ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

11

2018

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(499) 269-51-98

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**

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)

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Скворцов Б. В., Зарецкая М. И., Зарецкий И. С., Таипова Д. Р. — Исследование пропускной способности шланговой задвижки в статическом и динамическом режимах при регулировании потоков . . . 3

Александров И. К. — Оценка энергетической эффективности двигателя внутреннего сгорания в условиях эксплуатации . . . 7

Устарханов О. М., Юсупов А. К., Муселемов Х. М., Устарханов Т. О., Ирзаев Г. Г. — Расчет трехслойных цилиндрических оболочек с учетом нелинейных деформаций несущих слоев . . . 9

Рыков А. А., Юрьев Г. С. — К теории механических колебаний . . . 16

Кабалдин Ю. Г., Колчин П. В., Шатагин Д. А., Мансуров Р. Ш. — Организация и управление механообрабатывающим цифровым производством . . . 19

Локощенко А. М. — Оптимальная программа осаживания составных цилиндров . . . 28

Гордеев Б. А., Охулков С. Н., Синев А. В. — Вращающееся магнитное поле в управлении магнитореологическим трансформатором . . . 33

Кузьмин В. И., Лысак В. И. — Новая высокоэффективная композиционная конструкция токоподводящего узла электролизера алюминия . . . 36

Гусев А. С., Зинченко Л. В., Стародубцева С. А. — Оценка эффективности работы амортизатора с нелинейно-деформируемым ограничителем хода при случайных воздействиях . . . 39

Копотилов В. И. — Принципы движения транспортных машин . . . 42

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Меделяев И. А. — Причины деформаций и изнашивания в трибосопряжениях машин и механизмов и пути их снижения . . . 48

Лавров И. В., Бардушкин В. В., Сычев А. П., Яковлев В. Б., Кочетыгов А. А. — Прогнозирование эффективной теплопроводности трибокомпозитов с антифрикционными включениями в оболочке . . . 53

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Ибрагимов Х. А., Исмаилов Н. Ш. — Разработка экономнолегированного титаном алюминиевого сплава электротехнического назначения . . . 58

Брякунов С. В., Жуков Ю. Н., Тихонов И. Н., Блау А. А. — Повышение работоспособности лезвийного инструмента . . . 62

Моргунов Ю. А., Саушкин Б. П., Саушкин Г. Б. — Микрообработка элементов конструкций из титановых сплавов . . . 65

Бровман М. Я., Цветков И. В. — Усовершенствование процесса деформации сварных труб для магистральных трубопроводов . . . 68

Васечкин М. А., Давыдов О. Ю., Егоров С. В. — Расчет устойчивости тонкостенных элементов трубопровода при калибровке обжатием многосекторным инструментом перед сборкой в трассу . . . 72

Слепцов В. В., Савкин А. В., Трунова Е. А., Кукушкин Д. Ю., Дителева А. О. — Исследование процесса электроискрового диспергирования материалов для получения наноразмерных компонентов перспективных порошковых композиций для аддитивных технологий . . . 77

Гоффман В. Г., Слепцов В. В., Куликов С. Н. — Синтез модифицированных полититанатов калия для сверхъемких конденсаторных структур . . . 81

Проблемы теории и практики резания материалов

Кудряшов Е. А., Смирнов И. М., Яцун Е. И., Хижняк Н. А. — Разработка инструмента с элементами стабилизации процесса точения при обработке сложных поверхностей . . . 84

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Skvortsov B. V., Zaretskaya M. I., Zaretskiy I. S., Taipova D. R. — Research of hose valve capacity in static and dynamic modes with flow control

Aleksandrov I. K. — Assessment of energy effectiveness of an internal combustion engine under operating conditions

Ustarkhanov O. M., Yusupov A. K., Musilimov X. M., Ustarhanov T. O., Irzaev G. G. — Calculation of three-layer cylindrical shells taking into account nonlinear deformations of the bearing layers

Rykov A. A., Yur'ev G. S. — To the theory of mechanical oscillations

Kabaldin Yu. G., Kolchin P. V., Shatagin D. A., Mansurov R. Sh. — Organization and management of digital machining production

Lokoshchenko A. M. — Optimal program for of compound cylinders deposition

Gordeev B. A., Okhulkov S. N., Sinev A. V. — A rotating magnetic field in the magnetorheological control transformer

Kuz'min V. I., Lysak V. I. — New highly effective composite structure of the current-supplying unit of an aluminum electrolyzer

Gusev A. S., Zinchenko L. V., Starodubtseva S. A. — Estimation of the operation effectiveness of a shock absorber with a non-linear deforming stroke limiter for random influences

Kopotilov V. I. — Principles of traffic of transport vehicles

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Medelyaev I. A. — Causes of deformations and wear in tribocouplings of machines and mechanisms and ways of their reducing

Lavrov I. V., Bardushkin V. V., Sychev A. P., Yakovlev V. B., Kochetygov A. A. — Forecasting the effective thermal conductivity of tribocomposites with antifrictional inclusions in the shell

MANUFACTURING ENGINEERING

Ibragimov Kh. A., Ismailov N. Sh. — Development of the aluminum alloy economically alloyed with titanium for electrotechnical purposes

Bryakunov S. V., Zhukov Yu. N., Tikhonov I. N., Blau A. A. — Improving the working capacity of a blade tool

Morgunov Yu. A., Saushkin B. P., Saushkin G. B. — Microprocessing of structural elements from titanium alloys

Brovman M. Ya., Tsvetkov I. V. — Improvement of deformation process of welded pipes for main pipelines

Vasechkin M. A., Davydov O. Yu., Egorov S. V. — Calculation of stability of thin-walled pipeline elements at calibration by compression with a multi-sector tool before assembly into the track

Sleptsov V. V., Savkin A. V., Trunova E. A., Kukushkin D. Yu., Diteleva A. O. — Research of the process of electrospark dispersion of materials for obtaining the nanoscale components of perspective powder compositions for additive technologies

Goffman V. G., Sleptsov V. V., Kulikov S. N. — Synthesis of modified potassium polititanates for super-capacitive structures

Problems of theory and practice of materials cutting

Kudryashov E. A., Smirnov I. M., Yatsun E. I., Khizhnyak N. A. — Development of a tool with elements of stabilization of turning process at processing of complex surfaces

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

Сдано в набор 28.08.2018. Подписано в печать 18.10.2018.
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

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 62-543.3.001.573

Б. В. СКВОРЦОВ, д-р техн. наук, М. И. ЗАРЕЦКАЯ, канд. техн. наук, И. С. ЗАРЕЦКИЙ, Д. Р. ТАИПОВА
(Самарский национальный исследовательский университет), e-mail: aps@ssau.ru

Исследование пропускной способности шланговой задвижки в статическом и динамическом режимах при регулировании потоков[1]

Рассмотрена методика определения пропускной способности шланговой задвижки при ее использовании в устройствах регулирования давления и стабилизации скорости вязких потоков в трубах. Определены статические и динамические характеристики задвижки при различных конструкционных параметрах.

Ключевые слова: шланговая задвижка, трубопровод, математическое моделирование, регулируемые потоки, пропускная способность.

A methodic of determining the throughput capability of a hose valve at its application in devices of pressure regulation and stabilizing the velocity of viscous flows in pipes is considered. The static and dynamic characteristics of the valve are determined for various design parameters.

Keywords: hose valve, pipeline, mathematical modeling, adjustable flows, throughput capability.

Шланговые задвижки лучше других типов и разновидностей арматуры приспособлены для функционирования в трубопроводах, транспортирующих агрессивные среды с высоким содержанием твердых частиц, которые способны повредить запорные или регулирующие элементы, заблокировать проход. Для шланговых задвижек управление потоками эмульсий, суспензий, гранулятов, порошкообразных материалов, вязких жидкостей, сыпучих сред — задача, успешно решаемая. Поэтому шланговые задвижки нашли широкое применение в таких отраслях промышленности, как горнодобывающая, химическая, металлургическая, целлюлозно-бумажная, пищевая, и в службах ЖКХ [1].

Для устройств регулирования давления и стабилизации скорости потока в трубах [2—6] требуется найти пропускную способность при разных конструктивных параметрах задвижки, а также динамические характеристики, определяющие переходные процессы при изменениях давления и скорости регулируемых потоков. Шланговая задвижка, схема которой представлена на рис. 1, регулирует поток жидкости путем сдавливания эластичного шланга *6*, изменяя таким образом геометрические параметры пропускного отверстия. Траверса *3* смещается с помощью винта *2*, связанного с двигателем. Таким образом, изменяются форма и площадь сечения пропускного отверстия задвижки. При сжатии сечение эластичного шланга принимает форму овала, а максимальный размер пропускного отверстия достигается при отсутствии сжатия и определяется площадью окружности $S = \pi r_0^2$, где r_0 — радиус несдавленного шланга.

Для использования шланговой задвижки в системах управления потоком необходимо получить

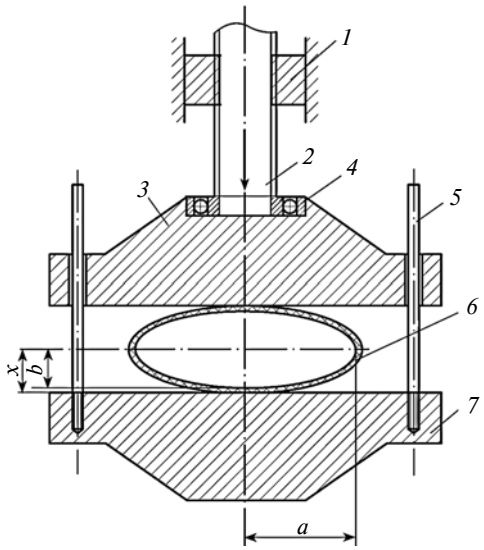


Рис. 1. Схема шланговой задвижки:

1 — неподвижная гайка; *2* — приводной винт; *3* — траверса; *4* — подшипник; *5* — направляющие; *6* — эластичный шланг; *7* — корпус; *x* — величина деформации шланга; *a*, *b* — внутренние размеры шланга

[1] Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ. В статью включены результаты, полученные в рамках реализации государственного задания (номер проекта 8.2297.2017/4.6).

закон изменения ее пропускной способности от деформации x эластичного шланга при смещении траверсы *3*. Пропускная способность определяется площадью отверстия шланговой задвижки. Степень q открытия шланговой задвижки — это отношение площади эллипса $S = \pi ax$ в сжатом виде к площади круга $S_0 = \pi r_0^2$ при отсутствии сжатия:

$$q = \sqrt{S/S_0},\ 0 \leqslant q \leqslant 1{,}0.$$

Принимаем, что длина окружности поперечного сечения эластичного шланга при деформации не изменяется. Длина оболочки эллипса определяется по формуле [7]

$$L = 4a\int_0^{\pi/2}\sqrt{1-\varepsilon^2\sin^2\beta}\,d\beta = 4aE(\pi/2,\ \varepsilon). \qquad (1)$$

В выражении (1) $\varepsilon = \sqrt{1-x^2/a^2}$ — эксцентриситет, β — промежуточный параметр интегрирования, $E(\pi/2,\ \varepsilon)$ — эллиптический интеграл второго рода. За начало координат принят центр эллипса, где $x = 0$.

Уравнение, связывающее в общем виде конструкционные параметры задвижки при сжатии пропускного канала, основанное на равенстве длины контура эллипса и длины окружности шланга в исходном состоянии, имеет вид:

$$4a\int_0^{\pi/2}\sqrt{1-\left(1-\frac{x^2}{a^2}\right)\sin^2\beta}\,d\beta = 2\pi r_0. \qquad (2)$$

Для определения функции регулирования шланговой задвижки необходимо в явном виде получить зависимость $q(x)$. Интегральное уравнение (2) не имеет точного аналитического решения. Приближенное аналитическое решение возможно при разложении эллиптического интеграла (2) в ряд, который имеет вид [7]:

$$E\left(\frac{\pi}{2},\ \varepsilon\right) = \frac{\pi}{2}\left[1-\left(\frac{1}{2}\right)^2\varepsilon^2-\left(\frac{1\cdot 2}{2\cdot 4}\right)^2\frac{\varepsilon^4}{3}-\ldots\right]. \qquad (3)$$

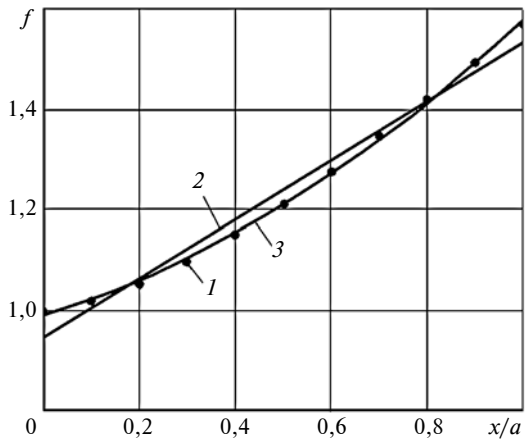


Рис. 2. График эллиптического интеграла (*1*) и его линейная (*2*) и квадратичная (*3*) алгебраические аппроксимации

