверждено многочисленными испытаниями партий сверл диаметрами d = 9,8÷35 мм до предельного состояния в условиях массового производства.

Испытания показали взаимосвязь функциональных отказов с износом ленточек сверла при коэффициенте корреляции 0,61÷0,88. Износ главных задних поверхностей при v < 18 м/мин (основная скорость в массовом производстве) меньше влияет на отказы, что подтверждает меньший коэффициент корреляции. Износ поперечной кромки не влияет на отказы сверл (корреляционная связь отсутствует).

Однако исследования не позволяют достоверно установить, износ какого рабочего элемента обусловливает отказ сверла, или отказ происходит из-за комплексного влияния износа рабочих элементов. При этом анализ показал, что износ ленточек сверл превышает установленные нормативные значения на износ, что необходимо учитывать при переточке инструмента. Это определило необходимость проведения ряда дополнительных экспериментальных исследований.

Проанализировано влияние состояния задних поверхностей и ленточек сверл на силы и моменты резания. Сверление осуществляли острозаточенными и изношенными до предельного состояния сверлами при v = 9÷27 м/мин. Использовали трубчатые образцы из стали с наружным диаметром, равным диаметру сверла, и внутренним диаметром, равным диаметру сердцевины сверла. Это позволило моделировать раздельно работу главных режущих кромок, ленточек и поперечной кромки сверла [4]. Данный метод моделирования не является безупречным, но применим для относительных оценок.

Результаты расчетов приращений сил (ΔP_o) и моментов (ΔM) резания в результате изнашивания рабочих элементов сверл диаметром d = 10,2 мм из стали Р6М5 при обработке заготовки из стали 45 (190 *HB*) с подачей S_o = 0,23 мм/об и использовании СОЖ (1÷5 %-й Укринол) до отказа представлены в таблице.

При v < 18 м/мин приращения ΔP_o и ΔM из-за износа ленточек превышают приращения из-за износа главных задних поверхностей. При v > 18 м/мин больше приращения ΔP_o и ΔM, вызваны износом главных задних поверхностей.

Ленточки сверла с нулевыми задними углами при резании имеют сплошной контакт с обрабатываемой поверхностью и подвержены адгезионному схватыванию, что изменяет ее шероховатость и

Ve0218.fm Page 63 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

микрогеометрию. Вследствие изнашивания постепенно исчезает обратная конусность и формируется участок с прямой конусностью. Это приводит к обширным схватываниям ленточек с обрабатываемой поверхностью и образованию налипов. Работа сверла сопровождается щелчками. Когда сила адгезионного взаимодействия превышает прочность сверла, происходит его заклинивание и поломка. Это подтверждают микрофотографии контактов изношенных ленточек с заготовками в моменты разрушения сверл [5].

С увеличением скорости резания характер изнашивания ленточек изменяется из-за возрастающей разбивки отверстия. Чем больше разбивка отверстия, тем меньше контакт изношенной ленты с обработанной поверхностью. При $v > 15$ м/мин интенсивность изнашивания ленточек становится постоянной (см. рис. 3).

При $v > 18$ м/мин характер интенсивности изнашивания задних поверхностей существенно не изменяется, интенсивность прямо пропорционально возрастает. Площадь износа задних поверхностей постепенно увеличивается и достигает величины, при которой происходит схватывание изношенных и обрабатываемой поверхностей, что приводит к отказам и разрушению сверла. Это подтверждают осциллограммы процесса сверления и микрофотографии контакта ленточек и задних поверхностей с заготовкой в момент отказа [5].

Таким образом, испытания показали, что износ ленточек является определяющим при отказах спиральных сверл при $v < 18$ м/мин. Износ задней поверхности является определяющим при $v > 18$ м/мин [6].

Разрушение сверла происходит при воздействии на него разрушающего момента $M_{\text{раз}}$ и осевой разрушающей силы $P_{\text{о.раз}}$, которая изгибает рабочую часть сверла особенно при больших вылетах. Аналитические и экспериментальные исследования прочности сверл [7] позволили сделать вывод, что из-за сложности расчетов и плохой сходимости результатов аналитические методы применять нецелесообразно. Анализ большого числа расчетных моделей $M_{\text{раз}}$ и $P_{\text{о.раз}}$ [8] и экспериментов показал, что разрушение сверл с нормальным вылетом происходит в основном под действием момента резания. В работе [8] предложена формула для расчета разрушающего момента быстрорежущих сверл:

$$M_{\text{раз}} = 0{,}026 \cdot 10^{1{,}4m + 0{,}2n} \tau_{\max} q^3, \qquad (1)$$

где $m = k/d$ — отношение диаметра сердцевины сверла к его диаметру; $n = B/d$ — отношение ширины зуба в сечении, перпендикулярном к винтовой линии сверла, к его диаметру; $\tau_{\max}$ — предел хрупкой прочности инструментального материала; q — диаметр спинки сверла.

Формула (1) проверена экспериментально. Выполняли сверление до разрушения с форсированной подачей сверлами (5÷10 шт.) диаметрами 6,8÷21 мм. Экспериментальные разрушающие моменты отличались от расчетных на 7,4 %, что подтверждает правильность формулы (1). Прочность сверл диаметрами $d > 25$ мм в поперечном сечении превышает прочность зуба, поэтому потеря работоспособности сверла происходит из-за выкрашивания и сколов зубьев.

Таким образом, износ рабочего элемента, при котором момент сверления достигает момента $M_{\text{раз}}$ разрушения, соответствует полному использованию технического ресурса инструмента и, следовательно, является критерием предельного его состояния.

Для определения влияния износа на момент $M_{\text{рез}}$ резания используют поправочные коэффициенты при принятой величине нормативного износа $h_з$ [3] с учетом режимов резания [9, 10]. Однако их значения ориентировочные, что не позволяет определить точную связь между износом и моментом $M_{\text{рез}}$ резания.

Для установления зависимости $M_{\text{рез}} = f(d, v, S_{\text{о}}, HB, h)$ были проведены однофакторные исследования зависимостей момента резания от каждого параметра режима обработки для двух диапазонов скорости: $v < 18$ м/мин и $v > 18$ м/мин, т. е. для скоростей резания, когда работоспособность инструмента зависит от износа ленточек сверла, и для скоростей, при которых работоспособность сверла определяет износ задних поверхностей. Использовали сверла из стали Р6М5 диаметрами 6,8; 10,2; 13,5; 21 мм, обрабатывали сталь 45 (197÷205 *HB*) со скоростью резания $v = 3÷31{,}8$ м/мин при

Относительные приращения осевой силы и момента на рабочих элементах сверла при достижении отказа на разных скоростях резания

v, м/мин	ΔP_0, %			ΔM, %		
	Задняя поверхность	Перемычка	Лента	Задняя поверхность	Перемычка	Лента
9,0	23	47	30	40	10	50
15,6	28	50	22	58	10	32
27,0	71	25	4	76	13	11

Ve0218.fm Page 64 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

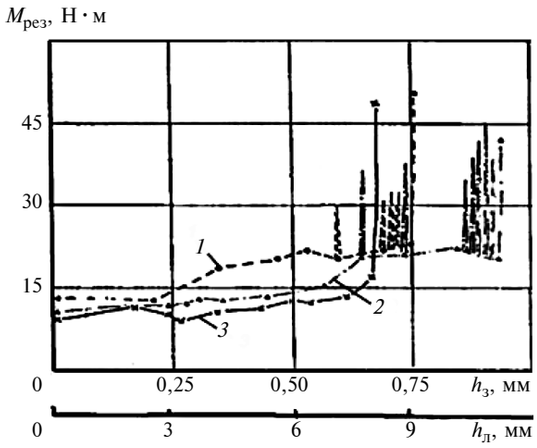


Рис. 4. Зависимости момента резания $M_{рез}$ от износа задних поверхностей ($h_з$) и ленточек сверла ($h_л$) при скоростях резания v = 3,8 (*1*); 31,2 (*2*); 7,8 м/мин (*3*) (d = 10,2 мм; $S_о$ = 0,2 мм/об; сталь 45; 197÷205 *HB*)

S = 0,18÷0,7 мм/об с использованием СОЖ (5 %-й водный раствор Укринол-1). Каждый опыт повторялся не менее трех раз.

Для получения зависимостей $M_{рез} = f(h_л)$ и $M_{рез} = f(h_з)$ выполняли обработку сверлами диаметрами 6,8; 10,2; 21 мм, которые эксплуатировались до образования значительных сколов, т. е. до функционального отказа.

При v = 3÷7,8 м/мин по мере увеличения износа $h_л$ момент $M_{рез}$ плавно увеличивается. Затем момент резания начинает изменяться скачкообразно, на зависимости видны так называемые всплески. При этом по мере увеличения износа ленточек инструмента частота их появления увеличивается (рис. 4). На этом этапе эксперимента резание сопровождается щелчками, которые обусловлены чередованием адгезионных схватываний изношенных участков ленточек с обрабатываемой поверхностью и их разрывов. Отказ сверла при v < 18 м/мин происходит тогда, когда момент схватывания превышает разрушающий момент.

При v > 18 м/мин характер зависимости $M_{рез} = f(h_з)$ монотонно возрастающий до определенной величины износа задней поверхности. Причиной отказа сверл является схватывание изношенных задних поверхностей с обрабатываемой поверхностью. При этом наблюдается так называемый всплеск значений момента резания, который сопровождается скрипом и предшествует отказу инструмента (см. рис. 4).

Получены частные зависимости момента $M_{рез}$ резания от параметров d, $S_о$ и *HB* и величин износа $h_з$ и $h_л$. При выводе общего уравнения использовалась зависимость $M_{рез} = f(HB)$ [2] и принято допущение, что влияние каждого параметра не зависит от влияния других параметров.

Полученные зависимости имеют вид:

$$M_{рез} = 2 \cdot 10^{-2} S^{0,9584} d^{1,7833} HB^{0,7} e^{0,0675 h_л} \quad \text{при } v \le 18 \text{ м/мин}; \tag{2}$$

$$M_{рез} = 1,568 \cdot 10^{-2} S^{0,9584} d^{1,7833} HB^{0,7} e^{0,7887 h_з} \quad \text{при } v \ge 18 \text{ м/мин}. \tag{3}$$

Таким образом, сверла можно эксплуатировать до определенного момента резания, т. е. до допустимого момента $M_д$, который меньше разрушающего момента $M_{раз}$. При этом допустимый момент $M_д$ является функцией допустимых износов $h_{з.д}$ или $h_{л.д}$.

Таким образом, получено условие:

$$M_{рез} \le M_д = M_{раз}/K, \tag{4}$$

где K — коэффициент.

Из выражений (1)—(4) получим:

$$h_{л.оп} \le \frac{1}{0,0675} \ln\left[\frac{1,03 \cdot 10^{1,4m+0,2n'} \tau_{max} q^3}{K S^{0,9584} d^{1,7833} HB^{0,7}}\right] \quad \text{при } v \le 18 \text{ м/мин}; \tag{5}$$

$$h_{з.оп} \le \frac{1}{0,7887} \ln\left[\frac{1,314 \cdot 10^{1,4m+0,2n'} \tau_{max} q^3}{K S^{0,9584} d^{1,7833} HB^{0,7}}\right] \quad \text{при } v > 18 \text{ м/мин}. \tag{6}$$

Коэффициент K, входящий в формулы (5) и (6), зависит от ряда факторов: физико-механических свойств материалов инструмента и заготовки, определяющих адгезионное схватывание; параметров режима резания, определяющих энергетическое состояние и температуру контактирующих поверхностей; геометрических параметров инструмента и пр.

Для определения коэффициента K требуются дополнительные исследования. Поэтому был использован эмпирический подход, который заключается в следующем. Для определенного обрабатываемого материала для используемых режимов обработки установили частные зависимости $h_{оп}$ от основных параметров обработки, далее определили коэффициенты K. Полученные значения коэффициентов обобщили, аппроксимировали и по полученным результатам установили частные и общую зависимости коэффициента K от основных параметров процесса сверления.

Для сверления стали 45 получены частные зависимости:

$$h_{л.оп} = 78,43 v^{0,7205} e^{-3,298 v} \text{ при } v \le 18;$$

$$h_{з.оп} = 1,84 v^{0,2718} e^{-1,664 v} \text{ при } v > 18;$$

Ve0218.fm Page 65 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

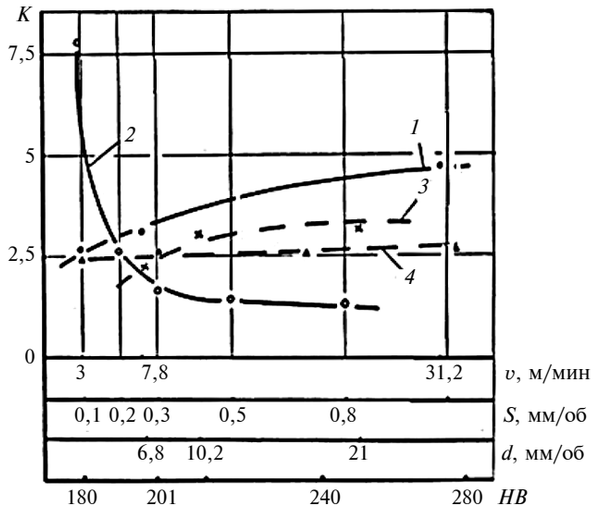


Рис. 5. Зависимости коэффициента *K* от скорости *v* резания (*1*), подачи *S* (*2*), диаметра *d* сверла (*3*), твердости *HB* материала (*4*)

$$h_{л.оп} = 13\ 350S^{2,922}e^{-10,69S} \text{ при } v \le 18;$$

$$h_{з.оп} = 16,18S^{1,232}e^{-4,949S} \text{ при } v > 18;$$

$$h_{л.оп} = 1,79d^{0,8196} \text{ при } v \le 18;$$

$$h_{з.оп} = 0,08813d^{0,9615} \text{ при } v > 18;$$

$$h_{л.оп} = 4108,78HB^{-1,0603} \text{ при } v \le 18;$$

$$h_{з.оп} = 14,969HB^{-0,5686} \text{ при } v > 18.$$

На основании частных зависимостей получены обобщенные зависимости оптимальных износов ленточек и задних поверхностей сверл при обработке углеродистой конструкционной стали:

$$h_{л.оп} = 29,3429 \cdot 10^5 v^{0,7205} S^{2,922} d^{0,8196} HB^{-1,063} \times \times e^{-3,298v - 10,69S} \text{ при } v \le 18 \text{ м/мин}; \quad (7)$$

$$h_{з.оп} = 70,5060v^{0,2718} S^{1,232} d^{0,9515} HB^{-0,5686} \times \times e^{-1,664v - 4,949S} \text{ при } v > 18 \text{ м/мин}. \quad (8)$$

Адекватность полученных формул (7) и (8) проверили экспериментально на нескольких партиях сверл (объем партии не менее 24 шт.) в производственных условиях на режимах резания, характерных для автоматизированного производства. Расхождения расчетных оптимальных износов $h_{оп}$ по формулам (7), (8) и экспериментальных не превышали 14,7 %.