При ограничении в разложении (3) двумя членами ряда при $\varepsilon \to 1{,}0$ (при $x \to 0$, т. е. в режимах малой пропускной способности) имеют место большие погрешности. Например, при $\varepsilon = 1$ относительная погрешность приближения (3) при ограничении двумя членами ряда составит $\gamma = 25$ %, что недопустимо много для управления потоками. Приближение эллиптического интеграла тремя членами ряда (3) не позволяет получить аналитическое решение уравнения (2). Тем не менее для получения прямого аналитического решения уравнения (2) воспользуемся следующей методикой. Обозначим:

$$\int_0^{\pi/2}\sqrt{1-\left(1-\frac{x^2}{a^2}\right)\sin^2\beta}\,d\beta = f\left(\frac{x}{a}\right). \qquad (4)$$

Рассчитаем функцию $f(x/a)$, полагая, что всегда $0 \leqslant x \leqslant a$. График $f(x/a)$ представлен на рис. 2 (кривая *1*). Проведем ее линейную аппроксимацию (прямая *2*):

$$f(x/a) \approx 0{,}944 + 0{,}59x/a. \qquad (5)$$

Максимальная погрешность линейной аппроксимации, определенная в той же программе, $\gamma = 5{,}6$ % в точке $x/a = 0$. Выражение (5) позволяет получить закон регулирования задвижки, несмотря на невысокую точность. Подставляя выражение (5) в уравнение (2), получаем:

$$4a\left(0{,}944 + 0{,}59\frac{x}{a}\right) = 2\pi r_0. \qquad (6)$$

Из формулы (6) находим:

$$a = \frac{2\pi r_0 - 2{,}36x}{3{,}776} = 1{,}664r_0 - 0{,}625x.$$

Определяя площадь эллипса, получим закон изменения площади пропускного отверстия задвижки от перемещения ее траверсы:

$$S(x) = \pi xa = \pi x\frac{2\pi r_0 - 2{,}36x}{3{,}776} = 5{,}228xr_0 - 1{,}9635x^2$$
$$\text{при } 0 \leqslant x \leqslant r_0.$$

Степень открытия шланговой задвижки определяется как относительное изменение пропускной способности по формуле

$$q(x) = \sqrt{\frac{S(x)}{S_0}} =$$

$$= \sqrt{\frac{5{,}228r_0x - 1{,}9635x^2}{\pi r_0^2}} = \sqrt{1{,}664\frac{x}{r_0} - 0{,}625\left(\frac{x}{r_0}\right)^2}. \qquad (7)$$

Проверяем точность моделирования: при $x = r_0$ имеем $q(x) = 1{,}019$. В идеальном случае $q(r_0) = 1{,}0$. Погрешность моделирования закона регулирования шланговой задвижки при линейной аппроксимации эллиптического интеграла (4) составляет

1,9 %, что вполне приемлемо для большинства технических задач.

Для более точного моделирования проведем квадратичную аппроксимацию эллиптического интеграла (4) (кривая *3* на рис. 2):

$$f\left(\frac{x}{a}\right) \approx 0{,}989 + 0{,}293\frac{x}{a} + 0{,}297\left(\frac{x}{a}\right)^2. \qquad (8)$$

Максимальная погрешность аппроксимации $\gamma = 1{,}1$ % в точке $x/a = 0$. Подставляя выражение (8) в уравнение (2), получаем:

$$4a\left[0{,}989 + 0{,}293\frac{x}{a} + 0{,}297\left(\frac{x}{a}\right)^2\right] = 2\pi r_0; \qquad (9)$$

$$a^2 + 2(0{,}148x - 0{,}794r_0)a + 0{,}3x^2 = 0.$$

Из выражения (9)

$$a = (0{,}794r_0 - 0{,}148x) \pm$$

$$\pm\sqrt{(0{,}794r_0 - 0{,}148x)^2 - 0{,}3x^2}. \qquad (10)$$

В выражении (10) оставляем знак "+", так как при $x = r_0$ получим $a = r_0$.

Определяя площадь эллипса, получим более точный закон изменения площади пропускного отверстия от перемещения траверсы задвижки:

$$S(x) = \pi x a = \pi x\Big[(0{,}794r_0 - 0{,}148x) +$$

$$+ \sqrt{(0{,}794r_0 - 0{,}148x)^2 - 0{,}3x^2}\Big] \qquad (11)$$

при $0 \leqslant x \leqslant r_0$.

Степень открытия шланговой задвижки находим как относительное изменение ее пропускной способности по формуле

$$q(x) = \sqrt{\frac{S(x)}{\pi r_0^2}} = \sqrt{0{,}794\frac{x}{r_0} - 0{,}148\left(\frac{x}{r_0}\right)^2 + \rightarrow}$$

$$\rightarrow \overline{+\sqrt{0{,}630\left(\frac{x}{r_0}\right)^2 - 0{,}235\left(\frac{x}{r_0}\right)^3 - 0{,}278\left(\frac{x}{r_0}\right)^4}}. \qquad (12)$$

Проверяем точность моделирования: при $x = r_0$ имеем $q(x) = 0{,}994$. В идеальном случае $q(r_0) = 1{,}0$. Таким образом, погрешность моделирования закона регулирования шланговой задвижки при квадратичной аппроксимации эллиптического интеграла (4) составляет $\gamma = 0{,}6$ %, что значительно меньше, чем при модели (7), и модель (12) можно использовать в задачах прецизионного регулирования гидротехнических процессов в трубопроводах.

На рис. 3 приведены графики законов регулирования шланговой задвижки, полученные по формулам (7) и (12).

Полученные статические характеристики задвижки позволяют организовать регулирование при медленных изменениях давления и скорости

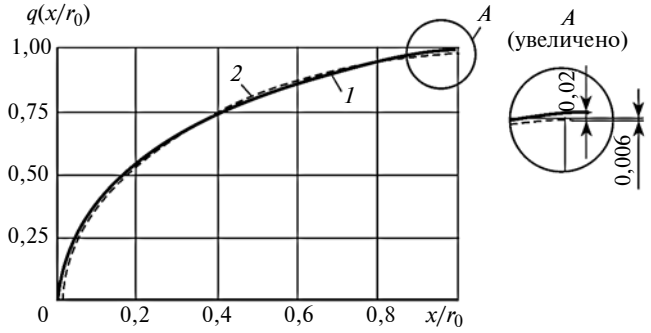


Рис. 3. Зависимости пропускной способности $q(x/r_0)$ шланговой задвижки от перемещения x/r_0 траверсы, полученные по формулам (7) — кривая *1* и (12) — кривая *2*

потока. При быстрых изменениях давления и высоких скоростях потока необходимо учитывать динамические характеристики, связанные с учетом деформационных процессов в жидкости, трубах и подводящей арматуре. При движении траверсы *3* (см. рис. 1), например при открытии шланга, увеличиваются пропускная способность задвижки на величину q_x и, соответственно, расход жидкости в горловине задвижки. Возникает переходный режим, который описывается уравнением

$$T\frac{\mathrm{d}q}{\mathrm{d}t} + q = q_x, \qquad (13)$$

где T — постоянная времени, зависящая от вязкости и плотности жидкости, внутреннего диаметра и толщины стенок шланга, подводящей арматуры; q — мгновенное значение пропускной способности задвижки; q_x — пропускная способность, соответствующая положению x траверсы задвижки.

Уравнение (13) описывает гипотетическую ситуацию, когда пропускная способность q_x установилась мгновенно, т. е. не учитывается время перемещения траверсы. Даже в этом случае процесс изменения расхода в задвижке будет инерционным, определяемым из решения уравнения (13):

$$q = \mathrm{e}^{\frac{C-t}{T}} + q_x,$$

где C — постоянная интегрирования (находим из начальных условий).

Рассмотрим два режима работы задвижки: открытие и закрытие. В режиме открытия имеем начальные условия $t = 0$, $q = 0$, при этом

$$q = q_x\left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{t}{T}}\right). \qquad (14)$$

В режиме закрытия имеем начальные условия $t = 0$, $q = 1$, при этом

$$q = \mathrm{e}^{-\frac{t}{T}} + q_x\left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{t}{T}}\right) = q_x - (1 - q_x)\mathrm{e}^{-\frac{t}{T}}. \qquad (15)$$

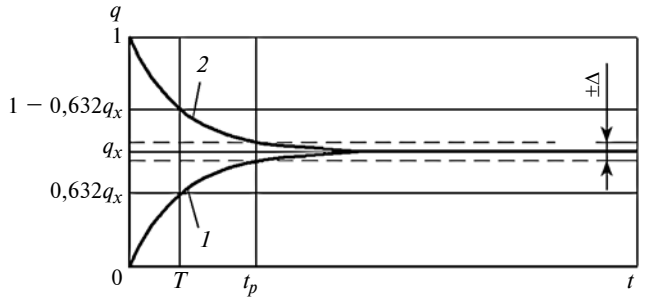


Рис. 4. Изменения расхода *q* во времени при режимах открытия (*1*) и закрытия (*2*) задвижки

На рис. 4 приведены графики функций (14) и (15), соответствующие реальному физическому процессу, наблюдаемому во время экспериментальных исследований; $t_р$ — время выхода на режим, под которым понимается интервал, в течение которого разность между текущим и установившимся значениями не превышает заранее заданной величины Δ, составляющей, как правило, Δ ⩽ 5 %.

Важнейшая задача при определении характеристик задвижки — определение постоянной времени *T*. Физической основой для ее оценки являются деформационные процессы, возникающие при изменении давления в трубе и шланге задвижки. Из формулы (14) следует, что при $t = t_р$ и Δ = 5 %

$$\left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) = \frac{q}{q_x} = 0{,}95, \text{ откуда}$$

$$T = \frac{t_р}{\ln 0{,}05} = 0{,}334 t_р. \qquad (16)$$

Из формулы (14) следует, что в момент времени *T* уровень потока $q = 0{,}632 q_x$. Согласно работе [7] время установления потока при мгновенном открытии или закрытии трубопровода конечной длины определяется по формуле

$$t_р = \frac{2l}{c}\sqrt{1 + \frac{D}{\delta}\frac{K}{\mu}}, \qquad (17)$$

где *l* — длина трубопровода между насосом (напорным механизмом) и задвижкой; $c = \sqrt{K_ж/\rho_и}$ — скорость распространения звука в жидкости (ρ и $K_ж$ — плотность и модуль упругости жидкости); $D = 2r_0$ — внутренний диаметр трубы; δ — толщина стенок трубы; $K = \frac{E}{3(1-2\mu)}$ — объемный модуль упругости шланга (*E* — модуль продольной упругости материала шланга, т. е. модуль Юнга, μ — коэффициент Пуассона).

Объединив формулы (16) и (17), для постоянной времени задвижки получим:

$$T = 0{,}668 l \sqrt{\frac{\rho}{K_ж}\left[1 + \frac{2r_0 E}{3\mu\delta(1-2\mu)}\right]}. \qquad (18)$$

Рассчитаем постоянную времени *T* для стальной трубы с внутренним диаметром 17,2 мм и толщиной стенок 2,8 мм при *E* = 19,5÷20,6 Па, μ = = 0,23÷0,31 и плотности текущего в трубе материала ρ = 1,5÷1,6 кг/м^3. Примем длину трубопровода между насосом и шланговой задвижкой равной 1 м. После итоговой подстановки получим $T \approx 0{,}005$ с.

Предложенная методика позволяет определить динамические свойства и геометрические параметры трубопроводного транспорта и места установки на трубе регулирующих элементов для обеспечения допустимых инерционных параметров системы.

Анализ формулы (18), полученной впервые, показывает, что с увеличением плотности жидкости, диаметра трубы и расстояния от насоса до регулирующей задвижки постоянная времени увеличивается, что вполне соответствует сущности физических процессов, происходящих в трубопроводах. Увеличение толщины стенок трубопровода приводит к уменьшению постоянной времени, что связано с уменьшением возможности деформации при изменении давления. Изложенный материал может быть использован при расчетах и моделировании процессов регулирования вязкими потоками в системах управления нанесением покрытий на внутреннюю поверхность труб [8—11].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Трубопроводная** арматура: офиц. сайт ЗАО "Арматэк". URL: http://www.armatek.ru/
2. **Пат. 2488450 Рос. Федерация:** МПК B05C11/10. Способ нанесения покрытия на внутреннюю поверхность трубы.
3. **Сыркин В. В., Трейер В. А.** Динамика гидравлического регулятора давления непрямого действия с эластичным элементом // Вестник машиностроения. 2016. № 1. С. 37, 38.
4. **Пат. 106850 Рос. Федерация:** МПК B05C7/08. Устройство нанесения изолирующих покрытий на внутреннюю поверхность трубы.
5. **Пат. 2503506 Рос. Федерация:** МПК B05C7/08. Система автоматического управления нанесением изолирующего покрытия на внутреннюю поверхность изделий цилиндрической формы.
6. **Пат. 2551518 Рос. Федерация:** МПК B05C7/22. Способ нанесения покрытия на внутреннюю поверхность изделий цилиндрической формы.
7. **Справочник** машиностроителя. В 6 т. Т. 1 / Под ред. Н. С. Ачеркана. М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1956. 562 с.
8. **Скворцов Б. В., Зарецкая М. И.** Исследование процесса регулирования движения жидкости в системе нанесения покрытия на внутреннюю поверхность трубы // Датчики и системы. 2013. № 3. С. 9—13.
9. **Скворцов Б. В., Зарецкая М. И., Зарецкий И. С.** Исследование компьютерной модели системы управления нанесением покрытия // Датчики и системы. 2014. № 2. С. 21—23.
10. **Скворцов Б. В., Борминский С. А., Зарецкая М. И.** Метрологический анализ системы управления нанесением покрытий на внутреннюю поверхность труб // Измерительная техника. 2014. № 1. С. 21—24.
11. **Скворцов Б. В., Зарецкая М. И., Борминский С. А.** Методы и устройства нанесения покрытий на внутреннюю поверхность труб. Самара: АНО "Издательство СНЦ", 2015. 120 с.

УДК 629.113

И. К. АЛЕКСАНДРОВ, д-р техн. наук (Вологодский ГУ),
e-mail: alex@mh.vstu.edu.ru

Оценка энергетической эффективности двигателя внутреннего сгорания в условиях эксплуатации

Представлена методика определения влияния условий эксплуатации на энергетическую эффективность двигателя внутреннего сгорания (ДВС) на основе нового оценочного критерия — энергетического КПД ДВС.

Ключевые слова: энергетический КПД, двигатель внутреннего сгорания.

A methodic for determining the influence of operating conditions on the energy effectiveness of an internal combustion engine (ICE) based on a new evaluation criterion, the energy efficiency of an internal combustion engine, is presented.

Keywords: energy efficiency, internal combustion engine.

В качестве энергетических установок на транспортных средствах используются электрические машины постоянного и переменного тока и тепловые двигатели. В настоящее время среди последних ведущее место занимает двигатель внутреннего сгорания (ДВС).

Как известно, измерение энергопотребления электрических машин не представляет технической сложности, в то время как энергетический анализ ДВС всегда сопряжен с определенными трудностями. В первую очередь это связано с необходимостью измерения крутящего момента на валу двигателя. В связи с этим кафедрой автомобилей и автомобильного хозяйства Вологодского государственного университета был предложен описанный ниже способ определения топливной экономичности ДВС в условиях эксплуатации [1].

Основанием для разработки способа послужили два обстоятельства:

1) практическое постоянство механических потерь в ДВС при заданной частоте вращения;

2) четкая функциональная зависимость индикаторной мощности от расхода топлива.

Известно [2—5], что механический КПД ДВС представляется отношением

$$\eta_{\text{м}} = N_e/N_i, \qquad (1)$$

где N_e и N_i — эффективная и индикаторная мощности двигателя, кВт.

Удельные механические потери $p_{\text{м}}$ в ДВС определяют [2—5] по выражению

$$p_{\text{м}} = A + BC_{\text{п}}, \qquad (2)$$

где A и B — коэффициенты, зависящие от типа двигателя; $C_{\text{п}}$ — средняя скорость поршня, м/с.

Мощность $N_{\text{м}}$ механических потерь в двигателе можно вычислить по формуле

$$N_{\text{м}} = \frac{p_{\text{м}} V_h i n}{30\tau},$$

где V_h — рабочий объем цилиндров, л; i — число цилиндров; τ — тактность; n — частота вращения двигателя, мин$^{-1}$.

Следовательно, с учетом выражения (2) мощность механических потерь в двигателе можно представить в виде функции $N_{\text{м}} = f(n)$:

$$N_{\text{м}} = A_1 n + B_1 n^2, \qquad (3)$$

где A_1 и B_1 — константы, учитывающие конструктивные особенности двигателя.

Тогда на основании формул (1) и (3) для заданной частоты вращения (n = const) имеем:

$$\eta_{\text{м}} = \frac{N_i - N_{\text{м}}}{N_i} \text{ при } n = \text{const}. \qquad (4)$$

Таким образом, при условии соблюдения постоянной частоты вращения двигателя мощность механических потерь $N_{\text{м}}$ = const, в то время как индикаторная мощность N_i будет зависеть от характера изменения эффективного момента в функции от времени: $M_e = f(t)$.

Чтобы учесть этот фактор, необходимо проводить интегральную оценку КПД двигателя по времени его работы (испытания). Тогда с учетом зависимости (4) получим:

$$\eta_{\text{эд}} = \frac{\overline{N}_i T - N_{\text{м}} T}{\overline{N}_i T}, \qquad (5)$$

где T — время, в течение которого проводился контроль работы двигателя (время следует выбирать из расчета неоднократного повторения цикла изменения нагрузочного режима), с; $\overline{N}_i$ — средняя индикаторная мощность двигателя за время T, кВт.

В отличие от механического КПД, представленного выражениями (1) и (2), назовем показатель $\eta_{\text{эд}}$ *энергетическим* КПД двигателя.

В случае постоянства эффективного момента (M_e = const) имеем $\overline{N}_i = N_i$, т. е. при данном условии механический и энергетический КПД равны:

$$\eta_{\text{эд}} = \eta_{\text{м}}.$$

Если же M_e = var, то $\eta_{\text{эд}} \neq \eta_{\text{м}}$. Таким образом, получив значения $\eta_{\text{эд}}$ двигателя при различных функциональных зависимостях $M_e = f(t)$ и сопоставив эти значения с $\eta_{\text{м}}$, определенным по формуле (4) для заданной частоты вращения и принимаемым в качестве эталона, можно судить об экономичности работы двигателя при различном характере внешней нагрузки.

В целях упрощения методики обработки экспериментальных данных представим формулу (5) в

другом виде, для чего воспользуемся зависимостями:

$$W_i = \overline{N}_i T = \int_0^T N_i(t)\mathrm{d}t; \qquad (6)$$

$$W_{\text{м}} = N_{\text{м}} T, \qquad (7)$$

где W_i — энергия, полученная в цилиндрах двигателя за время T, кДж; $N_i(t)$ —значения индикаторной мощности двигателя для соответствующего значения $M_e(t)$, кВт; $W_{\text{м}}$ — энергия механических потерь в двигателе за время T, кДж.

На основании выражений (5), (6) и (7) имеем:

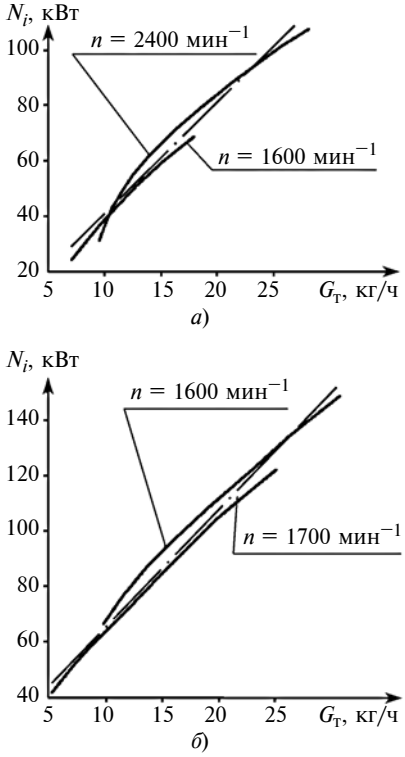
$$\eta_{\text{эд}} = \frac{W_i - W_{\text{м}}}{W_i} = \frac{\int_0^T N_i(t)\mathrm{d}t - N_{\text{м}} T}{\int_0^T N_i(t)\mathrm{d}t}. \qquad (8)$$

Для определения КПД двигателя на основе зависимости (1) необходимо измерять величину эффективного момента, что при выполнении исследований в эксплуатационных условиях всегда представляет техническую сложность. С проведением анализа топливной экономичности на основе энергетического КПД $\eta_{\text{эд}}$ эта техническая трудность легко преодолевается, так как отпадает необходимость в непосредственном определении значения эффективного момента. Дело в том, что развиваемая двигателем мощность (или вырабатываемая энергия) пропорциональна расходу топлива:

$$N_i = 10^{-3} H_u G_{\text{т}} \eta_i, \qquad (9)$$

где H_u — теплотворная способность топлива, Дж/кг; $G_{\text{т}}$ — секундный расход топлива, кг/с; η_i — индикаторный КПД двигателя.

Это подтверждают зависимости индикаторной мощности N_i ДВС от часового расхода топлива $G_{\text{т}}$ для определенных частот вращения двигателя, приведенные на рисунке, *а*, *б*. Графики получены на основании результатов экспериментальных исследований, представленных в работе [5].



Зависимости индикаторной мощности двигателя от расхода топлива при n = const:
а — бензиновый двигатель (ЗИЛ-130); *б* — дизельный двигатель (ЯМЗ-236)

Нелинейность зависимости $N_i = f(G_{\text{т}})$ объясняется непостоянством величины η_i.

Очевидно, что расход топлива, как и вырабатываемая двигателем энергия, является интегральным показателем во времени, учитывающим особенности работы двигателя на различных нагрузочных режимах:

$$W_i = \overline{N}_i T = f(Q). \qquad (10)$$

Здесь

$$Q = \overline{G}_{\text{т}} T — \qquad (11)$$

расход топлива за время T, кг, где $\overline{G}_{\text{т}}$ — средний секундный расход топлива, кг/с.

На основании выражений (8)—(11) энергетический КПД двигателя можно представить в виде:

$$\eta_{\text{эд}} = \frac{Q_i - Q_{\text{м}}}{Q_i} \qquad (12)$$

при n = const и $\overline{n} = n$,
где Q_i — расход топлива за время T испытания двигателя при изменяющемся эффективном моменте (M_e = var) и переменной частоте вращения двигателя, среднее значение которой за время T равно, $\overline{n}$; $Q_{\text{м}}$ — расход топлива за время T при работе двигателя на холостом ходу с постоянной частотой вращения $\overline{n}$.

При использовании зависимости (12) в качестве эталонного КПД принимают энергетический КПД двигателя, определяемый по формуле

$$\eta_{\text{эд}}^{\text{эт}} = \frac{Q_i^{\text{эт}} - Q_{\text{м}}}{Q_i^{\text{эд}}}, \qquad (13)$$

где $Q_i^{\text{эт}}$ — расход топлива за время T испытания двигателя при M_e = const в стендовых условиях, определяемый при аналогичном положении органа, регулирующего топливоподачу, и при постоянной частоте $\overline{n}$ вращения двигателя.

Эталонное значение энергетического КПД, определенное из соотношения (13), по существу является механическим КПД двигателя, полученным при стабилизированных режимных параметрах. Адекватность зависимости (13) подтверждается исследованиями ряда авторов. В частности, авторы работы [6], проанализировав скоростные и нагрузочные характеристики автомобильных и тракторных двигателей, пришли к заключению о реальности определения механического КПД ДВС на основании зависимости, аналогичной формуле (13), "...для любого нагрузочного и скоростного режима...", если данные расхода топлива под нагрузкой и на холостом ходу получены при одних и тех же скоростном режиме и тепловом состоянии двигателя.

Определяя энергетический КПД двигателя, следует обязательно учитывать, что изменение эффективного момента вызывает соответствующее изменение частоты вращения двигателя согласно его механической (скоростной) характеристике, а следовательно, в этом случае необходимо определять среднюю частоту $\overline{n}$ враще-

УДК 539.374.001.573

О. М. УСТАРХАНОВ, А. К. ЮСУПОВ, доктора технических наук, Х. М. МУСЕЛЕМОВ, канд. техн. наук,
Т. О. УСТАРХАНОВ, Г. Г. ИРЗАЕВ (Дагестанский ГТУ, г. Махачкала), e-mail: hairulla213@mail.ru

Расчет трехслойных цилиндрических оболочек с учетом нелинейных деформаций несущих слоев*

Предложена математическая модель напряженно-деформированного состояния трехслойной конструкции, учитывающая нелинейные деформации ее несущих слоев. Рассмотрена задача нелинейного деформирования трехслойной симметричной цилиндрической оболочки при воздействии поперечной нагрузки для различных граничных условий.

Ключевые слова: цилиндрическая оболочка, трехслойная конструкция, нелинейная деформация, напряженно-деформированное состояние, несущий слой, нагружение, уравнение равновесия, граничное условие.

A mathematical model is proposed for the stress-strain state of a three-layer structure, taking into account the nonlinear deformations of its bearing layers. The problem of nonlinear deformation of a three-layer symmetric cylindrical shell under the action of a transverse load for various boundary conditions is considered.

Keywords: cylindrical shell, three-layer structure, nonlinear deformation, stress-strain state, bearing layer, loading, equilibrium equation, boundary condition.

* Работа выполнена при финансовой поддержке грантом Президента Российской Федерации (МК-6112.2018.8).

Эффективность трехслойных конструкций (ТК), интенсивно разрабатываемых в авиационной промышленности, строительстве и кораблестроении, связана в первую очередь с их высокими относительной жесткостью и прочностью. Несущие слои, подкрепляемые заполнителем, могут воспринимать высокие напряжения сжатия, превышающие предел упругости материала. В настоящее время достаточно подробно изучены многие задачи расчета и оценки эффективности ТК, основанные на результатах экспериментальных исследований [1, 2]. Разработаны и испытаны различные ТК применительно к конкретным задачам.

Решением задач, связанных с нелинейной теорией многослойных пластин, занимались многие известные ученые [3—13]. Известны работы, в которых построены модели деформирования ТК симметричной структуры с учетом пластического деформирования тонких несущих слоев [14, 15]. Наиболее полно это сделано в работе [14], в которой получены зависимости, описывающие предельную поверхность, изображающую условие текучести несущих слоев симметричной ТК. Однако сама модель, описывающая получение напряжений эле-

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

ния двигателя за время T испытаний и измерять при этой частоте вращения $Q_м$ (или $N_м$) и $Q_i^{эт}$.