Экспериментальные результаты позволили установить зависимость коэффициента *K* от основных параметров процесса сверления (рис. 5).

$$K = 3,833 \cdot 10^{-1} v^{0,2492} S^{-0,8331} d^{0,304} HB^{0,0924}.$$

Испытания показали, что оптимальная величина износа носит случайный характер. Для каждой партии инструментов определены: средние значения оптимального износа $\bar{h}_{оп}$, среднеквадратические отклонения σ_h, коэффициент вариации var_h. Анализ показал, что распределение $h_{оп}$ не противоречит закону Гаусса, так как коэффициент вариации в большинстве случаев меньше 0,3 и не превышает 0,35. Тогда критерий оптимального износа, обеспечивающий безотказную работу сверла с заданной вероятностью, имеет вид:

$$h_{\gamma o} = \bar{h}_{оп}(1 - U_р \mathrm{var}_h),$$

где $U_р$ — квантиль нормального распределения; var_h — коэффициент вариации оптимального износа; $\bar{h}_{оп}$ — среднее значение критерия оптимального износа, рассчитанное по формулам (5) и (6).

Наиболее общими являются зависимости (5) и (6), так как они основаны на установленных связях прочностных показателей сверл с условиями их нагружения при обработке углеродистых конструкционных сталей. При сверлении отверстий в заготовках из других материалов необходимо устанавливать коэффициент *K* на основании однофакторных экспериментов.

Полученные зависимости для определения оптимальных износов рабочих элементов сверл являются критериальными для предельного состояния инструмента, их можно использовать для диагностики состояния сверла, оптимизации процесса обработки, назначения норм стачивания при восстановлении работоспособности изношенных сверл.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **ГОСТ 25751—83.** Инструменты режущие. Термины и определения. М.: Издательство стандартов, 1983. 24 с.

2. **Грановский Г. И., Грановский В. Г.** Резание металлов. М.: Высшая школа, 1985. 304 с.

3. **Общемашиностроительные** нормативы режимов резания: Справочник. Т. 1 / Локтев А. Д., Гущин И. Ф., Батуев В. А. и др. М.: Машиностроение, 1991. 640 с.

4. **Булошников В. С.** Основы теории резания. М.: Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2016. 58 с.

5. **Древаль А. Е., Рагрин Н. А., Самсонов В. А.** Формирование отказов спиральных сверл в условиях автоматизированного производства // Электронное науч.-техн. издание: Наука и образование. 2011. № 10. URL: http://technomag.edu.ru/doc 250866.html.

6. **Рагрин Н. А.** Разработка научных основ и методов обеспечения максимальной стойкости быстрорежущих сверл. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Бишкек, 2015. 42 с.

Ve0218.fm Page 66 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.9.07

М. Т. КОРОТКИХ, д-р техн. наук, И. А. МАРЦИНКЕВИЧ
(Санкт-Петербургский ПУ Петра Великого), e-mail: kmt46@mail.ru

Моделирование профиля дискового инструмента для обработки винтовых канавок

Предложен способ профилирования дискового режущего инструмента для обработки винтовых канавок инструментов и деталей машиностроения с использованием современных CAD-систем.

Ключевые слова: режущий инструмент, винтовая канавка, профилирование.

The method for profiling of a disk cutting tool for processing of helical grooves of tools and engineering parts using modern CAD systems is proposed.

Keywords: cutting tool, helical groove, profiling.

В современном машиностроении технологической проблемой является обработка профильных винтовых канавок, которые имеют, например, режущие инструменты, и такие канавки получаются, как правило, фрезерованием или шлифованием (рис. 1, *а*). В обоих случаях возникают сложности профилирования режущего инструмента. Проблема обработки винтовых профильных канавок характерна и для таких деталей, как шнеки, роторы винтовых компрессоров и др. Канавки больших размеров можно обрабатывать концевыми сферическими фрезами на станках с ЧПУ при четырехосевой интерполяции (рис. 1, *б*). Однако такая обработка часто оказывается малопроизводительной. Поэтому при обработке дисковыми фрезами требуется их точное профилирование и возникает необходимость изготовления профильного инструмента второго порядка — шаблонов и копиров.

В настоящее время профилирование такого инструмента осуществляется расчетами на ЭВМ[1]. Для расчетов необходим инструмент с любой, требуемой на практике, точностью непосредственно на рабочем месте конструктора-инструментальщика.

Расчеты требуют значительных затрат времени на подготовку исходных данных и использование результатов расчета при проектировании инструмента. Однако в настоящее время возможно профилирование такого инструмента с использованием CAD-систем, позволяющих получать 3D-модели. В любой CAD-системе способ реализуется в следующей последовательности.

В CAD-систему загружают (или строят) модель требуемого изделия (рис. 2). Создают модель инструмента в виде диска с необходимым центральным отверстием, с наружным диаметром, несколько большим диаметра профилируемого инструмента, и шириной, заведомо большей ширины обрабатываемой канавки в нормальном сечении. Модели изделия и заготовки диска инструмента располагают так, чтобы

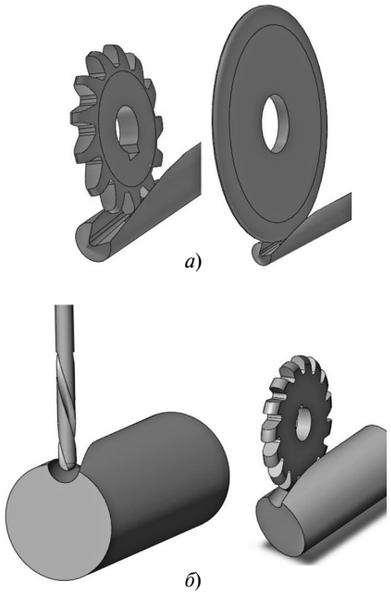


Рис. 1. Способы обработки винтовых канавок

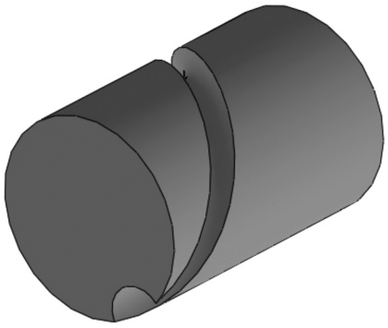


Рис. 2. 3D-модель изделия

[1] **Панкратов Ю. М.** Профилирование обкатных инструментов. СПб.: Политехника-сервис, 2010. 158 с.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 61)

7. **Емельянов Д. В.** Анализ прочностных характеристик спиральных сверл // Современная техника и технологии. 2015. № 1. URL: http://technology,snauka.ru/2015/01/5617.

8. **Жилис В. И.** Исследование некоторых вопросов прочности спиральных сверл различных конструкций. Вильнюс: ЛитНИИНТИ, 1967. 70 с.

9. **Учет** энергопотребления при выборе оптимальных режимов сверления / Г. И. Смагин, В. С. Карманов, Н. Д. Яковлев, И. В. Федин // Актуальные проблемы в машиностроении. 2015. № 2. С. 27—32.

10. **Пятых А. С., Савилов А. В.** Определения коэффициентов сил резания для моделирования процесса сверления. Системы. Методы. Технологии. 2016. № 4 (32). С. 70—74.

Ve0218.fm Page 67 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

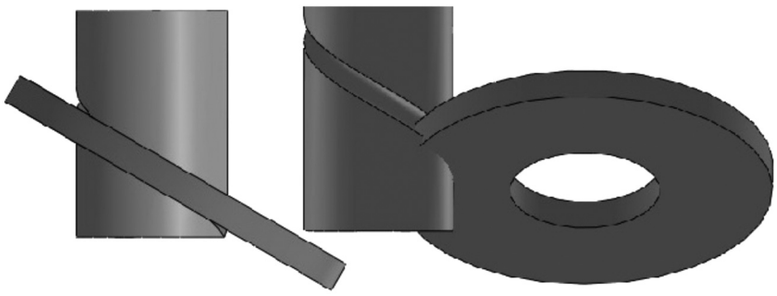


Рис. 3. Сборка моделей

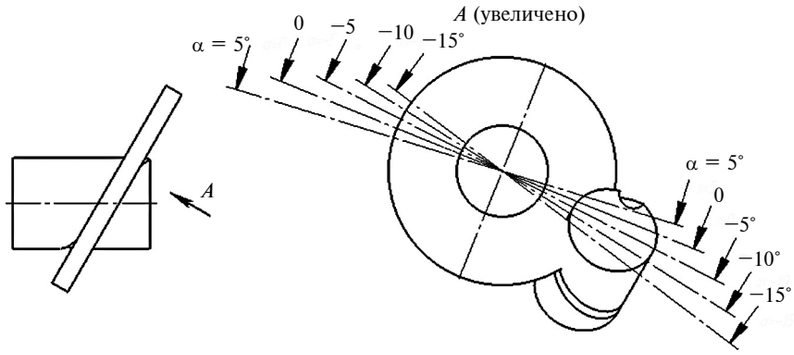


Рис. 4. Отображение сборки на плоскости и построение разрезов

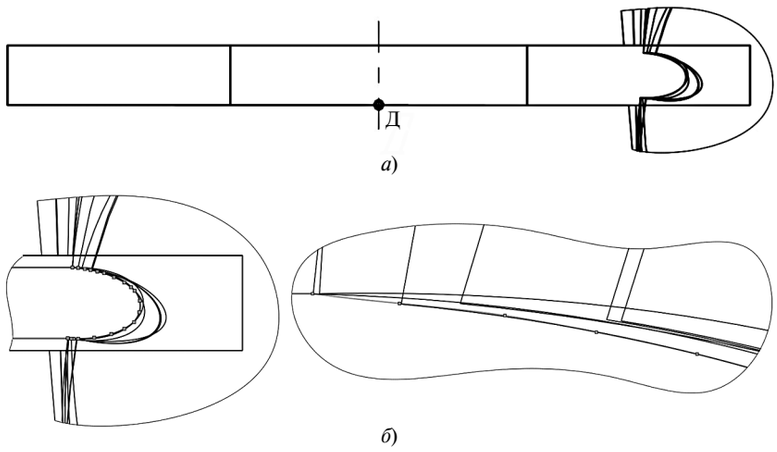


Рис. 5. Совмещение профилей разрезов на плоскости (*а*) и построение профиля инструмента (*б*)

осевое сечение диска инструмента совмещалось с нормальным сечением винтовой канавки изделия (рис. 3), при этом модель диска инструмента должна входить в материал изделия. Следует также в процессе обработки выдерживать требуемое межосевое расстояние между инструментом и изделием.

Для дальнейшего профилирования создают чертеж сборки и вид, перпендикулярный торцу дискового инструмента (рис. 4). Далее строят ряд разрезов, проходящих через центр профилируемого диска и смещенных относительно друг друга на некоторый угол. Число разрезов определяет точность построения профиля.

В результате получают разрезы, связанные с родительской моделью. Для совмещения всех профилей разрезов в одной плоскости относительно точки *Д* на оси инструмента необходимо разорвать их связь с родительским видом (рис. 5, *а*), а затем с помощью сплайна нарисовать профиль инструмента, соединив ломаные отрезки по наименьшему профилю (рис. 5, *б*). Полученный профиль можно использовать при проектировании как шаблонов и копиров, так и инструмента — фрез и шлифовальных кругов (рис. 6).

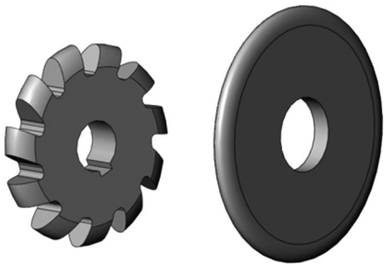


Рис. 6. Модели фрезы и шлифовального круга, профилированных предложенным методом

Предложенный метод по точности не уступает расчетно-аналитическим методам, так как ЭВМ генерирует сечения также на основании расчетов. Точность профиля при данном методе будет определяться числом сделанных сечений, но и при аналитических методах расчет ведется с определенным шагом между точками профиля, соединяемыми впоследствии сплайном. Однако предложенный метод отличается наглядностью, значительно меньшей трудоемкостью и в ряде случаев позволяет оптимизировать обработку, так как возможно быстрое построение профиля инструмента, который должен располагаться под углом, отличным от угла наклона канавки. Кроме того, можно одновременно строить 3D-модель инструмента, необходимого для конкретного случая, например, при автоматизированной правке шлифовального круга.

Предлагаемый метод полезен технологам-машиностроителям, конструкторам и технологам инструментального производства.

Ve0218.fm Page 68 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.983:539.374

М. В. ГРЯЗЕВ, д-р техн. наук, А. А. ПАСЫНКОВ, канд. техн. наук, С. Н. ЛАРИН, д-р техн. наук (Тульский ГУ), e-mail: mpf-tula@rambler.ru

Влияние исходной анизотропии механических свойств заготовки на энергосиловые параметры при раздаче коническим пуансоном[1]

Исследована раздача трубной заготовки коническим пуансоном с использованием метода определения энергосиловых параметров раздачи, основанным на решении приближенного дифференциального уравнения равновесия совместно с условием текучести. Установлено влияние исходной анизотропии механических свойств трубных заготовок на силу и напряжения в очаге деформации.

Ключевые слова: заготовка, раздача, матрица, деформирование, напряжения, сила.

The distribution of the tube billet by a conical punch was studied using the method of determining the energy-force expanding parameters, based on the solution of the approximate differential equilibrium equation together with the yield condition. The influence of the initial anisotropy of the mechanical properties of tube billets on the force and stresses in the deformation center is determined.

Keywords: billet, expanding, matrix, deformation, stress, force.

Известно, что на транспортном производстве, в частности в двигателестроении, очень широко распространены системы трубопроводов, важными элементами которых являются адаптеры разных форм, в основном цилиндрические и круглые, предназначенные для их соединения. К качеству самих адаптеров предъявляются весьма высокие требования, поэтому большое внимание уделяется методам их изготовления. Наиболее рациональной является штамповка, в частности раздача и обжим. Штамповка позволяет получать изделия весьма высокого качества с очень большим коэффициентом использования материала. Теоретических исследований операции раздачи мало, это в основном производственный опыт. В связи с этим очень важны теоретические исследования раздачи тонкостенных заготовок, которые учитывали бы механические свойства исходного материала.

Для решения данной задачи использовали метод определения энергосиловых параметров раздачи, основанный на решении приближенного дифференциального уравнения равновесия совместно с условием текучести [1]. В данной работе рассматривается раздача трубной заготовки коническим пуансоном (рис. 1).

Допустим, что раздача трубной заготовки осуществляется в условиях плоского напряженного состояния, на контактных границах заготовки и инструмента реализуется закон трения Кулона. Материал заготовки принимаем несжимаемым, изотропно упрочняющимся, обладающим цилиндрической анизотропией механических свойств, для которого применимы условие текучести Мизеса — Хилла [2] и ассоциированный закон пластического течения, связывающий компоненты тензоров на-

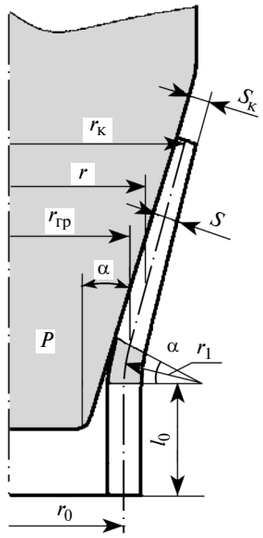


Рис. 1. Схема напряженно-деформированного состояния трубной заготовки при раздаче

[1] Работа выполнена в рамках гранта РФФИ № 16-48-710014 и гранта администрации Тульской области ДС/66.

пряжений и деформаций посредством коэффициента пропорциональности [2]:

$$2f(\sigma_{ij}) \equiv F\sigma_\theta^2 + G\sigma_\rho^2 + H(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 = 1; \qquad (1)$$

$$\left.\begin{aligned} d\varepsilon_\rho &= d\lambda[H(\sigma_\rho - \sigma_\theta) + G\sigma_\rho]; \quad d\gamma_{\theta z} = 0; \\ d\varepsilon_\theta &= d\lambda[F\sigma_\theta + H(\sigma_\theta - \sigma_\rho)]; \quad d\gamma_{z\rho} = 0; \\ d\varepsilon_z &= -d\lambda[G\sigma_\rho + F\sigma_\theta]; \quad d\gamma_{\rho\theta} = 0, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где F, G, H — параметры анизотропии, характеризующие текущее состояние материала заготовки; σ_{ij} — компоненты тензора напряжений вдоль главных осей анизотропии; $d\varepsilon_\rho$, $d\varepsilon_\theta$, $d\varepsilon_z$, $d\gamma_{\theta z}$, $d\gamma_{\rho\theta}$, $d\gamma_{z\rho}$ — приращения компонентов тензора деформаций; $d\lambda$ — коэффициент пропорциональности; x, y, z — главные оси анизотропии.

С учетом связи параметров F, G, H и коэффициентов R_ρ и R_θ анизотропии [2]:

$$\left.\begin{aligned} \frac{H}{F} &= R_{90} = R_\theta; \\ \frac{G}{F} &= \frac{R_{90}}{R_0} = \frac{R_\theta}{R_\rho}; \\ F &= \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2(1 + R_\theta)} \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

условие текучести материала при наличии цилиндрической анизотропии механических свойств в главных напряжениях можно записать в виде:

$$\sigma_\rho^2 + \frac{R_\rho(1 + R_\theta)}{R_\theta(1 + R_\rho)}\sigma_\theta^2 - 2\frac{R_\rho}{(1 + R_\rho)}\sigma_\rho\sigma_\theta = \\ = \frac{R_\rho(1 + R_\theta)}{R_\theta(1 + R_\rho)}\sigma_{s\theta}^2. \qquad (4)$$

Здесь $\sigma_{s\theta}$ — напряжения сопротивления материала пластической деформации вдоль оси θ, которые зависят от интенсивности напряжений σ_i и определяются по известному выражению [3]

$$\sigma_{s\theta} = \sigma_i\sqrt{\frac{2(R_\rho + R_\rho R_\theta + R_\theta)}{3R_\rho(R_\theta + 1)}}. \qquad (5)$$

С учетом равенства (5) условие текучести (4) запишем в виде:

$$\sigma_\rho^2 + \sigma_\theta^2\frac{R_\rho(1 + R_\theta)}{R_\theta(1 + R_\rho)} - 2\frac{R_\rho R_\theta}{R_\theta(1 + R_\rho)}\sigma_\rho\sigma_\theta = \\ = \sigma_i^2\left[\frac{2(R_\rho + R_\rho R_\theta + R_\theta)}{3R_\theta(1 + R_\rho)}\right]. \qquad (6)$$

Используя уравнения системы (2), рассчитанное отношение $d\varepsilon_\rho/d\varepsilon_\theta$ и выражения (3), определим

$$d\varepsilon_\rho = d\varepsilon_\theta\frac{R_\theta[\sigma_\rho + R_\rho(\sigma_\rho - \sigma_\theta)]}{R_\rho[\sigma_\theta + R_\theta(\sigma_\theta - \sigma_\rho)]}, \qquad (7)$$

где $d\varepsilon_\theta = d\rho/\rho$; ρ — полярная координата рассматриваемого бесконечно малого элемента на конической поверхности.

Для рассматриваемой операции формоизменения приращение интенсивности деформации $d\varepsilon_i$ определим по формуле работы [4]

$$d\varepsilon_i = \sqrt{\frac{2}{3}(F + G + H)}\left[F\left(\frac{Gd\varepsilon_\theta - Hd\varepsilon_z}{FG + GH + HF}\right)^2 + \right. \\ \left. + G\left(\frac{Hd\varepsilon_z - Fd\varepsilon_\rho}{FG + GH + HF}\right)^2 + H\left(\frac{Fd\varepsilon_\rho - Gd\varepsilon_\theta}{FG + GH + HF}\right)^2\right]^{1/2}, \qquad (8)$$

из которой с учетом условия $d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_\rho + d\varepsilon_z = 0$ несжимаемости материала и выражений (3) получим:

$$d\varepsilon_i = \sqrt{\frac{2}{3}\frac{2\beta R_\rho R_\theta + R_\theta(R_\rho + 1)}{R_\rho R_\theta(1 + R_\rho + R_\theta)}}\,d\varepsilon_\theta + \\ + \sqrt{\frac{2}{3}\frac{(R_\rho + R_\theta + R_\rho R_\theta)\left[\frac{R_\theta[\sigma_\rho + R_\rho(\sigma_\rho - \sigma_\theta)]}{R_\rho[\sigma_\theta + R_\theta(\sigma_\theta - \sigma_\rho)]}\right]^2 \times}{R_\rho R_\theta \times}} \rightarrow \\ \rightarrow \frac{\times R_\rho(R_\theta + 1)}{\times(1 + R_\rho + R_\theta)}\,d\varepsilon_\theta. \qquad (9)$$

Принимаем, что упрочнение материала заготовки определяется выражением

$$\sigma_i = \sigma_{i0} + A\left(\int_{\rho_0}^{\rho} d\varepsilon_i\right)^n, \qquad (10)$$

где σ_{i0}, A, n — экспериментально определяемые константы материала.

Состояние материала заготовки в очаге пластической деформации определим, используя уравнения системы (2), отношение $d\varepsilon_z/d\varepsilon_\theta$ и выражения (3):

$$\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\theta} = \frac{R_\theta\sigma_\rho + R_\rho\sigma_\theta}{R_\rho[R_\theta\sigma_\rho - (1 + R_\theta)\sigma_\theta]}. \qquad (11)$$

С учетом, что $d\varepsilon_z = ds/s$, условия $d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_\rho + d\varepsilon_z = 0$ несжимаемости и выражений (3), получим:

$$\frac{ds}{s} = \frac{R_\theta\sigma_\rho + R_\rho\sigma_\theta}{R_\rho[R_\theta\sigma_\rho - (1 + R_\theta)\sigma_\theta]}\frac{d\rho}{\rho}, \qquad (12)$$

где s — толщина материала.

Ve0218.fm Page 70 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

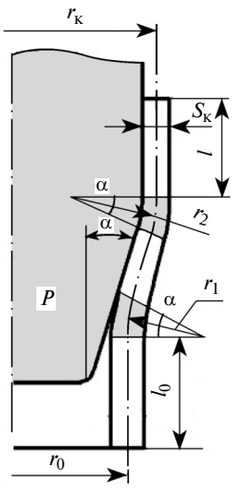


Рис. 2. Схема раздачи коническим пуансоном с образованием цилиндрической части

Меридиональные σ_ρ и окружные σ_θ напряжения определим, решив систему, состоящую из приближенного уравнения равновесия [4]

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho\left(1 + \frac{\rho}{d\rho}\frac{ds}{s}\right) - \sigma_\theta - \frac{\mu\sigma_\theta}{tg\alpha} = 0 \qquad (13)$$

и условия пластичности (4) при граничных условиях:

$$\rho = \rho_к = r_к/\sin\alpha; \quad \sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_к} = 0, \qquad (14)$$

где μ — коэффициент трения Кулона при взаимодействии поверхностей инструмента и цилиндрической заготовки.

Граничные условия (14) позволяют определить окружные напряжения σ_θ из условия текучести (6) по формуле

$$\sigma_\theta = \sigma_i\sqrt{\frac{2(R_\rho + R_\rho R_\theta + R_\theta)}{3R_\rho(1+R_\theta)}}. \qquad (15)$$

Используем выражение (12) и преобразуем уравнение равновесия (13) к виду:

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho(1+f) - \sigma_\theta - \frac{\mu\sigma_\theta}{tg\alpha} = 0. \qquad (16)$$

Выполним интегрирование уравнения (16) численным методом конечных разностей в направлении от края цилиндрической заготовки, для которого определены все входящие в уравнение величины:

$$\sigma_{\rho_n} = \sigma_{\rho_{n-1}} + \frac{\rho_n - \rho_{n-1}}{\rho_n}\left[\sigma_{\theta_{n-1}}\left(1 + \frac{\mu}{tg\alpha}\right) - \sigma_{\rho_{n-1}}(1 + f_{n-1})\right]. \qquad (17)$$

Определив напряжения σ_{ρ_n}, найдем напряжения σ_{θ_n}, воспользовавшись условием текучести (6):

$$\sigma_\theta = \frac{R_\theta}{1+R_\theta}\sigma_\rho + \sigma_i\sqrt{\left(-\frac{R_\theta}{1+R_\theta}\right)^2\left(\frac{\sigma_\rho}{\sigma_i}\right)^2 - \frac{1}{R_\rho(1+R_\theta)}\left[R_\theta(1+R_\rho)\left(\frac{\sigma_\rho}{\sigma_i}\right)^2 - \frac{2(R_\rho + R_\rho R_\theta + R_\theta)}{3}\right]}.$$

Наибольшие сжимающие меридиональные напряжения σ_ρ при $\rho = \rho_0 = r_0/\sin\alpha$ можно определить как сумму напряжений, полученных из уравнения (17) и приращения напряжений $2\Delta\sigma_\rho$ от изгиба и спрямления [4], в виде:

$$|\sigma_\rho|_{max} = \sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_{гр}} + 2\Delta\sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_{гр}} = \sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_{гр}} + 2\sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_{гр}}(1 - \cos\alpha) = \sigma_\rho\big|_{\rho=\rho_{гр}}(3 - 2\cos\alpha), \qquad (18)$$

где $(3 - 2\cos\alpha)$ — коэффициент, учитывающий изгиб и спрямление осесимметричной заготовки в момент перехода от конического участка к недеформированному цилиндрическому участку; $\rho_{гр} = r_{гр}/\sin\alpha$.

В тех случаях, когда при раздаче формируется цилиндрический элемент нового диаметра (рис. 2), меридиональные напряжения σ_ρ на коническом участке следует определять с учетом влияния изгиба и спрямления между этими участками. Допускаем, что при изгибе и спрямлении элементов на границе участка свободного изгиба меридиональные напряжения σ_ρ увеличиваются на $2\Delta\sigma_\rho$. Величину $\Delta\sigma_\rho$ находим по выражению $\Delta\sigma_\rho = \frac{\sigma_{s\theta}s}{4r_2}$ работы [4], где $r_2 = \sqrt{r_к s}/(\sqrt{2}\sin\alpha)$ — радиус кривизны.

Меридиональные напряжения σ_ρ для рассматриваемого условия формоизменения определяем по формуле

$$\sigma_\rho = 2\Delta\sigma_\rho\big|_{\rho=r_к} = \frac{\sqrt{2}}{2}\frac{\sigma_{s\theta}s\sin\alpha}{\sqrt{r_к s}}. \qquad (19)$$

Меридиональные σ_ρ и окружные σ_θ напряжения определяются совместным решением приближенного уравнения равновесия (13) и условия пластичности (6) при граничных условиях

$$\sigma_\rho\big|_{\rho=r_к} = 2\Delta\sigma_\rho\big|_{\rho=r_к} = \frac{\sqrt{2}}{2}\frac{\sigma_{s\theta}s\sin\alpha}{\sqrt{r_к s}}; \quad \rho = \rho_к, \qquad (20)$$

где $\sigma_{s\theta}$ определяется из выражения (5) при $\rho = \rho_к$.

Ve0218.fm Page 71 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Силу раздачи осесимметричной заготовки определяем по формуле

$$P = 2\pi r_0 s_0 |\sigma_{\rho\,\max}|.$$

Предположив, что в уравнениях (6)—(20) коэффициенты анизотропии равны между собой ($R_\rho = R_\theta = R$), можем определить напряжения при раздаче трубной заготовки из трансверсально-изотропного материала, а при $R = 1$ — при раздаче трубной заготовки из изотропного материала.

Оценили также влияние коэффициента нормальной анизотропии трубной заготовки на действующие в ней напряжения и деформации, силу и предельное формоизменение при раздаче. Расчеты проводили для трубных заготовок с параметрами кривой упрочнения: σ_{i0} = 377,15 МПа; A = 488,9 МПа; n = 0,48 [1—4].

На рис. 3 приведены зависимости относительных меридиональных $|\bar{\sigma}_\rho| = |\sigma_\rho|/\sigma_{0,2\theta}$ и окружных $\bar{\sigma}_\theta = \sigma_\theta/\sigma_{0,2\theta}$ напряжений на коническом участке заготовки от величины $\bar{\rho} = \rho/\rho_0$ (при r_0 = 50 мм; s_0 = 4 мм; μ = 0,05). Установлено, что с увеличением $\bar{\rho}$ относительное окружное напряжение $\bar{\sigma}_\theta$ также увеличивается, а меридиональные напряжения $|\bar{\sigma}_\rho|$ уменьшаются. С увеличением коэффициента R_θ анизотропии при постоянном значении коэффициента R_ρ относительное радиальное напряжение $|\bar{\sigma}_\rho|$ увеличивается в несколько раз при $\bar{\rho}$ = 1.

Зависимости относительной силы P раздачи от угла α конусности инструмента (μ = 0,05) при разных сочетаниях коэффициентов R_ρ и R_θ анизотропии приведены на рис. 4. Было установлено, что углы конусности инструмента в интервале 12÷18° соответствуют меньшей силе раздачи, и именно они являются предпочтительными при проектировании технологического процесса.