Представленный способ определения топливной экономичности ДВС легко реализуется на практике ввиду наличия выпускаемого промышленностью оборудования, позволяющего с высокой точностью одновременно измерять расход топлива двигателем и его частоту вращения. При проведении экспериментов нами был использован электронный прибор EÜF-80, обеспечивающий измерение расхода топлива с ошибкой ± 0,5 % [7].

Использование для энергетического анализа ДВС величины $\eta_{эд}$ значительно упрощает методику, уменьшает стоимость и многократно увеличивает оперативность исследовательских работ в условиях эксплуатации, поскольку отпадает необходимость в применении дорогостоящего и недостаточно надежного оборудования для измерения крутящего момента на валу двигателя.

Энергетический КПД может быть использован также и при проведении углубленных (например, ресурсных) испытаний на тормозном стенде, что осуществляется путем подбора имитационного нагрузочного режима при заданном положении органа, регулирующего топливоподачу, и соблюдении равенства расхода топлива двигателем на стенде расходу Q_i топлива, полученному в эксплуатационных условиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 2042860 C1 Рос. Федерация:** МПК 6G01 M15/00. Способ определения топливной экономичности двигателя внутреннего сгорания.

2. **Автомобильные** двигатели / Под ред. М. С. Ховаха. Машиностроение, 1977. 591 с.

3. **Двигатели** внутреннего сгорания: Учеб. для вузов / В. Н. Луканин, И. В. Алексеев, М. Г. Шатров и др. Под ред. В. Н. Луканина и М. Г. Шатрова. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высшая школа, 2005. 400 с.

4. **Дьяченко В. Г.** Теория двигателей внутреннего сгорания: Учебник. Харьков: ХНАДУ, 2009. 500 с.

5. **Двигатели** внутреннего сгорания. Теория поршневых и комбинированных двигателей / Под ред. А. С. Орлина, М. Г. Круглова. М.: Машиностроение, 1983. 372 с.

6. **Андрусенко П. И., Бурцев О. Н., Гутаревич Ю. Ф.** Характеристики автомобильных и тракторных двигателей. Киев: Вища школа, 1978. 128 с.

7. **Электронный** прибор для измерения расхода горючего: Инструкция по эксплуатации № 870064. Будапешт: Предприятие точной механики, 1992. 16 с.

ментов ТК, автором не приведена, что затрудняет практическое использование представленных зависимостей.

В работе [16] показана необходимость учета нелинейности деформаций в несущих слоях ТК и приведены требующиеся для этого дифференциальные уравнения, решение которых связано с большими трудностями.

В то же время, несмотря на большое число выполненных работ, остаются нерешенными многие важные задачи исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) ТК, связанные с учетом сопротивления маложесткого слоя заполнителя и общей слоистости пакета, а также со слабой сопротивляемостью на сдвиг заполнителя, неоднородностью слоев, наличием краевых эффектов и отсутствием реальной методики расчета нелинейного деформирования несущих слоев. Рекомендации при расчете реальной несущей способности ТК с учетом перечисленных факторов сводятся к введению соответствующих коэффициентов. Рассматриваемые рекомендации не позволяют определить место локализации зон пластического деформирования и развития этих зон, практически отсутствуют результаты расчета нелинейного деформирования несущих слоев, которое зависит от их материала.

В настоящее время при расчетах конструкций с легким заполнителем и тонкими несущими слоями, как правило, используются следующие допущения: напряжения σ_{xx}, σ_{yy} в заполнителе равны нулю; поперечные деформации заполнителя (в направлении по нормали к поверхности несущих слоев) пренебрежимо малы; несущие слои рассматриваются как мембраны; несущие слои подчиняются гипотезе Кирхгофа—Лява о сохранении нормали; перемещения в заполнителе подчиняются гипотезе "ломаной линии" Нойта.

Перечисленные гипотезы и допущения при решении большинства практических задач в значительной мере справедливы, особенно, если речь идет о конструкциях с относительно большими линейными размерами, и при отсутствии локальных нагрузок. Они упрощают алгоритм и методику расчета, существенно понижая порядок получаемой системы дифференциальных уравнений, описывающих НДС ТК. Но при появлении новых проблем, связанных с широким применением ТК в связи с их высокими удельными характеристиками, многофункциональностью и выполнением ряда других задач, а также с уменьшением линейных размеров проектируемых изделий, постановка задачи существенным образом меняется. Часть трехслойных пакетов работает, испытывая ряд нагрузок, имеющих большой коэффициент изменяемости. К тому же часто влияние одной нагрузки накладывается на влияние другой. Особенно это касается окрестностей точек приложения сосредоточенных сил и мест вблизи опорных закреплений (т. е. зон краевых эффектов). Согласно гипотезе Нойта касательные напряжения в плоскостях XOZ и YOZ постоянны, т. е. разрушение заполнителя равновероятно в любой точке по высоте ТК. Однако практика экспериментальных исследований ТК показывает [17—22], что их разрушение почти всегда происходит либо на границе заполнитель — несущий слой, либо вблизи этой границы, следовательно, касательные напряжения в заполнителе не являются постоянными.

Несмотря на относительно малые значения нормальных напряжений σ_{xx} и σ_{yy} в заполнителе, действующих в направлениях, параллельных срединным поверхностям несущих слоев, эти напряжения вследствие относительно большой толщины среднего слоя воспринимают значительную долю всей энергии, затрачиваемой на деформацию ТК (в некоторых случаях до 20÷30 %). С другой стороны, эти напряжения сравнимы с предельно допустимыми для материала заполнителя, т. е. неучет большинства компонентов тензора деформации может привести к значительным погрешностям в оценке несущей способности конструкций. Исходя из вышесказанного, в работе ставится задача расчета НДС ТК с учетом трехмерного деформирования заполнителя и нелинейного деформирования несущих слоев.

Анализ состояния вопроса позволил обозначить следующие гипотезы (допущения), принятые в статье при получении зависимостей НДС ТК: несущие слои подчиняются гипотезе Кирхгофа—Лява; перемещения в заполнителе по толщине описываются, по нашему мнению, кубическим уравнением $U = A + Bz + Cz^2 + Dz^3$, откуда следует, что функция распределения сдвиговых напряжений является квадратической зависимостью (эта гипотеза подтверждена рядом экспериментальных работ, проведенных с заполнителями различных типов [16—23]); заполнитель деформируется в направлении нормали к срединной поверхности по линейному закону; несущие слои описываются моментной теорией, так как они могут быть достаточно жесткими; считаем, что достаточно жесткий при работе на растяжение — сжатие заполнитель при относительно большой его толщине хорошо сопротивляется изгибу, т. е. заполнитель также описывается моментной теорией.

Следует еще раз отметить, что сказанное выше имеет практическое значение только в зонах, где показатель изменяемости конструкции достаточно велик, и если выполнено условие [18]

$$\frac{E_з c}{B_{1,2}} < \frac{2}{3}. \qquad (1)$$

В выражении (1) $E_з$ — модуль упругости заполнителя; c — толщина заполнителя; $B_{1,2}$ — жесткость несущих слоев при растяжении.

Несущие слои в ТК могут быть ортотропными и выполненными из различных материалов, а заполнитель — сплошным трехмерным ортотропным телом (дискретный заполнитель описывается некоторыми приведенными характеристиками); толщина заполнителя постоянна: $c \gg t_i$ ($i = 1, 2$), где t_i — толщина i-го слоя. Модули упругости заполнителя (в том числе и приведенные) немного меньше модулей упругости материалов несущих слоев.

При выводе уравнений равновесия трехслойной цилиндрической оболочки (ТЦО) использовали аппроксимирующие функции $\varphi_1, ..., \varphi_6$, связывающие перемещения заполнителя с перемещениями несущих слоев, которые позволяют учесть работу заполнителя при изгибе.

При решении поставленной задачи был выбран метод, основанный на построении уравнений деформации с использованием минимума потенциальной энергии системы или вариационный принцип.

Для ТЦО при выводе уравнения энергии используем изложенные выше гипотезы и предположения, т. е. заполнитель будем рассматривать как трехмерное ортотропное тело, а несущие слои — как тонкостенные конструкции. Для учета нелинейности деформации несущих слоев к уравнениям равновесия ТЦО добавляются нелинейные части, которые ранее не учитывались по теории трехслойных пластин и оболочек, т. е. получим дифференциальные уравнения более высокого порядка. Таким образом, потенциальную энергию системы можно записать в виде функционала:

$$\Pi = \int_{x_1}^{x_2}\int_{y_1}^{y_2} V[(x, y, \xi, \xi_x, \xi_y, \xi_{xx}, \xi_{xy}, \xi_{yy}, \rho, \rho_x, \rho_y, \rho_{xx}, \rho_{xy}, \rho_{yy}, ...) + ...]\mathrm{d}x\mathrm{d}y. \quad (2)$$

В выражении (2) V — потенциальная энергия слоя, приходящаяся на единицу площади; индексы x, y означают дифференцирование по x и y, индексы xx, yy, xy — двукратное дифференцирование соответственно по x и по y и смешанное двукратное дифференцирование по x и y.

Для одномерной конструкции условия минимума функционала (2) можно записать в виде:

$$\frac{\partial\Pi}{\partial\xi} - \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}x}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_x}\right) + \frac{\mathrm{d}^2}{\mathrm{d}x^2}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_{xx}}\right) = 0.$$

Так как нами рассматривается двумерная задача, то условие минимума функционала (2) имеет вид:

$$\frac{\partial\Pi}{\partial\xi} - \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_x}\right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_{xx}}\right) - \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_y}\right) + \frac{\partial^2}{\partial y^2}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_{yyx}}\right) + \frac{\partial^2}{\partial x\partial y}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\xi_{xy}}\right) + \frac{\partial\Pi}{\partial\rho} - \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\rho_x}\right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\rho_{xx}}\right) - \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\rho_y}\right) + \frac{\partial^2}{\partial y^2}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\rho_{yy}}\right) + \frac{\partial^2}{\partial x\partial y}\left(\frac{\partial\Pi}{\partial\rho_{xy}}\right) + ... = 0.$$

Введение третьего измерения осуществляется просто интегрированием аппроксимирующих функций по толщине слоя, но не варьированием по толщине. Поэтому точность уравнений зависит от точности задания аппроксимирующих функций $\varphi_1, ..., \varphi_6$.

Для вывода уравнений равновесия ТЦО применим процедуру Остроградского, заключающуюся в минимизации функционала потенциальной энергии по всем компонентам НДС. После группировки членов при одинаковых вариациях и вычисления соответствующих интегралов получаем систему уравнений равновесия ТЦО (с учетом нелинейного деформирования несущих слоев) при действии осесимметричной нагрузки, которая представляется в табличной форме (табл. 1). Значения коэффициентов A_{ijk} и др. не приведены в силу ограниченности объема статьи.

При некоторых видах нагружения нелинейные дифференциальные уравнения теории больших деформаций можно проинтегрировать. При более сложных случаях нагружения могут быть использованы методы решения с помощью последовательных приближений [5, 24—27].

Для приведения системы уравнений равновесия ТЦО к каноническому виду введем новые независимые переменные:

$$\frac{\partial^3 w_1}{\partial\alpha^3} = x_8;\ u_1 = x_1;\ \frac{\partial u_1}{\partial\alpha} = x_2;\ w_2 = x_9;\ u_2 = x_3;$$

$$\frac{\partial w_2}{\partial\alpha} = x_{10};\ \frac{\partial u_2}{\partial\alpha} = x_4;\ \frac{\partial^2 w_2}{\partial\alpha^2} = x_{11};\ w_1 = x_5;$$

$$\frac{\partial^3 w_2}{\partial\alpha^3} = x_{12};\ \frac{\partial w_1}{\partial\alpha} = x_6;\ \frac{\partial x_2}{\partial\alpha} = \frac{\partial^2 u_1}{\partial\alpha^2} = x_{13};$$

$$\frac{\partial^2 w_1}{\partial\alpha^2} = x_7;\ \frac{\partial x_4}{\partial\alpha} = \frac{\partial^2 u_2}{\partial\alpha^2} = x_{14},$$

где $\alpha = x/R$ — цилиндрическая система координат.

Тогда систему уравнений (см. табл. 1) можно представить в виде табл. 2.

Расшифровка всех выражений, входящих в табл. 2, приведена в работе [16]. С помощью зависимостей НДС трехслойных цилиндрических оболочек, а также зависимостей, учитывающих нелинейность деформаций несущих слоев, приведенных в работе [28], проведен теоретический расчет ТЦО для различных граничных условий.