Установлено также заметное влияние цилиндрической анизотропии механических свойств трубной заготовки на силу раздачи. Так, рост коэффициента анизотропии R_ρ от 0,2 до 2 (при R_θ = 2 или

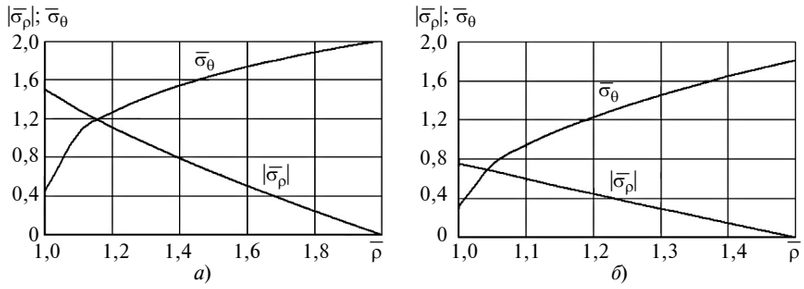


Рис. 3. Зависимости относительных меридиональных $|\bar{\sigma}_\rho|$ и окружных $\bar{\sigma}_\theta$ напряжений от величины $\bar{\rho}$ (α = 20°; μ = 0,05):
а — K_p = 1,5, R_ρ = 2, R_θ = 0,2; *б* — K_p = 1,5, R_ρ = 2, R_θ = 2

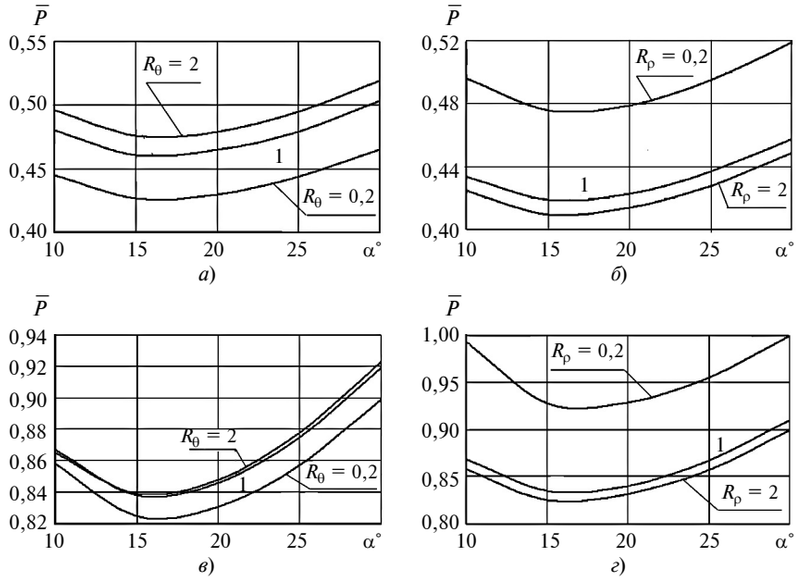


Рис. 4. Зависимости силы $\bar{P}$ от угла α:
а — R_ρ = 0,2; *б* — R_θ = 0,2, K_p = 1,25; *в* — R_ρ = 2; *г* — R_θ = 0,2, K_p = 1,5

Ve0218.fm Page 72 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

$R_0 = 0{,}2$) сопровождается увеличением относительной силы $\bar{P}$ более чем на 25 % (рис. 4, *б*, *г*).

На рис. 5 приведены зависимости силы P раздачи от угла α конусности инструмента при разных коэффициентах анизотропии для трансверсально-изотропного материала. При этом минимальной силе соответствуют рациональные углы конусности инструмента в интервале 15÷20°.

По результатам экспериментальных исследований процесса раздачи получены зависимости силы P от угла α конусности инструмента, приведенные на рис. 6. Закономерности, полученные экспериментально (штриховая линия), соответствуют теоретическим закономерностям (сплошная линия). Сравнение теоретических расчетов и экспериментальных данных по силовым режимам раздачи показало хорошее совпадение.

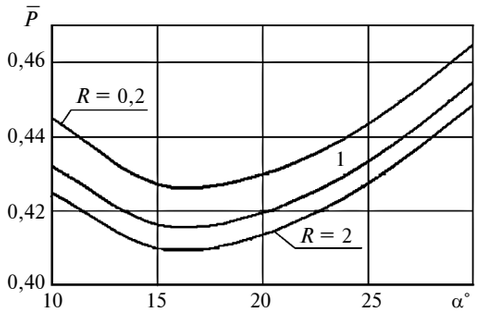


Рис. 5. Зависимости силы $\bar{P}$ от угла α (K_p = 1,25, μ = 0,05)

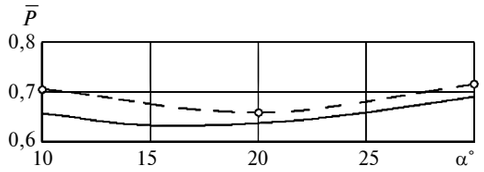


Рис. 6. Зависимости силы P от угла α

Полученные в ходе исследований результаты можно рекомендовать для расчета технологических параметров раздачи трубных заготовок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
2. **Яковлев С. П., Яковлев С. С., Андрейченко В. А.** Обработка давлением анизотропных материалов. Кишинев: Квант, 1997. 331 с.
3. **Нечепуренко Ю. Г., Яковлев С. П., Яковлев С. С.** Глубокая вытяжка цилиндрических изделий из анизотропного материала. Тула: ТулГУ, 2000. 195 с.
4. **Попов Е. А.** Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977. 278 с.

УДК 621.7.09

В. Г. ШИБАКОВ, Д. Л. ПАНКРАТОВ, доктора технических наук, А. П. АНДРЕЕВ,
Р. В. ШИБАКОВ, кандидаты технических наук (Казанский (Приволжский) федеральный университет, г. Казань),
e-mail: pankratovdl@gmail.com

Повышение эксплуатационных свойств и точности деталей, штампованных холодной деформацией при плоскостной калибровке

На примере кольцевых и цилиндрических заготовок рассмотрен способ повышения точности штампованных деталей холодной деформацией при плоскостной калибровке. Приведены результаты имитационного моделирования и напряженно-деформированного состояния при осадке заготовок.

Ключевые слова: поковка, пластическая деформация, объемная штамповка, точность, плоскостная калибровка, напряженно-деформированное состояние, имитационное моделирование, QForm.

On the example of ring and cylindrical blanks, the method of accuracy increasing of stamped parts by cold deformation at planar calibration is considered. The results of simulation modeling and stressed-strain state are presented at billets shortening.

Keywords: forging, plastic deformation, volume stamping, accuracy, planar calibration, stressed-strain state, simulation modeling, QForm.

Такие механические характеристики сталей и сплавов, как ударная вязкость, пластичность, сопротивление разрушению, а следовательно, эксплуатационные свойства деталей существенно зависят от волокнистой структуры, формируемой в результате пластического деформирования при штамповке деталей. Указанные свойства, как правило, выше вдоль волокон, что особенно важно для деталей, работающих при высоких статических и динамических нагрузках (рычаги, зубчатые колеса, валы, оси и т. п.). Поэтому при их изготовлении штамповкой необходимо, чтобы при последующей обработке поковки резанием волокна структуры не перерезались. Достижению указанной цели, а также снижению ресурсоемкости производства деталей ответственного назначения способствует калибровка поковок после горячей объемной штамповки.

Ve0218.fm Page 73 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

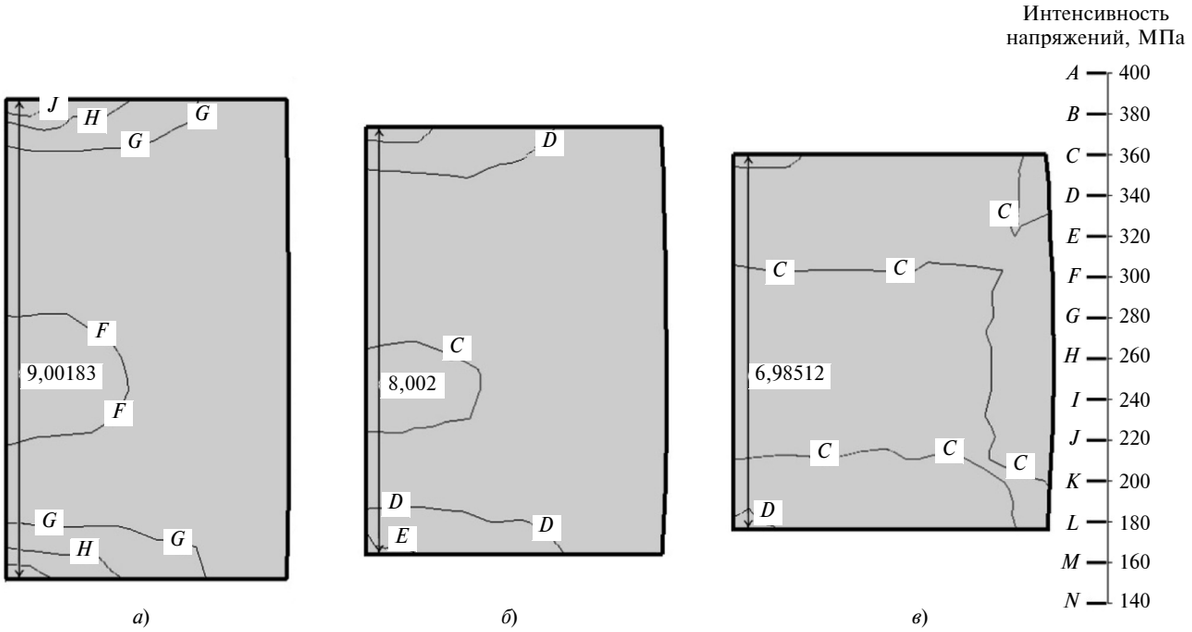


Рис. 1. Распределение напряжений σ при калибровке цилиндрической заготовки с плоским торцом при осадке соответственно на 1 (*а*), 2 (*б*) и 3 мм (*в*)

Калибровка не только сохраняет сформированную объемной штамповкой волокнистую структуру, но и обеспечивает точные размеры и форму поковок. Калибровка бывает объемная и плоскостная (ПК), горячая и холодная [1]. Перед калибровкой поковки тщательно очищают от окалины и загрязнений. На калибруемой поверхности не допускаются дефекты глубиной более 0,1÷0,2 мм.

Холодная калибровка обеспечивает допуски от 0,1÷0,25 мм для обычной точности и 0,05÷0,15 мм — для повышенной точности, при этом обработку калибруемых поверхностей резанием можно не проводить.

Одной из причин, препятствующих широкому применению ПК при изготовлении деталей, являются отклонение от плоскостности и повышенная шероховатость калибруемых поверхностей.

Для установления причин образования дефектов на калибруемых поверхностях провели имитационное моделирование распределения напряженно-деформированного состояния (НДС) и контактных напряжений в программном комплексе QForm при холодной осадке цилиндрических и кольцевых заготовок с малыми степенями деформации.

На рис. 1, *а—в* показаны распределения НДС при калибровке цилиндрической заготовки с плоским торцом, полученным при осадке соответственно на 1, 2 и 3 мм. Вследствие более низких напряжений в центре штампа и соответственно большей упругой деформации его периферии торцевые поверхности калибруемой поковки несколько искажаются, что проявляется в виде выпуклости высотой до 0,5 мм.

Для устранения этого дефекта в работе [2] предлагается при калибровке торцевых поверхностей круглых поковок выполнять плиты штампа из двух частей — периферийной и центральной, имеющих разные модули упругости, отличающиеся в 1,2÷1,6 раза. Такой диапазон может быть обеспечен, если центральная часть штампа изготовлена из инструментальной стали, макроструктура которой ориентирована перпендикулярно оси вставки. Так как материал периферийной части имеет меньшую податливость, то выпуклость поверхности в центральной части значительно уменьшается и необходимость в повторной калибровке отпадает.

Повысить качество калибруемой поверхности можно также приданием ей при штамповке определенной формы. Так, в работе [3] при штамповке формируют выпуклую калибруемую поверхность. После очистки поковки осуществляют плоскую калибровку, при которой металл из выпуклой зоны смещается на периферию калибруемой поверхности, т. е. формируется плоский торец с требуемым радиусом его сопряжения с боковой поверхностью.

Влияние формы калибруемой поверхности на энергосиловые параметры калибровки и качество получаемых при этом поковок оценивалось также по результатам имитационного моделирования в QForm. На рис. 1—3 показаны распределения параметров напряженного состояния в цилиндрических заготовках с торцевыми поверхностями соответст-

Ve0218.fm Page 74 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

венно плоской, выпуклой с радиусом R = 1,5 мм и вогнутой с R = 1,5 мм, после осадки на 1 (*а*), 2 (*б*) и 3 мм (*в*). При осадке на 3 мм калибруемая поверхность всех образцов становится плоской, при осадке на 2 мм у образца с вогнутой поверхностью в центральной зоне еще сохраняется впадина, а в зоне, примыкающей к торцу, образуется выступ. В других случаях (образцы с выпуклым торцом) боковой контур — ровный с небольшой бочкообразностью.

Энергосиловые параметры калибровки приведены на рис. 4 (где P — сила калибровки, МН; L — перемещение инструмента, мм). На начальной стадии сила P калибровки поковки с плоским торцом на 25÷30 % больше силы калибровки поковки с

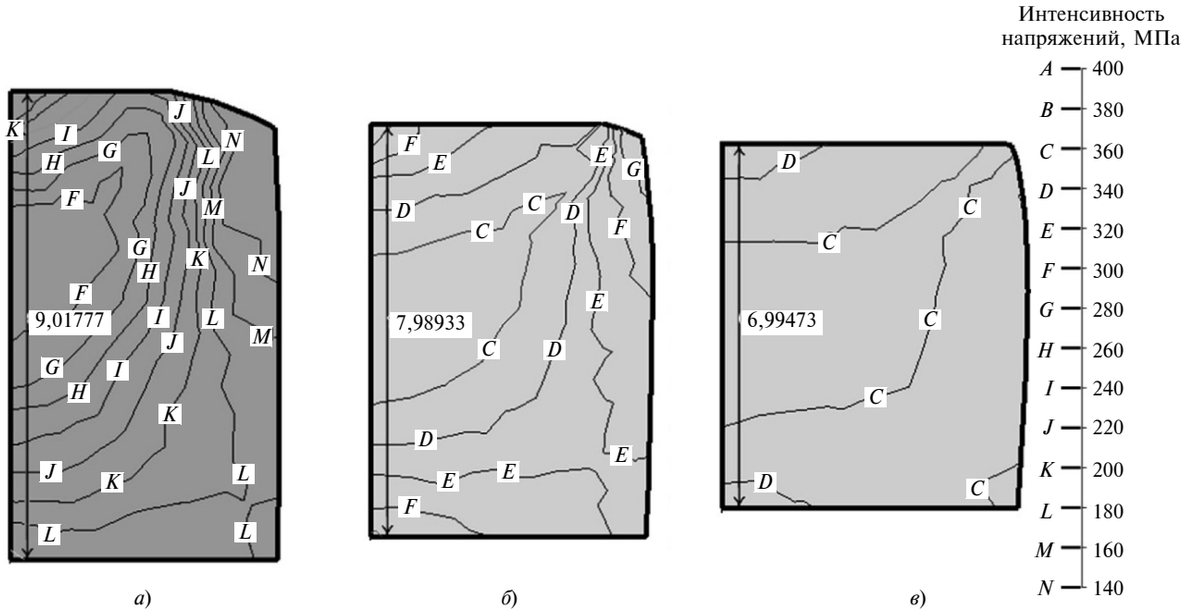


Рис. 2. Распределение напряжений σ при калибровке цилиндрической заготовки с выпуклым торцом (*R* = 1,5 мм) при осадке на 1 (*а*), 2 (*б*) и 3 мм (*в*)

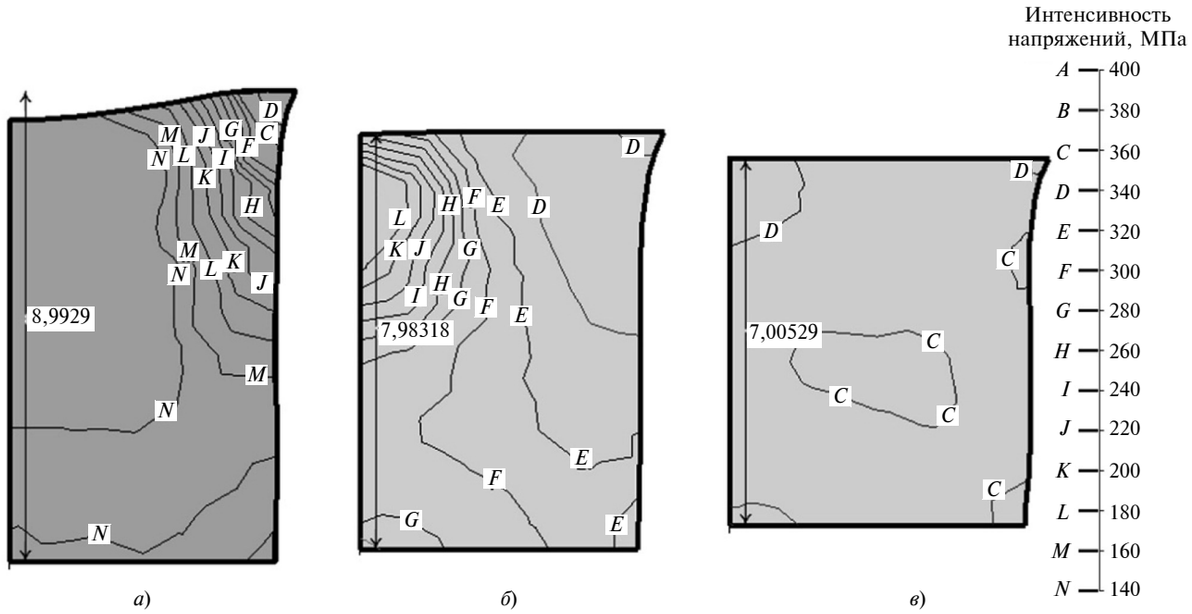


Рис. 3. Распределение напряжений σ при калибровке цилиндрической заготовки с вогнутым торцом (*R* = 1,5 мм) при осадке 1 (*а*), 2 (*б*) и 3 мм (*в*)

Ve0218.fm Page 75 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

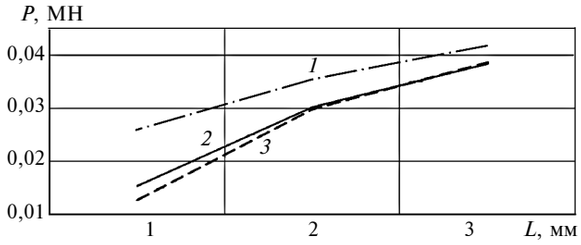


Рис. 4. Изменение силы *P* калибровки цилиндрических заготовок с плоским (*1*), выпуклым *R* = 1,5 мм (*2*) и вогнутым *R* = 1,5 мм (*3*) торцами

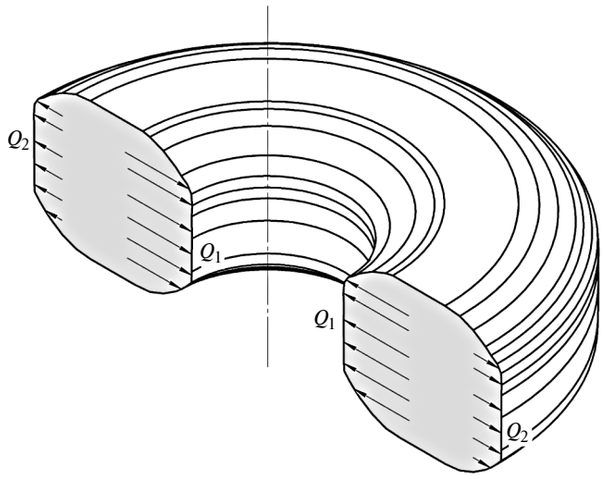


Рис. 5. Профиль поверхностей кольцевой поковки после калибровки

выпуклым торцом. При осадке на 3 мм эта разность уменьшается до 10÷15 %.

Моделированием исследовали также особенности течения металла при калибровке кольцевых поковок (рис. 5). В исходном состоянии поковки имеют разные формы торцевых поверхностей: выпуклую и вогнутую. Было также исследовано течение металла в зависимости от трения.

Особенностью течения металла при калибровке кольцевой поковки с выпуклой торцевой поверхностью является то, что наибольшее смещение металла происходит по направлению оси заготовки (Q_1), а в противоположном направлении оно незначительно (Q_2). Причем чем больше трение, тем интенсивнее становится центростремительное течение. При вогнутой калибруемой поверхности такая особенность не проявляется. Течение металла примерно одинаково в обоих направлениях. На рис. 6 приведены энергосиловые параметры калибровки кольцевых поковок.

Наибольшая сила *P* калибровки требуется для деформирования поковок с плоским торцом. Сила, необходимая для калибровки поковок с выпуклым торцом, на 25÷30 %, а для поковок с вогнутым торцом на 40÷60 % меньше силы калибровки поковок с плоским торцом.

Положительным эффектом будет также уменьшение силы трения на контакте поковки с инструментом при применении смазочного материала. Так как шероховатость калибруемой поверхности в результате неполного сглаживания неровностей оказывается больше, необходима повторная калибровка, особенно поковок с плоской и вогнутой поверхностями.

На рис. 7, *а—в* показано распределение деформаций в цилиндрических заготовках с разной формой торца при плоскостной калибровке (осадка 2,5 мм). Наибольшие деформации поверхности характерны для заготовок с выпуклым торцом (в среднем 0,34—0,38) по сравнению с деформациями заготовок с плоским и вогнутым торцами (0,24—0,27). В рассматриваемом случае напряжения при калибровке заготовки с выпуклым торцом меньше, чем при калибровке заготовки с плоским торцом.

Это приводит к тому, что выпуклость поверхности торца после калибровки такой заготовки уменьшается в 2—2,5 раза. Кроме того, формируются более плотная волокнистая структура и мелкозернистая микроструктура, что повышает эксплуатационные свойства калибруемой поверхности детали.

Испытания на износостойкость (V_{30}, 10^3 мм^3) калиброванных заготовок из стали 40ХН с разными торцами дали следующие результаты:

	Износостойкость, V_{30}, 10^3 мм^3
Заготовка до калибровки с торцом:	
плоским	125 ± 3
выпуклым	109 ± 5
вогнутым	138 ± 6
Заготовка после механической обработки торца	135 ± 6

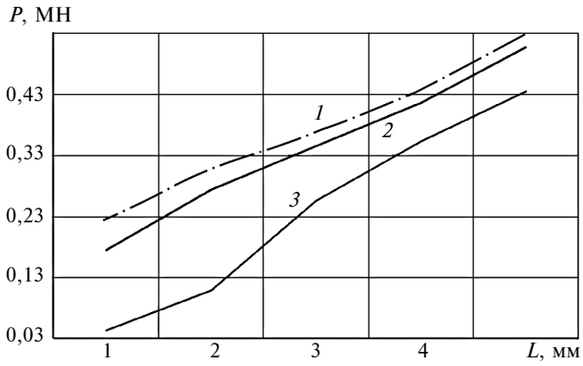


Рис. 6. Изменение силы *P* калибровки кольцевых заготовок с плоским (*1*), вогнутым (*2*) и выпуклым (*3*) торцами

Ve0218.fm Page 76 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

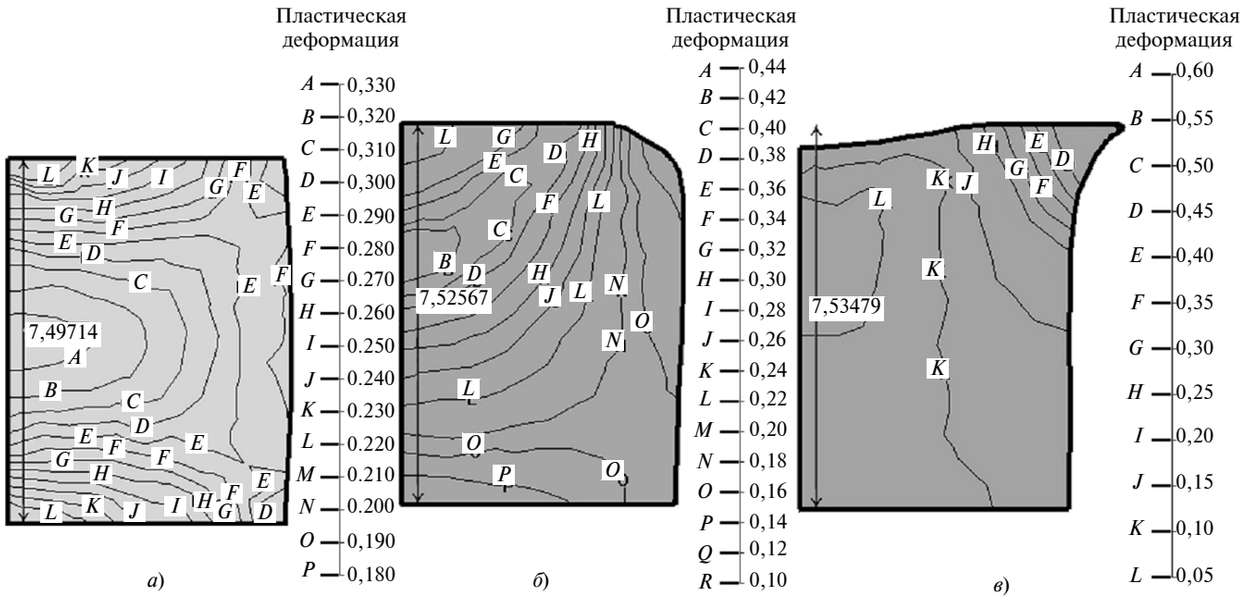


Рис. 7. Распределение деформаций при осадке цилиндрической заготовки с плоским (*а*), выпуклым *R* = 2,5 мм (*б*) и вогнутым *R* = 2,5 мм (*в*) торцами

Испытания проводили при сухом трении, силе прижима ролика 100 Н и частоте вращения диска контртела 675 мин$^{-1}$. Объем V_{30} изношенного материала (индекс 30 соответствует диаметру кольцевого контртела шириной 2,5 мм из твердого сплава) определяем с помощью специальных таблиц по результатам измерения глубины лунок на микроскопе. Из приведенных данных видно, что для заготовок с выпуклой торцевой поверхностью при равных условиях износостойкость на 15÷20 % выше, что связано с формированием на торцевой поверхности благоприятной волокнистой микроструктуры при ее калибровке интенсивной деформацией.

Выводы

1. Форма плоскостей, подвергаемых холодной плоскостной калибровке после горячей объемной штамповки, существенно влияет на распределение НДС в приконтактных областях деформируемой заготовки.

2. При калибровке цилиндрические заготовки с выпуклым торцом подвергаются большим пластическим деформациям, чем заготовки с плоским торцом, хотя возникающие при этом напряжения, а соответственно и упругие отжатия штамповых плит у них меньше. В результате выпуклость торцевых поверхностей после калибровки уменьшается в 1,5—2 раза.

3. В результате интенсивного пластического течения металла при калибровке заготовок с выпуклым торцом в поверхностных слоях формируются благоприятные волокнистая макроструктура и микроструктура. Износостойкость заготовок по сравнению с их исходным состоянием повышается на 15÷20 %.

4. Сила, необходимая для калибровки заготовок с выпуклым и вогнутым торцами в 1,2—1,3 раза меньше, чем при калибровке заготовки с плоским торцом.

5. При плоскостной калибровке кольцевых поковок с выпуклой формой поверхности для исследованных условий трения течение металла происходит преимущественно к внутренней поверхности, а с вогнутой формой калибруемой поверхности течение металла происходит как к оси поковки, так и к внешней поверхности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Технологические** основы обеспечения качества машин / К. С. Колесников, Г. Ф. Баландин, А. М. Дальский и др.; Под общ. ред. К. С. Колесникова. М.: Машиностроение, 1990. 256 с.
2. **А. с. 1398949 СССР.** Калибровочный штамп.
3. **А. с. 1516211 СССР.** Способ получения поковок.

Ve0218.fm Page 77 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621.923.5

А. М. ГАФАРОВ, З. З. ШАРИФОВ, доктора технических наук,
Ч. М. АЛИЕВ, д-р философии по технике, А. М. КУЛИЕВ
(Азербайджанская Государственная Морская Академия, г. Баку),
e-mail: Aydin.qafarov@hotmail.com

Исследование шероховатости поверхностей деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой

Исследованы возможности нового прогрессивного технологического процесса — асимметрично-безотрывочной притирки. Определены рациональные параметры процесса, обеспечивающие минимальную шероховатость поверхности.

Ключевые слова: деталь, оборудование, асимметрично-безотрывочная притирка, шероховатость поверхности, параметры, точность, износ.

The possibilities of a new progressive technological process — asymmetric non-intermittent lapping-are studied. The rational parameters of the process, which ensure a minimum surface roughness, are determined.

Keywords: part, equipment, asymmetric non-intermittent lapping, surface roughness, parameters, accuracy, wear.

Один из прогрессивных технологических методов механической обработки высокоточных деталей машин и механизмов — асимметричная притирка, особенностью которой является то, что отдельные участки поверхности притира в процессе обработки периодически обновляются, очищаются от продуктов износа и заполняются новыми порциями притирочных паст. Далее притир с обновленными участками поверхностей продолжает работу, т. е. осуществляет асимметрично-безотрывочную обработку, для которой разработали притир специальной конструкции.

В производственных условиях притирку часто используют как высокоточную финишную обработку, обеспечивающую 6—8-й квалитеты и шероховатость поверхности до $Ra = 0{,}08 \div 0{,}10$ мкм. Преимущество асимметрично-безотрывочной притирки в том, что за одну установку можно выполнить как черновую, так и чистовую операции. При этом качество получаемого поверхностного слоя деталей намного выше, чем при тонком шлифовании, хонинговании и суперфинишировании. Асимметрично-безотрывочная притирка обеспечивает высокую геометрическую точность обработанных поверхностей и существенно повышает их износостойкость.

Исследования показали, что качество, точность и износостойкость поверхностей деталей в процессе асимметричной притирки определяются множеством факторов: параметрами резания, материалом и зернистостью притирочных паст, материалом притира, обрабатываемым материалом и др. Чтобы детали имели высокую износостойкость, необходимо обеспечить требуемую точность и наиболее рациональные физико-механические свойства их поверхностных слоев.

На эксплуатационные характеристики деталей наибольшее влияние оказывают точность обработки, шероховатость поверхности, остаточные напряжения и наклеп поверхностного слоя. Многочисленными исследованиями установлено, что одинаковые по точности и качеству поверхностей детали, но обработанные разными способами, имеют различные эксплуатационные характеристики. Шероховатость без учета других показателей качества поверхности не может характеризовать физическую природу поверхностного слоя.

Разные поверхности с одинаковой шероховатостью могут иметь различные характер и величину остаточных напряжений, степень наклепа, искажения кристаллической решетки и нарушения целостности поверхности из-за наличия микротрещин, задиров, разрыхлений и т. д. Химический состав и структура поверхностного слоя металла также могут быть различными. Если поверхность получена в результате комплекса механических операций с выделением в зоне резания значительного количества тепла, то некоторые химические составляющие металла могут выгорать, и очень тонкий слой поверхности обедняется, что снижает его эксплуатационные свойства [1—10].

Наиболее эффективным способом, обеспечивающим оптимальное сочетание эксплуатационных показателей контактных поверхностей деталей, является выбор рациональных условий обработки. Если при выбранных режимах обработки и других технологических параметрах не обеспечиваются требуемая шероховатость, остаточные напряжения и микротвердость поверхностного слоя, то детали будут иметь небольшие износостойкость и долговечность.