Таблица 1

Система уравнений равновесия ТЦО при осесимметричной нагрузке (с учетом нелинейного деформирования несущих слоев)

Номер п/п	$u_1(u_{11})$	$u_2(u_{21})$	$w_1(u_{31})$	$w_2(u_{31})$	P_i
1	$A_{111}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} - A_{113}$	$A_{121}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} - A_{123}$	$\left(A_{151}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{153}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha} - A_{151}\frac{\partial}{\partial\alpha}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2}$	$\left(A_{161}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{163}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	—
2	$A_{121}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} - A_{123}$	$A_{221}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} - A_{223}$	$\left(A_{251}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{253}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$\left(A_{261}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{263}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha} - A_{261}\frac{\partial}{\partial\alpha}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2}$	—
3	$-\left(A_{151}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{513}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-\left(A_{251}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{523}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$\left(A_{551}\frac{\partial^4}{\partial\alpha^4} + A_{554}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{556}\right) + b_{51}\left(\frac{\partial}{\partial\alpha}\right)^2 + b_{52}\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\frac{\partial^2 U_1}{\partial\alpha^2}\right) + b_{53}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2}\frac{\partial U_1}{\partial\alpha} + b_{54}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + b_{55}\frac{\partial}{\partial\alpha}\frac{\partial^3}{\partial\alpha^3}$	$\left(A_{561}\frac{\partial^4}{\partial\alpha^4} + A_{564}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{566}\right)$	P_1
4	$-\left(A_{161}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{613}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-\left(A_{261}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{623}\right)\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$\left(A_{561}\frac{\partial^4}{\partial\alpha^4} + A_{564}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{656}\right)$	$\left(A_{661}\frac{\partial^4}{\partial\alpha^4} + A_{664}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + A_{666}\right) + b_{61}\left(\frac{\partial}{\partial\alpha}\right)^2 + b_{62}\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\frac{\partial^2 U_1}{\partial\alpha^2}\right) + b_{63}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2}\frac{\partial U_1}{\partial\alpha} + b_{64}\frac{\partial^2}{\partial\alpha^2} + b_{65}\frac{\partial}{\partial\alpha}\frac{\partial^3}{\partial\alpha^3}$	P_2

Таблица 2

Система уравнений равновесия ТЦО при осесимметричной нагрузке с новыми независимыми переменными (с учетом нелинейного деформирования несущих слоев)

f_i	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}	x_2	x_4	x_{13}	x_{14}	P
f_1	$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1											
f_2		$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1										
f_3			$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	-1									
f_4					$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1							
f_5						$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1						
f_6							$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1					
f_7									$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1			
f_8										$-\frac{\partial}{\partial\alpha}$	1		
f_9		S_{13}		S_{14}		S_{15}		S_{16}	$S_{11}\frac{\partial}{\partial\alpha}$			S_{12}	*1
f_{10}		S_{23}		S_{24}		S_{25}		S_{26}		$S_{22}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	S_{21}		*2
f_{11}	A_{556}		A_{554}	$A_{551}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	A_{556}		A_{564}	$A_{561}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-A_{513}$	$-A_{523}$	$-A_{151}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-A_{151}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$*3 + P_1$
f_{12}	A_{656}		A_{564}	$A_{561}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	A_{666}		A_{664}	$A_{661}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-A_{613}$	$-A_{623}$	$-A_{161}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$-A_{261}\frac{\partial}{\partial\alpha}$	$*4 + P_2$

Примечание. *1, *2, *3, *4 — полиномы, включающие нелинейные члены.

При использовании углерод—углеродных композиционных материалов, работающих линейно практически во всем диапазоне напряжений от 0 до $\sigma_в$, т. е. не имеющих напряжений $\sigma_т$, значение безразмерной нагрузки $\overline{p} = \overline{p}_i/\overline{p}_0$ может быть большим.

В табл. 1 обозначены: P_i — осесимметричная нагрузка, приложенная к несущим слоям; P_1 и P_2 — нагрузка на наружный и внутренний несущий слой соответственно.

При использовании ТЦО с несущими слоями из металлических материалов значение параметра $\overline{p}$ ограничено моментом достижения предела текучести $\sigma_т$ и переходом несущих слоев в пластическую область. В этом случае расчет следует вести по зависимостям, предложенным в работе М. Ш. Микеладзе [1]. В качестве примера рассмотрена ТЦО симметричной структуры со следующими параметрами:

$$E_{н.с.1,2} = \sqrt{E_{11}E_{12}} = \sqrt{E_{21}E_{22}} = 4 \cdot 10^4 \text{ МПа};$$

$$\delta_{1,2} = 0{,}2 \text{ мм}; \; G_з = \sqrt{G_{xz_3}G_{yz_3}} = 133{,}3 \text{ МПа};$$

$$c = 20 \text{ мм}, \; K = \frac{\delta\sqrt{E_{11}E_{21}}}{\sqrt{G_{xz_3}G_{yz_3}}} = 30{,}01,$$

где $E_{н.с.1,2}$ — модуль упругости несущих слоев 1 и 2; c — толщина заполнителя; $\delta_{1,2}$ — толщина каждого (i-го) несущего слоя; $G_з$ — модуль сдвига заполнителя.

Расчет проводился для оболочки, имеющей радиус $R_з = 300$ мм, относительную длину $\lambda = L/R_з = 1; 2; 3$.

Граничные условия.

1. Несущие слои шарнирно закреплены на опорах, допускающих смещение вдоль оси α. Сближение слоев отсутствует при $\alpha = 0$ и $\alpha = \alpha_0$.

При $\alpha = 0$:

$$\frac{\partial u_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial u_2}{\partial \alpha} = 0; \; w_1 = w_2 = 0; \; M_{11} = M_{12} = 0.$$

При $\alpha = \alpha_0$:

$$\frac{\partial u_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial u_2}{\partial \alpha} = 0; \; w_1 = w_2 = 0; \; M_{11} = M_{12} = 0.$$

2. Несущие слои защемлены на опорах, допускающих смещение вдоль оси α. Сближение слоев при $\alpha = 0$ и $\alpha = \alpha_0$ отсутствует.

При $\alpha = 0$:

$$\frac{\partial u_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial u_2}{\partial \alpha} = 0; \; w_1 = w_2 = 0; \; \frac{\partial w_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial w_2}{\partial \alpha} = 0.$$

При $\alpha = \alpha_0$:

$$\frac{\partial u_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial u_2}{\partial \alpha} = 0; \; w_1 = w_2 = 0; \; \frac{\partial w_1}{\partial \alpha} = \frac{\partial w_2}{\partial \alpha} = 0.$$

Для упрощения анализа результатов расчетов введены некоторые относительные безразмерные параметры нагружения и деформирования $\overline{p}$, $\overline{w}_x$, $\overline{\sigma}_{2\varepsilon,0}$, $\overline{\sigma}^M_{1,0}$, $\overline{\sigma}^u_{1,0}$. Значения этих параметров приведены ниже.

Напряжения и деформации ТЦО определяются при решении уравнений равновесия (движения), приведенных в работе [1] с учетом нелинейных членов.

При этом в расчетах использовали следующие параметры:

$$\overline{p} = \frac{p(2R)^4}{(c+t_1+t_2)}\left[\sqrt{G_{xz_3}G_{yz_3}}(t_1^2 - t_1t_2 + t_2^2)c + \right.$$
$$+ \frac{\sqrt{E_{11}E_{21}}}{(1-\nu_{11}\nu_{21})}\left(\frac{t_1c^2}{2} + \frac{t_1^2c}{2} + \frac{t_1^3}{3}\right) +$$
$$\left. + \frac{\sqrt{E_{12}E_{22}}}{(1-\nu_{12}\nu_{22})}\left(\frac{t_1c^2}{2} + \frac{t_1^2c}{2} + \frac{t_1^3}{3}\right)\right] -$$

безразмерная нагрузка;

$\overline{p}^* = \overline{p}_i/\overline{p}_0$ — отношение приращения нагрузки на i-м шаге интегрирования к приращению безразмерной нагрузки на нулевом шаге интегрирования;

$\overline{w} = \overline{w}_i/\overline{w}_0$ — отношение приращений прогиба на i-м шаге интегрирования при действии распределенной нагрузки p_i и на первом шаге нагружения распределенной нагрузкой p_0;

$u_{1,2}$ — перемещение несущих слоев;

$$\overline{\sigma}_{2\varepsilon,0} = \frac{(\sigma_2^u + \sigma_2^M)_{i,0}}{(\sigma_2^u + \sigma_2^M)_{0,0}},$$

где $(\sigma_2^u + \sigma_2^M)_{0,0}$ и $(\sigma_2^u + \sigma_2^M)_{i,0}$ — суммарные кольцевые напряжения в несущих слоях ТЦО симметричной структуры на i-м и первом шагах интегрирования при действии распределенной нагрузки в опорных сечениях оболочки при $\alpha = 0$ и $\alpha = \alpha_0$;

$$\overline{\sigma}^M_{1,0} = \sigma^M_{1,i}/\sigma^M_{1,0},$$

где $\sigma^M_{1,i}$, $\sigma^M_{1,0}$ — мембранные меридиональные напряжения в несущем слое на опорном сечении ТЦО при i-м и первом шагах нагружения;

$$\overline{\sigma}^u_{1,0} = \sigma^u_{1,i}/\sigma^u_{1,0},$$

где $\sigma^u_{1,i}$ и $\sigma^u_{1,0}$ — изгибные меридиональные напряжения в крайнем волокне несущего слоя на опорном сечении ТЦО при i-м и первом шагах нагружения.

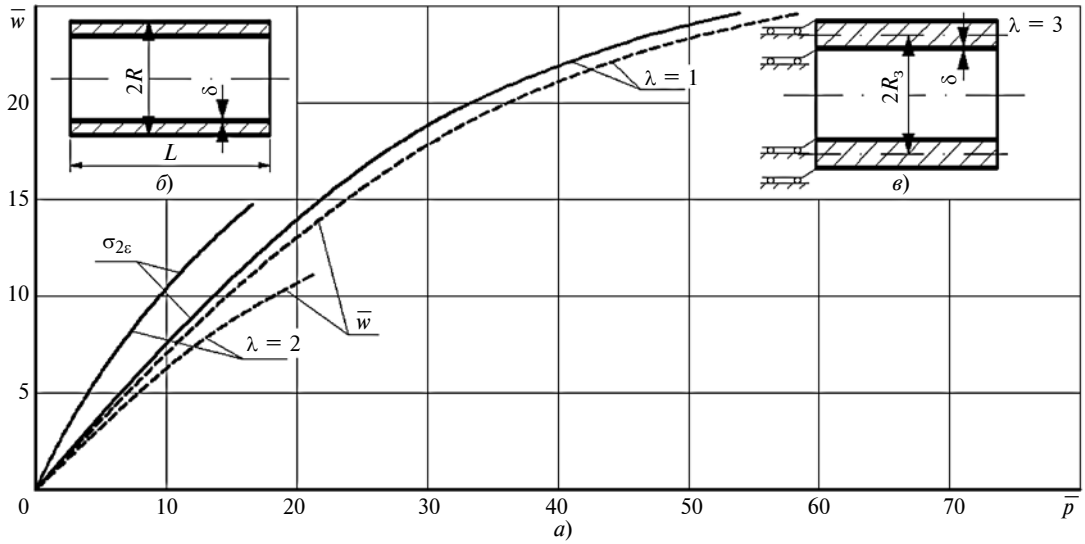


Рис. 1. Зависимости (*а*) относительных приращений: прогибов срединной поверхности ТЦО (*б, в*) кольцевых напряжений $\sigma_{2\varepsilon}$ в несущих слоях в среднем сечении ТЦО от приращения безразмерной нагрузки $\bar{p}$ для шарнирно закрепленных торцевых сечений несущих слоев (для относительных длин оболочки λ = 1, 2) со смещающимися кромками

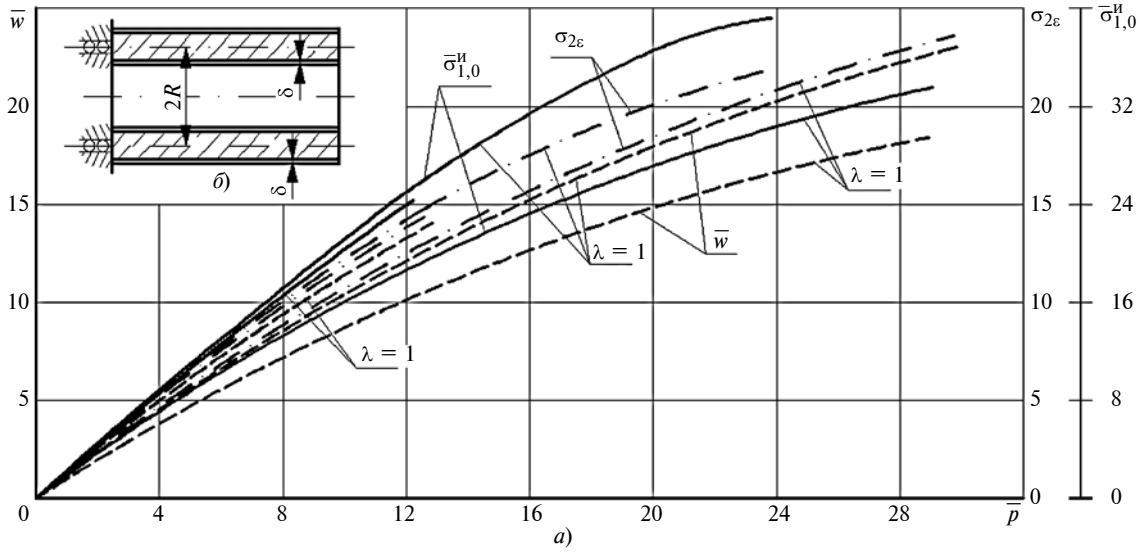


Рис. 2. Зависимости (*а*) относительных приращений: прогибов срединной поверхности ТЦО, кольцевых и меридиальных напряжений в несущих слоях в среднем сечении ТЦО от приращения безразмерной нагрузки, для ТЦО с защемленными торцевыми сечениями и смещающимися кромками (*б*):

$\bar{\sigma}^{и}_{1,0}$ — относительные меридиальные напряжения в торцевых сечениях на наружных волокнах от изгиба

Результаты расчета ТЦО с использованием предлагаемой методики приведены на рис. 1 и 2.

ВЫВОДЫ

1. Найдено решение системы дифференциальных уравнений для случая нагружения ТЦО силой, действующей вдоль образующей оболочки и приложенной к внутреннему несущему слою, при различных условиях опирания концов.

2. Вид решения дифференциальных уравнений свидетельствует, что выражение для искомых функций $w_{1,2}$, $u_{1,2}$ содержит несколько быстро затухающих составляющих. Эти составляющие описывают краевые эффекты, связанные с интенсивным сдвигом в трехслойной конструкции и сжатием заполнителя, которые в значительной мере определяют НДС трехслойного пакета в зонах, имеющих большой показатель изменяемости.

3. Из анализа данных по расчету ТЦО (см. рис. 1 и 2) следует, что наибольшее влияние введение нелинейных членов в систему уравнений оказывает при нагружении ТЦО, имеющей шарнирные смещающие опоры, наименьшее — при защемлен-

ных смещаемых опорах. Причем при увеличении относительной длины λ оболочки это влияние уменьшается. При защемленных смещаемых опорах при любых значениях λ практически существует прямо пропорциональная зависимость параметров НДС от нагрузки. Следует отметить, что при относительно длинных оболочках (λ = 3) влияние нелинейных членов также невелико во всех вариантах защемления оболочек. Погрешность линейной теории зависит от соотношения энергии изгиба и энергии деформирования срединной поверхности несущих слоев. Так, в случае защемления опорного сечения относительная доля деформации изгиба больше, чем в случае шарнирного крепления. Смещение опор также уменьшает долю энергии деформации растяжения—сжатия. Однако при увеличении λ оболочки доля энергии изгибных напряжений падает, в результате влияние нелинейности уменьшается. Анализ расчетов показал, что нелинейное деформирование несущих слоев специфично для оболочек, имеющих параметр $K < 25 \div 30$, т. е. при относительно маложестких несущих слоях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Микеладзе М. Ш.** Введение в техническую теорию идеально-пластинчатых тонких оболочек. Тбилиси: Мецниереба, 1969. 182 с.
2. **Ustarhanov O. M., Muselemov H. M., Akayev N. K.** Sandwich structures // Russian Engineering Research. 2016. V. 36. N. 10. P. 815—818.
3. **Буяков И. А.** Нелинейные уравнения теории многослойных анизотропных оболочек типа Тимошенко // Механика композитных материалов. 1979. № 3. С. 501—507.
4. **Буяков И. А.** Об учете деформации в направлении нормали в нелинейной оболочке типа Тимошенко // Механика композитных материалов. 1980. № 2. С. 358—359.
5. **Васильков Г. В.** Итерационные методы решения нелинейных задач строительной механики: Дис. ... д-ра техн. наук / МИИТ. М., 1989. 410 с.
6. **Грин А., Адкинс Дж.** Большие упругие деформации и нелинейная механика сплошной среды. М.: Мир, 1965. 456 с.
7. **Методы** расчета цилиндрических оболочек из композиционных материалов / Соломонов Ю. С., Георгиевский В. П., Недбай А. Я. и др. М.: Физматлит, 2009. 264 с.
8. **Сухинин С. Н.** Прикладные задачи устойчивости многослойных композитных оболочек. М.: Физматлит, 2010. 241 с.
9. **Сухинин С. Н.** Моделирование потери устойчивости трехслойных композитных оболочек при их осевом сжатии // Космонавтика и ракетостроение. 2015. № 3 (82). С. 52—58.
10. **Чулков П. П.** Уравнения колебаний упругих слоистых оболочек // Динамика сплошной среды. 1970. Вып. 7. С. 55—60.
11. **Прусаков А. П.** Конечные прогибы многослойных оболочек // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1971. № 3. С. 119—125.
12. **Прусаков А. П.** Нелинейные уравнения изгиба пологих многослойных оболочек // Прикладная механика. 1971. Т. 7. С. 3—8.
13. **Пискунов В. Г., Вериженко В. Е.** Линейные и нелинейные задачи расчета слоистых конструкций. Киев: Будивельник, 1986. 176 с.
14. **Alibeigloo A.** Free vibration analysis of nano-plate using three-dimensional theory of elasticity // Acta Mechanica. 2011. V. 222. N. 11. P. 149—159.
15. **Singh Bhagat, Bijoy Kumar Nanda** / Dynamic analysis of damping in layered and welded beams // Engineering Structures. 2013. V. 48. P. 10—20.
16. **Устарханов О. М.** Вопросы прочности трехслойных конструкций с регулярным дискретным заполнителем: Дис. ... д-ра техн. наук / Ростов. гос. строит. ун-т. Ростов н/Д. 2000. 400 с.
17. **Кобелев В. Н.** К механике разрушения заполнителя трехслойных конструкций // Известия вузов. Авиационная техника. 1987. № 3. С. 15, 16.
18. **Панин В. Ф., Гладков Ю. А.** Конструкции с заполнителем: Справочник. М.: Машиностроение, 1991. 271 с.
19. **Прохоров Ю. Ф., Дерющев В. В.** Влияние технологических дефектов на несущую способность трехслойных конструкций // Технология судостроения. 1981. № 10. С. 25—29.
20. **Прохоров Б. Ф., Кобелев В. Н.** Трехслойные конструкции в судостроении. Л.: Судостроение, 1972. 334 с.
21. **Анализ** экспериментального исследования трехслойных балок с металлическим сотовым заполнителем и композиционными несущими слоями // О. М. Устарханов, В. Н. Кобелев, В. В. Кобелев, Н. А. Абросимов // Сб. Междунар. науч.-техн. конф. "Современные научно-технические проблемы гражданской авиации". М.: МГТУГА, 1999. С. 32, 33.
22. **Experimental** detection of disbonds and delaminalion in honeycomb structures / K. M. Liew, L. Jiang, M. K. Lim, S. C. Low // Eng. Fracture Mech. 1994. V. 47 (5). P. 723—741.
23. **Кобелев В. Н., Устарханов О. М., Батдалов М. М.** Учет нелинейности деформирования несущих слоев при расчете трехслойных цилиндрических оболочек // Сб. всерос. НТК "Некоторые проблемы создания прогрессивной техники и технологии производства". Махачкала: ДГТУ, 1998. С. 65—67.
24. **Демидович Б. П., Марон И. А.** Основы вычислительной математики. СПб.: Лань, 2009. 672 с.
25. **Егоров А. И.** Обыкновенные дифференциальные уравнения с приложениями. 2-е изд., испр. М.: Физматлит, 2005. 384 с.
26. **Пискунов Н. С.** Дифференциальное и интегральное исчисления. М.: Наука, 1985. 289 с.
27. **Петровский И. Г.** Лекции по теории обыкновенных дифференциальных уравнений / Под ред. А. Д. Мышкиса, О. А. Олейник. М.: Изд-во МГУ, 1984. 296 с.
28. **Прусаков А. П.** Основные уравнения изгиба и устойчивости трехслойных пластин с легким заполнителем // Прикладная математика и механика. 1951. Т. 15. С. 48—52.

УДК 534.001.573

А. А. РЫКОВ, канд. техн. наук, Г. С. ЮРЬЕВ, д-р техн. наук (Новосибирский ГТУ), e-mail: teormech@ngs.ru

К теории механических колебаний

Предложен способ преобразования механической системы, описываемой произвольными обобщенными координатами, в систему, в которой они становятся главными координатами, введением упругого элемента с отрицательной жесткостью. Это приводит к разделению колебательных движений по двум координатам, снижению наибольшей частоты колебаний и повышает виброзащиту системы.

Ключевые слова: упругий элемент, дизель-генератор, отрицательная жесткость, собственная частота.

A method for converting a mechanical system, described by arbitrary generalized coordinates, into a system in which they become the main coordinates is proposed by introducing an elastic element with negative stiffness. This leads to the separation of vibrational movements into two coordinates, a decrease in the maximum frequency of oscillation and increases the vibration protection of the system.

Keywords: elastic element, diesel generator, negative stiffness, natural frequency.

Анализ колебательных систем предполагает написание дифференциальных уравнений движения, определение собственных частот и форм колебаний. Известны некоторые приемы упрощения математических моделей колебательных систем [1], в частности, иногда целесообразно представить систему дифференциальных уравнений в главных координатах, когда связи между координатами, описывающими положение механической системы, отсутствуют.

Известны также (под названием "системы с перескоком") упругие элементы, при нагружении которых восстанавливающая сила способствует увеличению прогиба, т. е. их статическая характеристика имеет отрицательную жесткость. Это, например, двухопорная балка—рессора, работающая на поперечный изгиб при одновременном сжатии ее технологической осевой сверхкритической силой [2].

В данной работе предлагается способ преобразования механической системы из состояния, описываемого произвольными обобщенными координатами, в состояние, в котором они становятся главными координатами. Достигается это путем введения в систему упругого элемента с отрицательной жесткостью [3], причем не только в плане виртуальной модели, но и физической, в реальном исполнении. При этом определяются абсолютная величина жесткости вводимых элементов и координаты присоединения их к системе. Таким образом, можно возбуждать и наблюдать гармонические независимые колебания отдельно по каждой координате или одновременно по обеим.

Ограничимся системой с двумя степенями свободы, представляющей схему упругой подвески дизель-генератора как твердого тела, симметричного относительно плоскости XY (рис. 1).

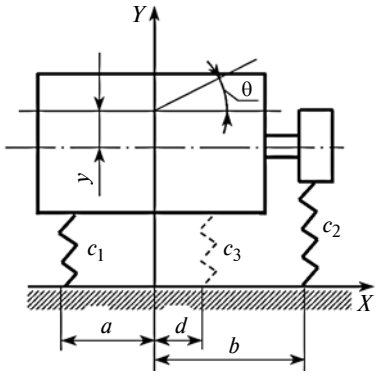


Рис. 1. Схема подвески дизель-генератора (две степени свободы)

В качестве обобщенных координат, отсчитываемых от равновесного положения системы, возьмем координату y, определяющую вертикальное перемещение центра тяжести и угол θ поворота вокруг него. Первоначально виброизоляция системы предусматривается с помощью двух упругих элементов — пружин с жесткостями c_1 и c_2, закрепленных как показано на рис. 1. Кинетическая энергия системы составит:

$$T = \frac{1}{2}(m\dot{y}^2 + J\dot{\theta}^2),$$

где m — масса системы; J — момент инерции системы относительно центра масс.

Потенциальная энергия системы:

$$\Pi = \frac{1}{2}[c_1(y - a\theta)^2 + c_2(y + b\theta)^2] =$$

$$= \frac{1}{2}[(c_1 + c_2)y^2 + 2(c_2b - c_1a)y\theta + (c_1a^2 + c_2b^2)\theta^2].$$

Согласно теории колебаний коэффициенты инерции и жесткости в этой системе составляют:

$$a_{11} = m;\ a_{22} = J;\ c_{11} = c_1 + c_2;$$
$$c_{12} = c_{21} = c_2b - c_1a;\ c_{22} = c_1a^2 + c_2b^2.$$

Найдем собственные частоты колебаний системы:

$$k_{1,2}^2 = \frac{S \pm \sqrt{S^2 - 4Q}}{2}, \qquad (1)$$

где

$$S = \frac{a_{11}c_{22} + a_{22}c_{11}}{a_{22}a_{11}}; \quad Q = \frac{c_{11}c_{22} - c_{12}^2}{a_{11}a_{22}}. \qquad (2)$$

Дифференциальные уравнения движения системы при возбуждении парой сил с моментом $M_0\cos ft$ (здесь f — частота колебаний) по координате θ для вынужденных колебаний имеют вид:

$$a_{11}\ddot{y} + c_{11}y + c_{12}\theta = 0;$$

$$a_{22}\ddot{\theta} + c_{12}y + c_{22}\theta = M_0\cos ft.$$

Для устойчивости движения системы необходимо, чтобы частоты $k_{1,2}$ были вещественными числами. Это означает, что $k_{1,2}^2$ должно быть числом, во-первых, вещественным и, во-вторых, положительным. Условие вещественности $k_{1,2}^2$ имеет вид:

$$S^2 \geqslant 4Q, \qquad (3)$$

а условие положительности:

$$Q \geqslant 0. \qquad (4)$$

Из условия (4) следует: $c_1 > 0$, $c_2 > 0$.

Условие (3) требует, чтобы

$$\left(\frac{c_{22}}{a_{22}} - \frac{c_{11}}{a_{11}}\right)^2 + 4\frac{c_{12}^2}{a_{11}a_{22}} \geqslant 0,$$

что всегда выполняется, так как $a_{11} \times a_{22} > 0$.

Зададим параметры системы:

$m = 4000$ кг, $c_1 = 2\,400\,000$ Н/м, $c_2 = 800\,000$ Н/м, $a = 0{,}2$ м, $b = 0{,}9$ м, $J = 1000$ кг · м^2, $M_0 = 5000$ Н · м.