Остаточные напряжения и микротвердость, как правило, располагаются по определенной глубине поверхностного слоя, а при финишной обработке снима-

Ve0218.fm Page 78 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ется его небольшая, самая верхняя часть.

Так как эксплуатационные показатели деталей машин определяются совокупностью технологических факторов, то, очевидно, что каждый из технологических факторов асимметрично-безотрывочной притирки в отдельности не может характеризовать качество поверхности и, тем более, износостойкость поверхностного слоя деталей. Поэтому в первую очередь необходимо определить возможности асимметрично-безотрывочной притирки и установить влияние режимов резания и технологических параметров на шероховатость обработанной поверхности, остаточные напряжения и микротвердость поверхностного слоя.

Для экспериментального исследования влияния параметров процесса притирки на шероховатость *Ra* обработанной поверхности использовали образцы, изготовленные из сталей 45, 40Х и 38ХМЮА.

Шероховатость обработанной поверхности измеряли с помощью профилометра-профилографа мод. 201 с записью профилограмм обработанных поверхностей. Для измерения образцов использовали микрометр, индикаторный нутрометр, рычажно-оптические приборы и инструментальный микроскоп. Точность измерения в зависимости от мерительного средства составляла от 0,01 до 0,001 мм.

При определении влияния основных технологических факторов притирки на шероховатость обработанной поверхности использовали метод ортогонального планирования второго порядка [5]. Параметры процесса варьировались на пяти уровнях. Воспроизводимость опытов и значимость коэффициентов уравнений регрессии проверяли соответственно по критериям Кохрена и Стьюдента.

В результате расчетов для кодированных значений факторов получили математическую модель, характеризующую влияние скоростей возвратно-поступательного ($v_{вп}$) и вращательного ($v_{ок}$) движений, удельного давления $P_{уд}$, зернистости З паст и времени T обработки на шероховатость *Ra* обработанной поверхности:

$$\begin{aligned}\hat{y}_{Ra} &= 0{,}56 - 0{,}012x_1 - 0{,}022x_2 + \\ &+ 0{,}016x_3 + 0{,}026x_4 - 0{,}031x_5 - \\ &- 0{,}020x_1x_2 - 0{,}014x_1x_4 - \\ &- 0{,}016x_1x_5 + 0{,}021x_2x_3 + \\ &+ 0{,}022x_2x_4 - 0{,}016x_2x_5 + \\ &+ 0{,}018x_3x_5 + 0{,}015x_4x_5 + \\ &+ 0{,}012x_1^2 + 0{,}031x_2^2 + 0{,}018x_3^2 + \\ &+ 0{,}013x_4^2 - 0{,}029x_5^2. \qquad (1)\end{aligned}$$

Проверка по критерию Фишера показала адекватность модели (1) для уровня значимости $a = 0{,}05$. После соответствующих преобразований уравнения (1) для натуральных значений факторов получили уравнение вида:

$$\begin{aligned}Ra &= 0{,}172 + 0{,}029v_{вп} - \\ &- 0{,}121v_{ок} + 0{,}223P_{уд} + 0{,}3913 - \\ &- 0{,}253T + 0{,}298v_{вп}v_{ок} - \\ &- 0{,}013v_{вп}v_{ок} - 0{,}161v_{ок}P_{уд} + \\ &+ 0{,}231P_{уд}T + 0{,}248P_{уд}З + \\ &+ 0{,}012v_{вп}^2 + 0{,}139v_{ок}^2 + \\ &+ 0{,}283P_{уд}^2 + 0{,}2983^2 - \\ &- 0{,}244T^2. \qquad (2)\end{aligned}$$

После оптимизации моделей (1) и (2) получили следующие рациональные параметры асимметрично-безотрывочной притирки относительно минимальной шероховатости поверхности: $v_{вп} = 0{,}15$ м/с; $v_{ок} = 0{,}65$ м/с; $P_{уд} = 150$ Па; З = 28 мкм; $T = 160$ с.

С целью анализа, проверки и подтверждения результатов исследований, полученных методом многофакторного планирования экспериментов, провели дополнительные опыты с применением классических способов согласно методикам, изложенным в работах [11—14].

Известно, что экспериментальные исследования дают случайные величины измерений. Для определения характеристики случайной величины иногда удобнее пользоваться не функциями распределения, а количественными показателями ее распределения. Характеристиками случайной величины являются: математическое ожидание, дисперсия, моменты, мода, медиана и коэффициент вариации. Математические ожидания разных случайных величин определяются по-разному:

дискретных по формуле

$$M_x = x_{ср} = \sum_i x_i P(x_i)^{-\infty};$$

непрерывных по формуле

$$M_x = \int_{-\infty}^{+\infty} xf(x)\mathrm{d}x = \int_{-\infty}^{+\infty} x\mathrm{d}F(x);$$

положительных непрерывных по формуле

$$M_x = \int_0^{\infty} [1 - F(x)]\mathrm{d}x = \int_0^{\infty} P(x)\mathrm{d}x.$$

Другие характеристики случайной величины определяются стандартными формулами математической статистики.

Результаты экспериментов показали, что полученные данные можно описать законом нормального распределения.

Нормальное распределение характеризуется интегральной функцией или плотностью распределения [13]:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\mathrm{d}x\right];$$

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right],$$

где $-\infty < x < \infty$.

Для нормального распределения: математическое ожидание $M(x) = \mu$, дисперсия $D(x) = \sigma^2$, коэффициент вариации $V = \sigma/\mu$,

Ve0218.fm Page 79 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

параметры $-\infty < \mu < +\infty$, $u > \sigma > 0$ — показатели сдвига и масштаба, σ_x — среднее квадратическое отклонение (разброс результатов измерений).

Нормальное распределение можно представить как функции Лапласа $\Phi(z)$ или плотности распределения $\varphi(z)$, которые для центрированной случайной величины $z = (\underline{x} - \mu)/\sigma$ имеют вид:

$$\Phi(z) = \frac{1}{2\pi}\int_0^z \exp\left(\frac{z^2}{2}\right)\mathrm{d}z;$$

$$\varphi(z) = \frac{1}{2\pi}\int_0^z \exp\left(-\frac{z^2}{2}\right).$$

Значения функции $\Phi(z)$ табулированы. Функции $\Phi(z)$ и $F(x)$ связаны соотношениями:

$$F(x) = \frac{1}{2} + \Phi(z); \quad \Phi(-z) = -\Phi(z).$$

Кроме того, начальное распределение задается также значениями квантилей U_P уровня P, по которым можно определить вероятность заданного значения случайной величины x [12, 13]:

$$X_P = M(x) + U_P\sigma.$$

Для нормально распределенной случайной величины, согласно работам [12, 13], вероятность попадания в интервал, ограниченный точками, расположенными на расстоянии σ от математического ожидания, составляет 0,6813; в интервал $[M(x) - 2\sigma] \div [M(x) + 2\sigma]$ составляет 0,9544; в интервал $[M(x) - 3\sigma] \div [M(x) + 3\sigma]$ составляет 0,9973, т. е. можно считать, что с вероятностью 99,73 % получим:

$$M(x) - 3\sigma \le x \le M(x) + 3\sigma.$$

Если случайная величина изменяется в интервале положительных значений, то получаем усеченное нормальное распределение, и тогда следует скорректировать расчеты.

По результатам экспериментов и полученным моделям построены графики, характеризующие влияние параметров $v_{вп}$, $v_{ок}$, $P_{уд}$, З и T на величину Ra шероховатости обработанных поверхностей. Экспериментами установлено, что при повышении скорости $v_{вп}$ возвратно-поступательного движения и окружной скорости $v_{ок}$ шероховатость Ra притираемой поверхности уменьшается (рис. 1 и 2).

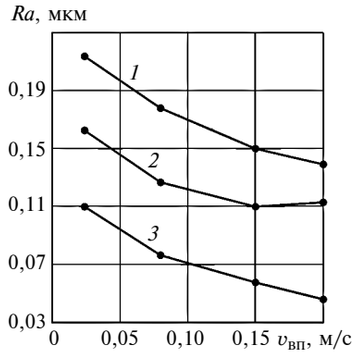


Рис. 1. Зависимости шероховатости *Ra* поверхности от скорости $v_{вп}$ при обработке партий *1*, *2*, *3* деталей из стали 40Х с разной исходной шероховатостью

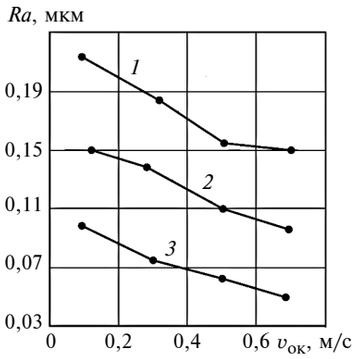


Рис. 2. Зависимости шероховатости *Ra* поверхности от скорости $v_{ок}$ при обработке партий *1*, *2*, *3* деталей из стали 40Х с разной исходной шероховатостью

При нормальном давлении притира на малых скоростях резания на поверхностях деталей не возникают дополнительные тепловые деформации, размягчающие материал поверхностного слоя. На этих скоростях происходит резание — царапание без влияния температуры в зоне резания, т. е. имеет место преимущественно механическое воздействие. Дальнейшее повышение скоростей $v_{вп}$ и $v_{ок}$ сопровождается повышением температуры в зоне контакта притира с обрабатываемой поверхностью, что приводит к некоторому размягчению обрабатываемого материала и облегчает поверхностно-пластическое деформирование. Однако при асимметрично-безотрывочной притирке в результате периодического обновления рабочей части инструмента влияние тепла незначительно и несущественно.

Результаты экспериментов показали, что наиболее стабильная шероховатость поверхности достигается при скоростях $v_{вп} = 0{,}15 \div 0{,}20$ м/с и $v_{ок} = 0{,}45 \div 0{,}60$ м/с. При повышении скоростей $v_{вп}$ и $v_{ок}$ съем материала с поверхностного слоя увеличивается, и тем больше, чем больше зернистость притирочных паст. Следует отметить, что из-за стабильного состояния притирочных паст в процессе асимметрично-безотрывочной притирки, характер влияния возвратно-поступательного и вращательного движений на шероховатость поверхности существенно не изменяется. Однако при повышении скоростей $v_{вп}$ и $v_{ок}$ износ рабочей поверхности притира увеличивается, что связано с увеличением пути трения контактной поверхности притира и ухудшением его теплопроводности.

Существенное влияние на шероховатость Ra и физико-механические свойства поверхностного слоя оказывает удельное давление $P_{уд}$. С его повышением поверхностный слой детали дополнительно деформируется, увеличивается нагрузка на единицу площади контакта, повышается температура в зоне резания, что приводит к увеличению шероховатости поверхности (рис. 3).

При обычной притирке внутренних цилиндрических поверхностей деталей из-за большого удельного давления $P_{уд}$ уменьшается зазор между притиром и

Ve0218.fm Page 80 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

обрабатываемой поверхностью, ухудшается равномерность распределения притирочных паст по обрабатываемой поверхности и по поверхности притира. На обеих поверхностях накапливаются продукты обработки и отработанная часть пасты, что ухудшает условия съема материала. На обработанных поверхностях появляются риски, задиры, неоднородность поверхностного слоя, что приводит к увеличению шероховатости поверхности и ухудшению физико-механических свойств поверхностного слоя в целом. В результате, увеличение удельного давления оказывается недостаточным для дальнейшего пластического деформирования поверхностного слоя. Технологические возможности притирки как окончательного метода обработки снижаются.

С уменьшением шероховатости обработанной поверхности площадь контакта поверхностного слоя с абразивными зернами притирочных паст существенно увеличивается, а часть зерен в процессе обработки измельчается, что требует дальнейшего повышения контактного давления.

Известно, что обычную притирку осуществляют в определенном допустимом диапазоне удельного давления $P_{уд}$. Повышение удельного давления приводит к ухудшению качества поверхностного слоя в целом и, конкретно, увеличению шероховатости поверхности. Кроме того, при сверхнормативном удельном давлении увеличивается сила трения между обрабатываемой поверхностью и поверхностью притира, повышается температура в зоне резания, происходит схватывание абразивных зерен притирочных паст с размягченным материалом поверхностного слоя, ухудшаются условия обработки поверхностей деталей.

Исследования показали, что обработка проходит более стабильно при давлении $P_{уд} = 20 \div 125$ кПа.

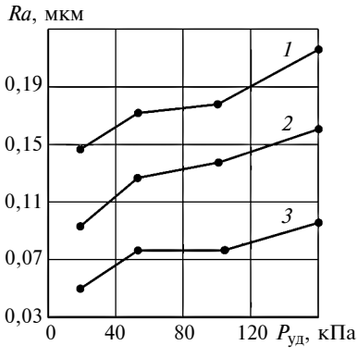


Рис. 3. Зависимости шероховатости *Ra* поверхности от удельного давления $P_{уд}$ при обработке партий *1*, *2*, *3* деталей из стали 40Х с разной исходной шероховатостью

Повышение $P_{уд}$ приводит к засаливанию рабочей части притира: возникает необходимость частой правки инструмента; уменьшается съем материала; увеличивается шероховатость поверхности. Снижение удельного давления до определенных значений приводит к заполнению рабочих поверхностей притиров притирочной пастой.

По мере износа притира продукты обработки и отработанная часть пасты удаляются из зоны обработки, паста равномернее распределяется по поверхности притира и обрабатываемой поверхности, а абразивные зерна выравниваются по высоте, в результате чего шероховатость поверхности существенно уменьшается.

Однако при давлении $P_{уд} < 10$ кПа значительно снижается производительность процесса и ухудшаются условия съема материала с поверхности, т. е. режим обработки изменяется с микрорезания на полирование, а способность притира править ухудшается.

Выбор оптимального значения $P_{уд}$ существенно влияет на эффективность процесса в целом. Давление $P_{уд} = 120 \div 160$ кПа наиболее оптимально по критерию съема материала с поверхностного слоя. Производительность обработки особенно заметно снижается при $P_{уд} > 180 \div 210$ кПа. Поэтому выбор оптимального давления $P_{уд}$ является определяющим фактором при осуществлении притирки.

Качество поверхности и состояние поверхностного слоя во многом определяется направлением и скоростью перемещения зерен притирочных паст, нагрузкой, действующей на них, качеством поверхности притира и исходной шероховатостью обрабатываемой поверхности перед притиркой.

В работе [4] указывается, что в процессе притирки зерна могут скользить, перекатываться или проскальзывать с перекатыванием. На характер движения зерен и шероховатость обработанной поверхности большое влияние оказывают их однородность и форма. Считается, что для получения минимальной шероховатости поверхности следует использовать более мелкозернистую пасту.

Исследования показали, что абразивные зерна притирочных паст в зоне контакта рабочей поверхности притира с обрабатываемой поверхностью образуют режущий контур. В процессе притирки остатки зерен, находящиеся в отработанной пасте, переносятся на обрабатываемую поверхность, постепенно сглаживаются и заполняют межзеренные пространства свободными абразивными зернами, содержащимися в пасте. С увеличением концентрации абразивных зерен в притирочных пастах съем материала с поверхностного слоя существенно уменьшается, что ограничивает возможность их внедрения в обрабатываемую поверхность и уменьшает их режущую способность. Отметим, что небольшие абразивные зерна имеют более острые кромки по сравнению с большими зернами, но быстрее затупляются и теряют режущую способность. С увеличением зернистости З притироч-

Ve0218.fm Page 81 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ных паст шероховатость обработанной поверхности увеличивается (рис. 4).