В этом случае собственные частоты колебаний составят: $k_1 = 25{,}47$ с$^{-1}$, $k_2 = 29{,}92$ с$^{-1}$.

Под действием пары сил с моментом $M = M_0\cos ft$ в системе изменяются и линейная и угловая координаты одновременно (рис. 2).

Поставим задачу разделить колебательные движения по этим двум координатам.

Введем в систему дополнительный упругий элемент жесткостью c_3 с координатой d точки крепления (см. рис. 1). Потребуем, чтобы выполнялось следующее условие:

$$c_2b - c_1a + c_3d = 0. \qquad (5)$$

Очевидно, что в этом случае потенциальная энергия примет вид:

$$\Pi = \frac{1}{2}[c_1 + c_2 + c_3)y^2 + (c_1a^2 + c_2b^2 + c_3d^2)\theta^2].$$

Уравнения движения станут независимыми, с частотами:

$$\begin{cases} k_1^2 = \dfrac{c_1 + c_2 + c_3}{m}; \\ k_2^2 = \dfrac{c_1a^2 + c_2b^2 + c_3d^2}{J}. \end{cases} \qquad (6)$$

Из выражения (6) видно: чтобы уменьшить частоты k_1 и k_2 для повышения эффективности виброизоляции, необходимо жесткость c_3 третьего упругого элемента взять отрицательной. Так, если принять $c_3 = -400\,000$ Н/м, то из формулы (5) получим $d = 0{,}6$ м. В этом случае тело получает только крутильные колебания вокруг центра масс, а перемещения в направлении оси Y не будет. Амплитудно-частотная характеристика (АЧХ) имеет вид, представленный на рис. 3.

Собственные частоты колебаний в этом случае составляют: $k_1 = 24{,}498$ с$^{-1}$, $k_2 = 26{,}46$ с$^{-1}$.

Отметим, что интервал между независимыми частотами, также как и наибольшая из них, уменьшаются, что улучшает характеристики виброзащиты.

Если же сделать частоты независимыми, не добавляя третий упругий элемент, а полагая $ac_1 - c_2b = 0$, то при тех же значениях b, c_1, c_2 придется увеличить размер a до 0,3 м, и возрастет также наибольшая из частот, т. е. диапазон частот АЧХ сдвинется вправо, что ухудшит виброзащиту системы.

В качестве второго примера рассмотрим схему упругой подвески твердого тела, например, применительно к задаче виброзащиты строительного объекта или сооружения от сейсмических воздействий. Для упрощения будем считать данную схему симметричной относительно плоскостей XOY и YOZ (рис. 4). Из-за малости колебаний реальной

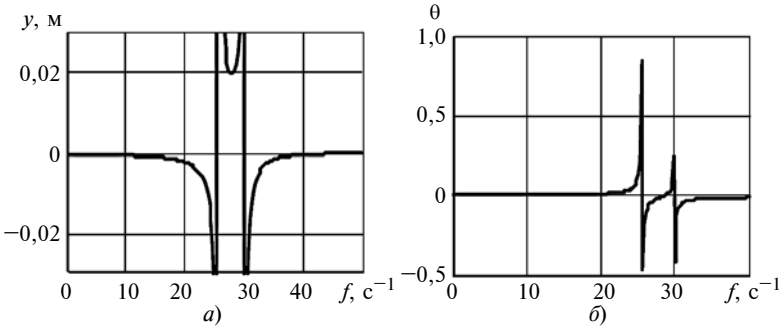


Рис. 2. Зависимости амплитуд y и θ вынужденных колебаний от их частоты f

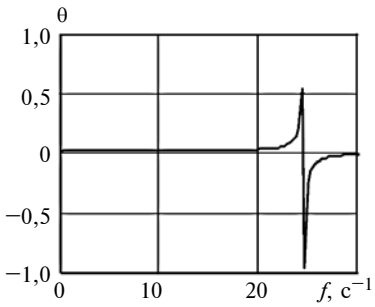


Рис. 3. Амплитудно-частотная характеристика системы с дополнительным упругим элементом

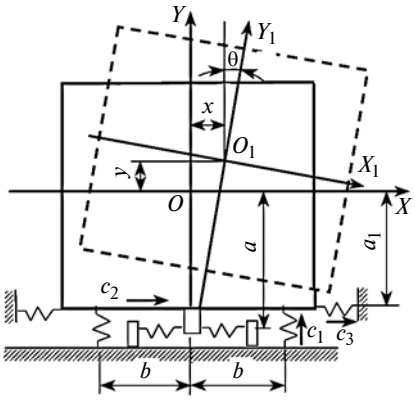


Рис. 4. Схема упругой подвески твердого тела (три степени свободы)

системы и линейной постановки задачи, можно рассматривать плоские колебания тела с тремя степенями свободы.

При этом приняты следующие обозначения: x, y, θ — обобщенные координаты с началом в центре O тяжести тела; m — его масса; I_Z — момент инерции твердого тела относительно оси Z; a, a_1 — расстояния, определяющие места крепления горизонтальных упругих элементов с жесткостями c_2, c_3; b — расстояние, определяющее место крепления вертикальных упругих элементов с суммарной жесткостью c_1 (см. рис. 4).

Ограничиваясь рассмотрением движения объекта в плоскости XOY и вводя "технологический" элемент с жесткостью c_3 и упругой осью, параллельной оси X, представим выражения кинетической и потенциальной энергий, соответствующих системе с тремя степенями свободы:

потенциальная энергия системы

$$\Pi = \frac{1}{2}\left\{\frac{c_1}{2}(y + b\theta)^2 + \frac{c_1}{2}(y - b\theta)^2 + \right.$$

$$\left. + c_2(x - a\theta)^2 + c_3(x - a_1\theta)^2\right\};$$

кинетическая энергия системы

$$T = \frac{1}{2}(m\dot{x}^2 + m\dot{y}^2 + I_Z\dot{\theta}^2).$$

Дифференциальные уравнения движения имеют вид:

$$\begin{cases} m\ddot{y} + c_1 y = 0; \\ m\ddot{x} + (c_2 + c_3)x - (ac_2 + a_1c_3)\theta = 0; \\ I_Z\ddot{\theta} + (c_1b^2 + c_2a^2 + c_3a_1^2)\theta - x(ac_2 + a_1c_3) = 0. \end{cases} \quad (7)$$

Первое уравнение в системе (7) независимо и описывает движение системы вдоль оси Y с частотой $k_Y^2 = c_1/m$.

Второе и третье уравнения в системе (7) образуют систему, описывающую связанные крутильно-поступательные колебания в обобщенных координатах x, θ. Коэффициенты инерции и жесткости для данной системы будут такими:

$$a_{11} = m,\ c_{11} = c_2 + c_3,\ c_{12} = c_{21} = -(ac_2 + a_1c_3);$$

$$a_{22} = I_Z,\ c_{22} = c_1b^2 + c_2a^2 + c_3a_1^2.$$

Представим численный расчет для реального объекта:

$m = 4000$ кг, $I_Z = 1000$ кг·м^2, $c_1 = 2\,400\,000$ Н/м, $c_2 = 800\,000$ Н/м, $a = 0{,}05$ м, $b = 0{,}4$ м, $c_3 = 5000$ Н/м.

Вычислим по формулам (1) и (2) собственные частоты колебаний для исходной системы, в которой частоты связаны:

$$k_1 = 14{,}07\ \text{с}^{-1},\ k_2 = 19{,}7\ \text{с}^{-1}.$$

Из системы уравнений (7) видно, что условиями независимости колебаний по координатам x и θ являются:

$$ac_2 + a_1c_3 = 0;\ c_3 < 0. \quad (8)$$

Собственные частоты в этом случае определятся по формулам:

$$\left.\begin{aligned} k_1 &= \sqrt{\frac{c_{11}}{a_{11}}} = \sqrt{\frac{c_2 + c_3}{m}}; \\ k_2 &= \sqrt{\frac{c_{22}}{a_{22}}} = \sqrt{\frac{c_1b^2 + c_2a^2 + c_3a_1^2}{I}}. \end{aligned}\right\} \quad (9)$$

Из условий (8) определяем координаты места крепления дополнительного упругого элемента с жесткостью $c_3 = -50\,000$ Н/м:

$$a_1 = -\frac{ac_2}{c_3} = 0{,}8\ \text{м}.$$

Из формул (9) находим независимые собственные частоты колебаний в поступательном движении системы вдоль оси X и во вращательном — по углу θ:

$$k_1 = 13{,}69\ \text{с}^{-1},\ k_2 = 18{,}8\ \text{с}^{-1}.$$

Наибольшая частота снизилась по сравнению с исходным состоянием, уменьшился интервал между частотами, что улучшает показатели виброзащиты системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Вильсон У. Керр.** Вибрационная техника. М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1963. 415 с.

2. **Юрьев Г. С.** Исследование и создание виброзащитных систем и устройств передачи вибрации на анизотропно-упругих модулях: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук / НЭТИ. Новосибирск. 1990. 35 с.

3. **Пат. 1155803 Рос. Федерация:** МПК F16F 13/00 Амортизатор.

УДК (685.5 + 62-5).001.57

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, П. В. КОЛЧИН, Д. А. ШАТАГИН, Р. Ш. МАНСУРОВ, канд. экон. наук
(Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Организация и управление механообрабатывающим цифровым производством

Изложены особенности организации механообрабатывающего производства на базе IT-технологий (искусственного интеллекта, облачных технологий). Рассмотрены логистика производства, организация и переналадка оборудования. Описана единая платформа интеллектуального управления станочным оборудованием при гибридной обработке деталей, основанной на использовании 3D-печати и последующей механической обработки. Описана система контроля качества деталей, получаемых с помощью 3D-печати.

Ключевые слова: механообрабатывающее производство, IT-технологии, управление производством, искусственный интеллект, 3D-печать, гибридная технология, контроль качества.

The peculiarities of the organization of machining production on the basis of IT-technologies (artificial intelligence, cloud technologies) are outlined. The logistics of production, organization and refitting of equipment are considered. A unified platform for intelligent control of machine tools for hybrid parts processing based on 3D printing and subsequent machining is described. A quality control system for parts obtained with 3D printing is described.

Keywords: machining production, IT-technologies, production management, artificial intelligence, 3D-printing, hybrid technology, quality control.

Механообрабатывающее производство в зависимости от заказов потребителей вынуждено постоянно изменяться и трансформироваться. В результате научных исследований каждый год открываются новые возможные пути развития производства, особенно с использованием IT-технологий. Уже есть попытки трансформировать новейшие достижения науки в долгосрочные глобальные тренды с указанием конечного результата, к которому придет производство.

В области механообрабатывающего производства таким трендом в РФ является программа "Индустрия 4.0", которая призвана изменить его, сделать более современным. Производство станет более интеллектуальным, гибким, эффективным и прогнозируемым. Эксперты считают, что способствовать этому могут большие данные, интернет, виртуальная и дополненная реальности, 3D-печать, печатная электроника, квантовые вычисления, распределенные реестры, автономные роботы и т. д. Механообрабатывающее оборудование в условиях цифрового производства рассматривается как киберфизическая система, имеющая высокий искусственный интеллект.

Известно, что крупные иностранные компании уже активно применяют цифровые технологии в своем производстве; в частности, компания Tesla активно использует автономные промышленные роботы в своих цехах, где их насчитывается около 200 единиц [1].

К сожалению, на большинстве предприятий РФ в основном пока освоены лишь некоторые цифровые технологии (3D-моделирование, виртуальное моделирование и т. д.). Опыт показывает, что в РФ крупные производства более инертны, чем мелкие. Поэтому именно малые компании (отдельные цеха предприятий) могут являться драйверами в области цифровых технологий.

Новая промышленная революция предлагает качественно новые возможности повышения эффективности производства, однако и требования к автоматизации новые технологии предъявляют совершенно другие, т. е. речь идет не столько об автоматизации, сколько о практически полной оцифровке производства.

Основными направлениями при создании цифрового производства могут быть полные компьютеризация и оцифровывание как рабочих мест, так и производственного оборудования, т. е. превращение их в киберфизические системы с интеллектуальным управлением; широкое применение программного обеспечения по подготовке производства (CAD, CAE, CAM, PDM систем), по логистике и управлению производством (ERP, MES) и т. д. Необходимо также создание на предприятиях (производствах) единого информационного пространства, включая как рабочие места, так и оборудование и транспортные системы с единой платформой управления на базе искусственного интеллекта для обеспечения возможности обмена информацией между оборудованием на протяжении всего цикла изготовления деталей.

В настоящей статье предпринята попытка детализировать образ механообрабатывающего цифрового производства в соответствии с программой "Индустрия 4.0" и изложенными выше принципами организации подобных производств. В связи с этим рассмотрим прообраз внутреннего строения современного цеха, его логистики и оборудования, которое расположится в нем, и интеллектуальное управление производством. При этом следует учесть, что в производственном цехе могут присутствовать как специализированные станки с ЧПУ, так и оборудование для 3D-печати, оборудование для гибридной обработки и др.