Влияние размеров зерен притирочных паст на шероховатость обработанной поверхности определяется их геометрическими размерами в момент обработки. При этом существенное значение имеют условия работы абразивных зерен.

С увеличением зернистости паст шероховатость *Ra* поверхности увеличивается, так как увеличивается площадь слоя, снимаемого каждым единичным зерном, вследствие увеличения их геометрических размеров.

При увеличении или уменьшении зернистости притирочных паст изменяется соотношение между механическими и химическими воздействиями абразивного и обрабатываемого материалов. Существенное значение при этом имеют состояние, положение и скорость движения абразивных зерен в зоне резания. Положение абразивных зерен в процессе обработки зависит от их размеров: мелкие зерна имеют более стабильное положение и создают условия для большего химического воздействия на материал поверхностного слоя; для крупных зерен характерно механическое воздействие, т. е. резание со стружкообразованием.

Устойчивость процесса притирки во многом зависит от выбора оптимальной притирочной пасты. Такая паста позволяет в 1,7—2,2 раза уменьшить шероховатость поверхности и в 1,4—1,6 раза повысить производительность обработки.

Химические воздействия притирочных паст на поверхностный слой деталей характеризуются образованием окисных пленок, что немаловажно при оценке износостойкости деталей. Окислы металлов [7] лучше полируются по сравнению с карбидами. Особенно хорошо полируются окислы металлов с переменной валентностью, такие как окиси хрома и железа, двуокись марганца.

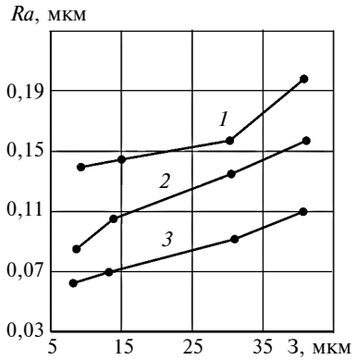


Рис. 4. Зависимости шероховатости *Ra* поверхности от зернистости З притирочных паст при обработке партий *1*, *2*, *3* деталей из стали 40Х с разной исходной шероховатостью

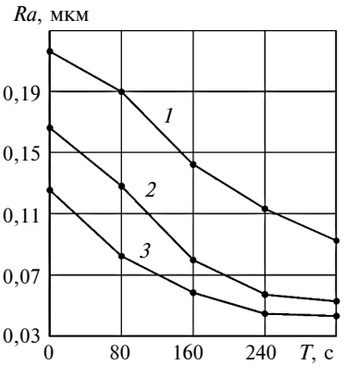


Рис. 5. Зависимости шероховатости *Ra* поверхности от времени *T* обработки партий *1*, *2*, *3* деталей из стали 40Х с разной исходной шероховатостью

Одним из основных факторов технологического процесса притирки, определяющего точность обработки, качество поверхности и производительность, является время *T* обработки. С увеличением времени *T* притирки (рис. 5) шероховатость *Ra* поверхности уменьшается. Отметим, что между этими параметрами нет пропорциональной зависимости. Износ рабочей поверхности притира с увеличением времени обработки увеличивается, что непосредственно связано с количеством и состоянием абразивных зерен. Повышение времени обработки приводит к естественному дроблению и уменьшению размеров абразивных зерен паст. Крупнозернистая притирка становится мелкозернистой, повышается температура в зоне резания, которая вначале имеет нестабильный скачкообразный характер, а затем постепенно стабилизируется.

Исследование влияния времени *T* притирки на шероховатость *Ra* поверхности при использовании разных паст показало, что в начальный период обработки паста на рабочей поверхности притира распределяется более равномерно. По мере ее износа поверхностные поры заполняются продуктами обработки, и резание постепенно заменяется выглаживанием обработанной поверхности, и ее шероховатость уменьшается.

Исследования влияния времени *T* обработки на износ притира показали, что несмотря на изменения геометрических параметров притира, характер воздействия абразивных зерен на каждый элементарный участок его поверхности и на обрабатываемую поверхность сохраняется. Устанавливается некоторое равновесие между резанием, царапанием и выглаживанием. В этих случаях необходимо создать такие условия обработки, при которых обработанные поверхности не выглаживались.

Установлено, что при определенном времени обработки исходная шероховатость поверхности стабилизируется и происходит постепенное ее уменьшение. В конце притирки резание абразивными зернами заменяется выглаживанием. Для обеспечения постепенного, непрерывного и равномерного уменьшения шероховатости поверхности необходимо применять в начале обработки крупнозернистые, а в конце — мелкозернистые пасты.

Результаты исследований по определению технологических возможностей асимметричнобезотрывочной притирки пока-

зывают, что рекомендуемый процесс является одним из прогрессивных методов обработки, обеспечивающий требуемую точность обработки, качество поверхности и высокую производительность.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гафаров А. М.** Прогрессивные методы механической обработки. Баку: Наука, 2001. Т. 1. 286 с. Т. 2. 310 с.

2. **Крагельский И. В.** Трения и износ. М.: Машиностроение, 1962. 361 с.

3. **Орлов П. Н.** Алмазно-абразивная доводка деталей. М.: НИИМАШ, 1972. 43 с.

4. **Яшерицин П. И., Зайцев А. Г., Барбатко А. К.** Тонкие доводочные процессы обработки деталей приборов. Минск: Наука и техника, 1976. 328 с.

5. **Гафаров А. М.** Технологические способы повышения износостойкости деталей машин. Баку: Элм, 1998. 315 с.

6. **Гафаров А. М., Азиз С. Ш.** Кинематические особенности процесса притирки и определение его основных параметров // Механика-машиностроение. 2009. № 2. С. 57—60.

7. **Кремень З. И.** Выбор оптимальных условий абразивной доводки металлов // Вестник машиностроения. 1969. № 5. С. 64—67.

8. **Муратов К. Р., Гашев Е. А.** Методы хонингования высокоточных отверстий // Современные проблемы науки и образования. 2014. № 5. С. 44—48.

9. **Ильиных А. С.** Разработка абразивного инструмента для скоростного шлифования рельсов // Технология машиностроения. 2013. № 3. С. 26—30.

10. **Герасимова А. М., Галиновский А. Л., Колапаков В. И.** Анализ взаимодействия гидроабразивной струи с внутренней поверхностью канала фокусирующего сопла // Известия вузов. Машиностроение. 2014. № 9. С. 59—67.

11. **Сулейманов П. Г.** Разработка методики оценки надежности машин и оборудования, эксплуатируемых в чрезвычайных ситуациях и экстремальных условиях // Теоретическая и прикладная механика. 2016. № 3. С. 140—147.

12. **Гафаров А. М., Шарифов З. З., Алиев Ч. М., Кулиев А. М.** Исследование влияния характеристик поверхностного слоя на износ деталей, обработанных различными методами // Теоретическая и прикладная механика. 2016. № 4. С. 118—126.

13. **Невзоров В. Н., Сугак Е. В.** Надежность машин и оборудования. В 2 т. Красноярск: СГТУ, 1998. Т. 2. 264 с.

14. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Исследование качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 63—68.

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на 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 (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14-й 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, 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. Рисунки и таблицы давать после текста.

Представляя 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.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

Ve0218.fm Page 83 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

УДК 338.45.01

Я. М. НИКОЛЬСКАЯ, И. Н. ОМЕЛЬЧЕНКО, д-р техн. наук и д-р экон. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mail: nikolskayajm@yandex.ru

Влияние квалификации персонала промышленных предприятий на качество и эффективность выполняемых НИОКР

Одним из стратегических направлений развития технологий стал стоимостный подход к управлению НИОКР и инновациями, позволяющий обеспечить высокий коммерческий потенциал технологических решений, а важной задачей современного планирования — создание эффективной стратегии развития кадрового потенциала промышленности.

Ключевые слова: военно-промышленный комплекс, кадровый потенциал, стоимостный подход, эффективность НИОКР.

One of the strategic directions in the development of technologies has become the cost approach to the management of R & D and innovation, which allows to ensure high commercial potential of technological solutions, and the important problem of modern planning is the creation of the effective strategy for developing the personnel potential of the industry.

Keywords: military-industrial complex, personnel potential, cost approach, effectiveness of R & D.

В соответствии с тенденциями экономического роста и совершенствования технологий необходимо развивать и укреплять кадровый потенциал предприятий, выпускающих новую продукцию, а также увеличивать инвестирование системы дополнительного профессионального образования. Государственной политикой должно стать ускорение адаптации профессиональных кадров к изменяющимся тенденциям, а также повышение ответственности руководителей предприятий за квалификацию своих сотрудников, для чего следует создавать соответствующие программы и выделять ресурсы на их выполнение. Расходы на обучение персонала, кроме государства, должны нести и работодатели.

В настоящее время наблюдается незаинтересованность руководителей предприятий в финансировании этой статьи расходов. Одна из причин этого — отсутствие единой методики учета влияния профессиональной квалификации персонала на эффективность предприятия в целом. Оценка трудового потенциала организации имеет комплексный характер, так как в нее входит много факторов. В то же время повышение эффективности производства и качества труда в значительной мере зависит от производительности технологического оборудования. Поэтому в настоящее время эффективность предприятия оценивается именно техническим уровнем его оборудования. Если уровень квалификации специалистов не соответствует уровню оборудования, то предприятие несет временные и денежные издержки на дообучение персонала и, кроме того, увеличивается срок наиболее эффективного использования данного оборудования.

Развитие и совершенствование технологий в разных странах приводит к борьбе за их приоритет. Поэтому наиболее успешными будут только те предприятия, на которых соблюдаются два основных условия: компетенция специалистов должна опережать технический и организационный уровень производства и технологий; предприятие должно иметь современные производственные фонды и эффективно их использовать.

Эффективность предприятия и его трудовой потенциал согласно экономической теории оценивают по двум направлениям: расчет частных показателей использования производственных ресурсов и определение экономической эффективности производства с использованием интегральных показателей.

Трудовой потенциал оказывает существенное влияние на следующие группы показателей оценки эффективности предприятия:

эффективность управления организацией (операционная и финансовая эффективность, качество системы управления организацией, социально-психологические показатели);

эффективность производства;

эффективность использования производственных фондов;

эффективность использования финансовых средств;

экономическая эффективность новой техники.

Автор работы [1] выделяет статистическую и динамическую эффективности организации. Статистическая эффективность определяется как эффективность функционирования организации во внешней среде без дополнительного роста, которая характеризует текущее состояние предприятия, т. е. решение вопросов тактики. От статистической эффективности зависит конкурентоспособность организации в краткосрочном периоде. Динамическая эффективность — это эффективность организации, которая обеспечивает его конкурентоспособность в долгосрочной перспективе [1].

Оптимальное и наиболее эффективное развитие предприятия основывается на сбалансированном взаимодействии производителей и потребителей, т. е. на рыночных отношениях. Поэтому возникают и различные организационные факторы, способствующие достижению этой эффективности взаимодействия.

В теории и практике западных стран вопрос оценки эффективности предприятий в динамике более изучен. Рассмотрим развитие парадигмы определения эффективности организации в международном экономическом сообществе [2].

Критериями оценки в XX веке были:

в 20-е годы — модель Дюпона (Du Pont Model) и рентабельность инвестиций (ROI);

в 70-е годы — чистая прибыль на одну акцию (EPS) и коэффициент соотношения цены акции и чистой прибыли (P/E);

в 80-е годы — коэффициент соотношения рыночной и балансовой стоимостей акций (M/B), рентабельность акционерного капитала (ROE), рентабельность чистых активов (RONA) и денежный поток (CASH Flow);

в 90-е годы и по настоящее время — экономическая добавленная стоимость (EVA), прибыль до выплаты процентов, налогов и дивидентов (EBITDA), рыночная добавленная стоимость (MVA), сбалансированная система показателей (BCD), показатель совокупной акционерной доходности (TSR) и денежный поток отдачи на инвестированный капитал (CFROI).

В соответствии с работой [2] определены четыре типа ключевых показателей оценки эффективности организаций:

1) показатели оценки компании на финансовых рынках (MVA, EVA и др.);

2) финансовые показатели (ROA, ROI, POR);

3) нефинансовые показатели (уровень ориентированности клиентов, эффективность бизнес-процессов, инновации, качество инфраструктуры, уровень развития трудового потенциала и др.);

4) показатели затрат (стоимость бизнес-процесса).

Проблему объединения в единую систему финансовых и нефинансовых показателей, а также оценки влияния внешних и внутренних факторов позволяет решить система сбалансированных показателей (ССП) [(Balanced Scorecard (BSC)], предложенная Р. Капланом и Д. Нортоном. Сейчас ССП применяют 20 % ведущих компаний мира, отдельные элементы системы используют руководители 98 % компаний Германии, 83 % — Великобритании и 72 % — Италии [3, 4].

Согласно теории Р. Каплана: "Одних финансовых показателей сегодня уже недостаточно для описания процесса создания стоимости организации. Ее основная часть складывается не из материальных (называемых основными) активов предприятия, а из таких "неосязаемых" вещей, как его персонал, используемые системы, бизнес-процессы, инновации, отношения компании с потребителями. Только финансовые показатели не способны отразить состояние этих активов и определить однозначно их вклад в создание стоимости продукции, поэтому необходима единая система, включающая как финансовые, так и нефинансовые показатели, которая точно бы отображала, как создается стоимость" [5].

Таким образом, оценка трудового потенциала организации является наиболее актуальной задачей, так как напрямую влияет на определение эффективности организации в целом, но она носит интегральный характер. Поэтому интегральную оценку уровня квалификации специалистов можно определить с использованием аппарата производственных функций. При нормальных условиях количество труда специалиста средней квалификации за рабочий день является величиной постоянной. Полезный эффект определяется количественной оценкой полученных качественных результатов. В связи с этим производительность труда можно определить как количество результатов в единицу времени, т. е. производительность труда специалиста непосредственно связана с его квалификацией.

Взаимосвязь между квалификацией персонала и объемом производства определяется по формуле

$$Y = A(t)L^{\alpha}K^{\beta} \text{ при } \alpha + \beta = 1, \qquad (1)$$

Ve0218.fm Page 85 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

где Y — объем производства; L — расходы на оплату труда промышленно-производственного персонала; K — производственный капитал; α, β — параметры функции (коэффициенты пропорциональности); $A(t)$ — функция, отражающая динамику влияния неидентифицированных факторов производства в течение периода времени t, в том числе технического прогресса, квалификации персонала, изменений в организации производства и др.

Таким образом, зависимость (1) учитывает производственные функции и имеет статистический характер, т. е. объективна в среднем для значительной массы наблюдений.

В работах С. М. Вишнева показана возможность введения в зависимость (1) вместо условного показателя $A(t)$ переменных, которые имеют конкретный экономический смысл и вместе с тем были бы численно измеримы, — это показатели качества живого труда и затраты на исследования и опытные разработки (НИОКР). Тогда зависимость (1) примет вид:

$$Y = aL^{\alpha}\mathrm{K}^{\beta}Q^{\gamma}R^{\delta}, \qquad (2)$$

где a — коэффициент, учитывающий внешние воздействия, в том числе природно-климатические условия производства; Q — затраты на образование и повышение квалификации (качество живого труда); R — затраты на НИОКР.

Таким образом, для повышения научно-технических результатов при использовании имеющегося производственного оборудования необходимо дополнительное финансирование, причем указанные расходы можно финансировать за счет повышения эффективности предприятия.

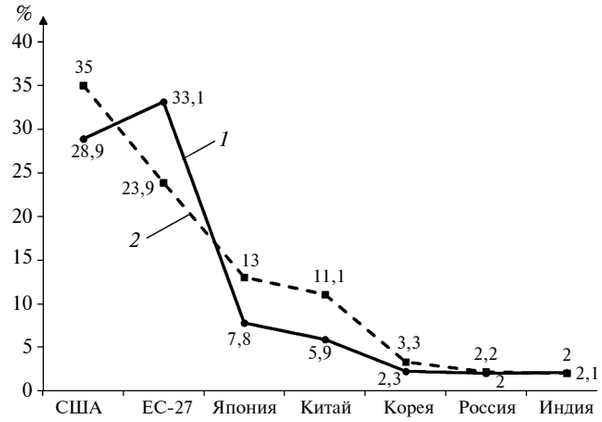
Окончательно зависимость (2) была доработана академиком В. А. Трапезниковым, который ввел показатель технологически используемых знаний, и приобрела вид:

$$\Pi = aL^{0,5}\Phi^{0,5}\text{У}^{0,5}, \qquad (3)$$

где П — объем производства; Ф — стоимость основных производственных фондов; У — уровень используемых технологических знаний; 0,5 — коэффициент замещения ресурсов.

Влияние внешних факторов для промышленных предприятий можно оценить по методике, предложенной в работе [6].

Основными базовыми критериями оценки трудового потенциала предприятия являются уровни результативности и квалификации его работников. Результативность специалистов можно оценить соотношением бизнес-целей организации и достигнутыми результатами. Бизнес-цели — это тактические или стратегические цели и задачи, которые



Доля расходов на НИОКР в мировых расходах (линия *1*) и доля научных публикаций (линия *2*) в высокоцитируемых изданиях стран и регионов с развитым научно-техническим потенциалом странах

обеспечивают вклад в достижение цели большего подразделения и напрямую связаны с основным функционалом подразделения и должности специалиста. Таким образом, при сведении показателей результатов организации за определенный период и сопоставлении этих показателей с динамикой, целями и показателями отдельных подразделений предприятия, можно оценить влияние трудового потенциала и оценить уровень результативности специалистов в частности.

Определение результативности каждого работника — основной исходный показатель для оценки уровня трудового потенциала предприятия и, соответственно, определения его вклада в общую эффективность предприятия.

Повышение производительности труда на предприятии — наиболее приоритетный фактор повышения эффективности реализуемых НИОКР. Приведенные данные говорят об абсолютной корреляции между числом специалистов, занятых НИОКР, и долей расходов на НИОКР в ВВП. В настоящее время для оценки эффективности научной деятельности в области фундаментальных исследований используют библиометрический подход, основанный на таких критериях, как число опубликованных статей и материалов и частота их цитирования (рисунок).

Зависимости (1)—(3) можно использовать для оценки результативности выполняемых предприятиями НИОКР и эффективности затрат на них в общем объеме государственного финансирования.

Объемы финансирования профессиональной переподготовки и повышения квалификации в России значительны. Так, для снижения напряженности на рынке труда в начале 2015 г. в рамках ан-

Целевые показатели (индикаторы) государственной программы РФ "Развитие оборонно-промышленного комплекса"

Показатель	Годы				
	2016	2017	2018	2019	2020
1. Индекс промышленного производства продукции в ОПК (% к 2014 г.)	119	132,3	144,3	158,7	174,6
2. Доля инновационной продукции в общем объеме отгруженной продукции, %	34,4	35,6	36,9	38,2	39,6
3. Индекс роста гражданской продукции в объеме ОПК (% к предыдущему году)	103,5	107,2	104,2	105,2	105,5
4. Число работников, прошедших профессиональную переподготовку и (или) получивших дополнительное образование, в том числе на условиях софинансирования (нарастающим итогом), тыс. чел.	27	56,6	87,8	120	152

тикризисного плана предусматривалось выделение дополнительных средств, при этом часть средств должна была пойти на профессиональное переобучение в отраслях промышленности. В итоге, по данным консолидированного бюджета Российской Федерации объем указанных расходов остался практически постоянным, при равномерном росте ассигнований федерального бюджета по разделу "Образование" в целом.

В то же время для развития кадрового потенциала предприятий оборонно-промышленного комплекса (ОПК) предусматривалась государственная поддержка на период 2016—2020 гг. в размере ≈2,4 млрд руб.: 490 750 тыс. руб. — в 2016 г.; 489 750 тыс. руб. — в 2017 г.; 483 750 тыс. руб. — в 2018 г.; 468 750 тыс. руб. — в 2019 г.; 465 750 тыс. руб. — в 2020 г. Крайне важно осуществить эффективное расходование указанных средств на обеспечение эффективности НИОКР и профессиональной квалификации работников ОПК, сравнимых с мировыми показателями, в соответствии с постановлением правительства РФ (таблица) [8].

Согласно программе "Развитие оборонно-промышленного комплекса Российской Федерации на 2011—2020 годы" основными задачами НИОКР являются.

развитие и реализация инновационного потенциала организаций ОПК;

продвижение продукции военного назначения на мировые рынки вооружений;

стабильное функционирование и рост промышленного производства организаций ОПК;

развитие кадрового потенциала и наращивание интеллектуального потенциала ОПК.

Ожидаемые результаты:

увеличение доли инновационной продукции в общем объеме отгруженной промышленной продукции с 34,4 % в 2016 г. до 39,6 % в 2020 г.;

повышение выработки на одного работника ОПК в 2,4 раза к уровню 2014 г.;

повышение уровня профессиональной подготовки работников предприятий;

увеличение среднемесячной заработной платы работников предприятий ОПК в 1,8 раза к уровню 2014 г.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Шумпетер И.** История экономического анализа. СПб.: Экономическая школа, 2004. 494 с.
2. **Судакова Е. С.** Взаимосвязь развития трудового потенциала персонала и эффективности организации // ИГУПИТ "Науковедение". 2014. № 3 (22). С. 1—14.
3. **Проценко О. Д.** Факторы повышения конкурентоспособности бизнеса на современном этапе развития экономики // Российское предпринимательство. 2012. № 2. С. 36—42.
4. **Kaplan R. S., Norton D. P.** Why does business need a balanced scorecard? // Journal of Cost Management. May—June. 1997. P. 5—10.
5. **Маслов Е. В.** Самооценка в системе координат "измерение показателей — внутренний аудит модели совершенства" // Методы менеджмента качества. 2008. № 1. С. 15—21.
6. **Царегородцев Ю. Н.** Оценка влияния квалификации персонала на эффективность производственно-хозяйственной деятельности предприятия. М.: МОСГУ, 2007. 14 с.
7. **Научная** и инновационная политика. Россия и Мир. 2011—2012 / Под ред. Н. И. Ивановой, В. В. Иванова. М.: Наука, 2013. 480 с.
8. **Постановление** правительства РФ от 16 мая 2016 г. № 425-8 "Об утверждении государственной программы Российской Федерации "Развитие оборонно-промышленного комплекса".

Ve0218.fm Page 87 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

УДК 621:658.512.4

Г. Х. ИРЗАЕВ, канд. техн. наук (Дагестанский ГТУ, г. Махачкала), e-mail: irzajev@mail.ru

Оценка сокращения затрат на технологическую подготовку производства изделий при использовании конструктивной преемственности

Предложены аналитические выражения для оценки влияния конструктивной преемственности изделия на сокращение числа разрабатываемых технологических процессов и затрат на подготовку производства.

Ключевые слова: конструктивная преемственность, типоразмер, унификация, технологический процесс, изделие-аналог.

The analytic expressions for evaluating the influence of product succession in designing on reducing of the number of manufacturing processes being developed and the costs of production preparation are proposed.

Keywords: succession in designing, typical size, unification, manufacturing process, analogue product.

На начальных этапах конструкторской подготовки изделия машиностроения возникает необходимость в определении материальных, временных и трудовых затрат на единицу изделия. Во многом сократить затраты позволяет применение стандартных и унифицированных элементов [1]. Поэтому при проектировании изделий машиностроения и их отработке на технологичность полезен расчет сокращения затрат при использовании в конструкции таких деталей и сборочных единиц [2—4]. Требуемые ресурсы часто обусловливаются числом разрабатываемых технологических процессов и вновь создаваемой технологической оснастки для осваиваемых изделий. Объемы работ по технологической подготовке производства нового изделия можно значительно сократить многократным использованием технологической оснастки и увеличением числа составных частей, изготовляемых по одной технологии [5].

Цель настоящей работы — оценка влияния конструктивной преемственности в изделии на сокращение разрабатываемых технологических процессов при подготовке производства.

Конструктивную преемственность создаваемого изделия можно обеспечить следующим:

многократное использование в конструкции деталей и сборочных единиц одного типоразмера или применение тех же типоразмеров в конструкциях других изделий, изготовляемых на предприятии;

использование заимствованных типоразмеров, применяемых в ранее изготовляемых конструкциях на этом же предприятии.

При оценке конструктивной преемственности изделия используют коэффициенты унификации, применяемости и проектной преемственности, рассчитываемые по числу типоразмеров составных частей.

Коэффициент унификации по типоразмерам рассчитываем по формуле

$$K_{\text{ун}} = \frac{N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}}}{N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}} + N_{\text{ор}}}, \qquad (1)$$

где $N_{\text{пр}}$ — число типоразмеров деталей, заимствованных из ранее выпускаемых изделий; $N_{\text{кон}}$ — число типоразмеров деталей, заимствованных из одновременно разрабатываемых изделий; $N_{\text{ор}}$ — число типоразмеров деталей оригинального исполнения.

Коэффициент применяемости по типоразмерам определяем по формуле

$$K_{\text{прим}} = \frac{N_{\text{пр}}}{N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}} + N_{\text{ор}}}. \qquad (2)$$

Коэффициент преемственности по типоразмерам деталей находим по формуле

$$K_{\text{пр}} = \frac{N_{\text{кон}}}{N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}} + N_{\text{ор}}}. \qquad (3)$$

Будем считать, что при технологической подготовке производства изделия число разрабатываемых технологических процессов уменьшится пропорционально суммарному числу заимствованных типоразмеров, так как при создании нового изделия нет необходимости разрабатывать процессы на заимствованные элементы конструкции. Конечно, в производстве всегда есть возможность совершенствования технологических процессов, уже применяемых на предприятии, в целях повышения технологичности и качества изделий. Однако этим можно пренебречь, так как таких технологических процессов, как правило, немного.

Из формулы (2) найдем число типоразмеров, заимствованных из изделий-предшественников:

$$N_{\text{пр}} = K_{\text{прим}} N,$$

где $N = N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}} + N_{\text{ор}}$ — общее число типоразмеров в разрабатываемой конструкции.

Число заимствованных типоразмеров в рассматриваемой конструкции находим из формулы (3):

$$N_{\text{кон}} = K_{\text{пр}} N.$$

Ve0218.fm Page 88 Friday, January 19, 2018 4:23 PM

Коэффициент пропорциональности для создаваемого изделия имеет вид:

$$\beta = \frac{\overline{N}_{mn}}{N_{\text{ор}}}, \qquad (4)$$

где $\overline{N}_{mn}$ — среднее число разработанных технологических процессов.

При этом число оригинальных типоразмеров можно определить из формулы (1):

$$N_{\text{ор}} = \frac{(N_{\text{пр}} + N_{\text{кон}})(1 - K_{\text{ун}})}{K_{\text{ун}}}. \qquad (5)$$

Для конкретного предприятия коэффициент β по видам изготовляемой продукции можно определять по ранее разработанным изделиям, рассчитав среднее значение по накопленным статистическим данным, если при этом средние квадратические отклонения незначительные.

Иногда конструктивное совершенствование выпускаемой продукции, повышение ее надежности и качества могут привести к изменению коэффициента β от изделия к изделию. В этом случае использование среднего коэффициента β может привести к значительным погрешностям при определении сокращения числа разрабатываемых технологических процессов. Тогда целесообразно построить математическую модель изменения коэффициента β, выполнив корректную обработку репрезентативных статистических данных. Модель будет отражать конструктивную эволюцию конкретного вида продукции.

Изменение числа разрабатываемых технологических процессов в ходе подготовки производства находим из выражения (1), определив сумму заимствованных типоразмеров:

$$\Delta N_{mn} = \beta K_{\text{ун}} N. \qquad (6)$$

Если для определения коэффициента β недостаточно статистических данных, то преобразовав выражение (6) с учетом формул (1), (4) и (5), получим:

$$\Delta N_{mn} = \frac{K_{\text{ун}} \overline{N}_{mn}}{1 - K_{\text{ун}}}. \qquad (7)$$

Формулы (6) и (7) можно использовать для определения сокращений материальных затрат (ΔC_{mn}), трудоемкости (ΔT_{mn}) и времени (Δt_{mn}) при подготовке производства нового изделия с учетом фактора конструктивной преемственности, используя формулы:

$$\Delta C_{mn} = \Delta N_{mn} \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} C_{mnij} N_{mnij}}{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} N_{mnij}} \right); \qquad (8)$$

$$\Delta T_{mn} = \Delta N_{mn} \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} T_{mnij} N_{mnij}}{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} N_{mnij}} \right); \qquad (9)$$

$$\Delta t_{mn} = \Delta N_{mn} \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} t_{mnij} N_{mnij}}{\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} N_{mnij}} \right), \qquad (10)$$

где C_{mnij}, T_{mnij}, t_{mnij} — средние значения соответственно стоимости, трудоемкости и времени разработки одного технологического процесса j-й категории сложности по i-му виду производства (заготовительному, механообрабатывающему, сборочному и т. д.); N_{mnij} — число технологических процессов j-й категории сложности по i-му виду производства; n — число видов производства; m — число категорий сложности технологических процессов в рамках вида производства.

Средние значения стоимости, трудоемкости и времени разработки для каждого технологического процесса определяют по изделиям-аналогам.

Таким образом, уже на этапе проектирования нового изделия, используя формулы (8)—(10), можно с высокой достоверностью оценить сокращение затрат на подготовку производства при использовании конструктивной унификации и заимствования, что позволяет прогнозировать требуемые ресурсы на этапах технологической подготовки производства и освоения изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Постыка В. М.** Научно-методические основы стандартизации. СПб.: Астерион, 2007. 264 с.
2. **Ирзаев Г. Х., Адамов А. П.** Оценка влияния конструктивной преемственности на технологичность электронных приборов // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2014. № 2. С. 3—8.
3. **Ирзаев Г. Х.** Система оценки согласованности конструкций радиоэлектронных средств с технологией предприятия-изготовителя на этапе освоения // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. С. П. Королева. 2010. № 1 (21). С. 257—261.
4. **Третьяков В. М.** Оценка разнообразия составных частей выпускаемых изделий // Стандарты и качество. 2014. № 12. С. 34—36.
5. **Лысаков А. Д., Труханов В. М.** Достичь оптимального уровня унификации изделий современной техники // Стандарты и качество. 2013. № 7. С. 60—62.