Начнем с логистики производства и расположения оборудования. Планировка производства нового поколения должна быть максимально простой и универсальной, а каждое рабочее место не должно значительно отличаться от любого другого. Эти требования позволят обеспечить гибкость производства и его перестраиваемость под конкретный заказ. Можно предположить, что в будущем, как и сегодня, останется предпочтительной прямоточная схема: склад расходных материалов — производственная площадка — склад готовой продукции. При этом каждое рабочее место (назовем его производственной ячейкой) будет автоматизированно, иметь типовые габаритные размеры, загрузочную и разгрузочную позиции; к нему проведут все необходимые энергоносители независимо от операции, которая будет проводиться. Следует отметить, что за каждой ячейкой не будет закреплена своя отдельная операция. Заготовка будет перемещаться с помощью роботов-транспортировщиков, движущихся по запрограммированной траектории и получающих информацию о движении из единого информационного центра, который определяет оптимальные маршруты с использованием искусственного интеллекта.

На примере формирования материальной ценности, т. е. детали, разберем более подробно планировку будущего механообрабатывающего производства, представленную на рис. 1. Путь следования ценностей начинается с автоматизированного производственного склада, который разделен на отдельные зоны, куда поступают компоненты, необходимые для производства (например, станочный блок для 3D-печати).

В первую зону склада поступают кассеты с мелкодисперсным порошком или проволокой для 3D-принтеров, которые будут создавать будущую заготовку или окончательную деталь. Во вторую зону поступают подложки стандартного размера (пластины, на которых печатается деталь). В третьей зоне размещаются паллеты со стандартной зажимной системой для крепления подложек. В четвертой зоне размещается режущий инструмент для чистовой механической обработки. В пятой зоне можно разместить материалы, необходимые для обслуживания оборудования: СОЖ, смазки, быстрозаменяемые запасные части и др. В шестой зоне будут храниться станочные блоки, о которых расскажем ниже.

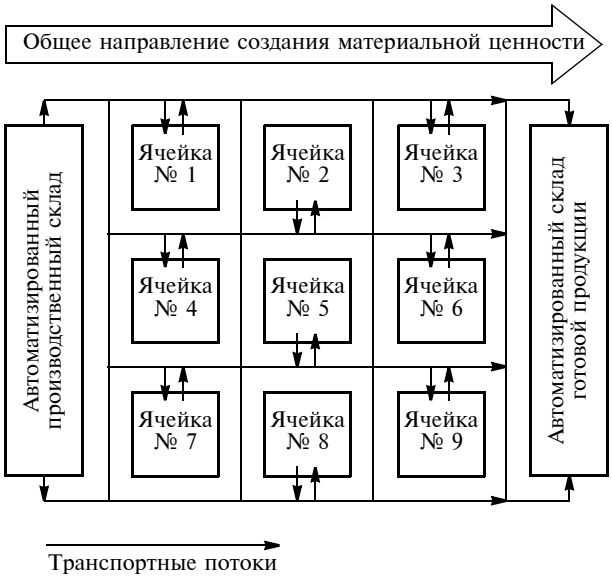


Рис. 1. Общая схема металлообрабатывающего производства в соответствии с программой "Индустрия 4.0"

В зоне выгрузки склада роботизированная рука захватывает паллету и устанавливает ее на робот-транспортировщик, затем с помощью аналогичной роботизированной руки на паллету устанавливается подложка для формирования детали. После этого транспортировщик перевозит указанные элементы до загрузочной позиции ячейки № 1, оставляет их и отправляется на выполнение другой задачи. С загрузочной позиции ячейки № 1 паллета транспортируется манипулятором или по направляющим в рабочую зону 3D-принтера, где печатается часть заготовки объекта; затем паллета перемещается на разгрузочную позицию. Отсюда транспортировщик перевозит паллету к ячейке № 5, где выполняется механическая обработка части заготовки. После этого паллета отправляется к ячейке № 6, где оборудование выполняет 3D-печать и формирует оставшуюся часть изделия. Здесь же выполняются чистовая механическая обработка и, к примеру, комплексный контроль готовой детали с помощью измерительных датчиков или системы 3D-сканирования. В ячейке № 9 проводится операция отрезки от подложки, после чего подложка на транспортировщике отправляется обратно на склад подложек, а готовая деталь поступает на склад готовой продукции.

Оснащать оборудование всем необходимым (кассетами с металлическим порошком или проволокой, режущим инструментом или СОЖ) можно или по основному транспортному каналу, т. е. каналу детали, или по отдельным каналам (на ярус выше или ниже основного) с помощью тех же транспортных роботов.

Представленная схема похожа на уже имеющиеся безлюдные технологии, использующие в своей основе гибкие производственные системы, однако это не совсем так. В гибкой производственной системе применяется конкретное оборудование, имеющее постоянное положение на планировке, где все жестко зафиксировано на своих местах.

Цифровое производство будет иметь динамичную планировку оборудования, подстраивающуюся под номенклатуру и объем производства в зависимости от заказа. Пример изменения планировки представлен на рис. 2.

Это означает, что, к примеру, ячейка № 5 (если обратиться к указанному выше описанию движе-

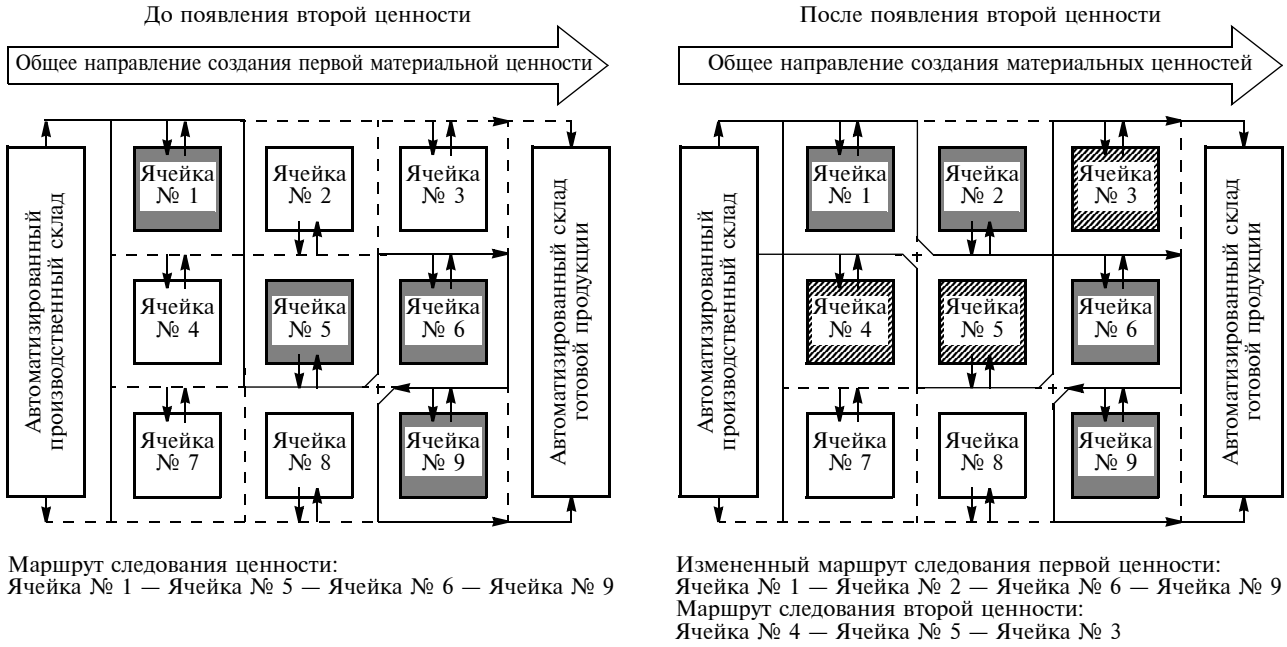


Рис. 2. Пример реализации динамичной планировки производства при изготовлении продукции одного наименования и ее изменения при изготовлении продукции двух наименований

ния ценности) в данный момент времени выполняет функцию фрезерного станка, однако если на производство поступит дополнительно заказ на продукцию еще одного наименования, исходный маршрут следования первой ценности может быть переназначен на другую ячейку, например № 2, а ячейка № 5 может стать 3D-принтером или другим оборудованием для производства продукции второго наименования.

В связи с этим возникает потребность в изменении подходов к проектированию и изготовлению производственного оборудования. В данной ситуации предпочтение следует отдавать модульным системам, позволяющим подобно конструктору Lego, используя отдельные блоки, собрать оборудование той или иной конфигурации.

Новая конструкция не имеет общей станины, на которую крепятся все остальные части станка, и представляет собой блоки со стандартизованным элементом крепления и выводами для подключения электричества, информационной сети (интернет) и других энерго- и информационных ресурсов. К примеру, можно выделить следующие станочные блоки:

шпиндельный для зажима режущего инструмента;

магазин для хранения инструментов;

качающийся стол для выполнения токарных и сложных фрезерных операций, поворачивающийся вокруг своей оси и наклоняющийся на 90°;

прямоугольный неподвижный стол;

сварочный/наплавочный блок, где на общей платформе в отдельной ячейке, как в магазине, хранится сварочная горелка и находится остальная сварочная система с генератором тока, защитным газом и др.;

3D-печать, где также на общей платформе в отдельной ячейке находятся печатающая головка и система 3D-печати порошком (в частности, лазер, компрессор для подачи порошка, картриджи с порошком и др.);

лазерный блок, где есть лазерная головка для сварки, гравировки или термической обработки поверхностного слоя;

задняя бабка для выполнения токарных операций с длинными деталями (до $l/d < 10$);

измерительный блок с системой 3D-сканирования.

Собирая комбинации из этих блоков, можно получать совершенно разные типы оборудования. При выходе из строя одного из блоков его нужно только заменить запасным за минимальный промежуток времени без убыточного простоя остальных систем, или взять блок из другой ячейки и перестроить динамичную планировку с учетом утраченного блока. Пример реализации шпиндельного блока — разработка немецкой компании Metrom [2] на основе параллельной кинематики или ее аналоги, если данные системы дооснастить элементами крепления и приема — передачи информации. Шпиндельные блоки представлены на рис. 3. Исходя из опыта применения гибридных технологий, в шпиндельный блок можно закреплять не только режущий инструмент, но и печатающую головку системы 3D-печати, сварочную горелку и другие устройства, используя при их работе механические перемещения шпиндельного блока.

Чтобы понять, куда все эти компоненты могут устанавливаться, рассмотрим производственную ячейку и ее оснащение. Ячейка представляет собой

а)

б)

Рис. 3. Модульные системы станков компании Metrom [2]:

а — шпиндельный блок вне станка и без станины; *б* — шпиндельный блок, встроенный в станок

огороженное кабинетной защитой *1* пространство, на выходе и на входе которого располагаются загрузочная *2* и разгрузочная *3* позиции (рис. 4 и 5).

Внутри ячейки расположен набор постаментов с высокоточным креплением и цифровыми выводами для установки на них отдельных станочных блоков; сами постаменты также могут располагаться на подвижных направляющих, регулируя тем самым рабочую зону в ячейке. Центральный постамент *5* (см. рис. 4), предназначенный для установки блока со столом, на поверхность которого устанавливается паллета, связан с роботом-манипулятором. Данный робот по завершении операции заменяет паллету с заготовкой, над которой действие завершилось, на паллету с заготовкой, над которой еще необходимо выполнить действие, и перемещает их из зоны загрузки в зону разгрузки. Каждый постамент помимо высокоточного крепления имеет, как и блок, выводы для связи по сети и дополнительно может иметь трубопровод для подачи СОЖ, сжатого воздуха и других энергоносителей и расходных материалов, требующихся для бесперебойной работы. Если планировка производства — динамичная и может изменяться неоднократно в течение недели или даже дня, то ручной труд не подходит. Для транспортировки блоков в ячейку можно использовать автоматизированные мостовые краны, перемещающиеся по рельсам под потолком цеха. Краны, имеющие надежные механические крепления, будут захватывать необходимые станочные блоки из зоны их хранения и транспортировать в необходимую ячейку. Точно позиционируясь над постаментом внутри ячейки, автоматизированный кран опустит блок на постамент, где компоненты надежно зафиксируются между собой. После этого кран отсоединится от блока и приступит к решению другой задачи, например к уборке в зону хранения блока из другой ячейки.

Помимо перечисленных особенностей *прообраз будущего оборудования лишен собственной встроен-*

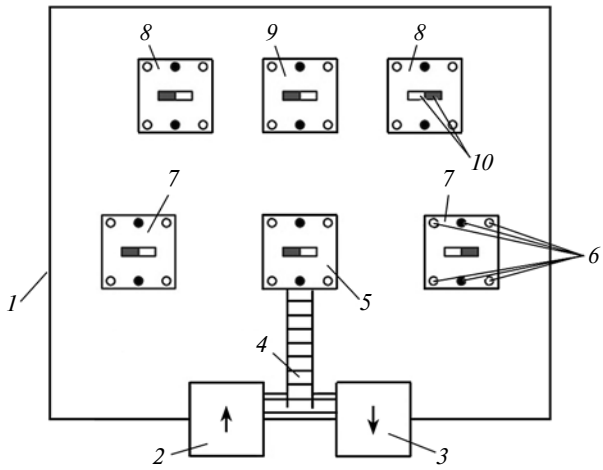


Рис. 4. Схема ячейки без станочных блоков:

1 — кабинетная защита; *2* — загрузочная позиция; *3* — разгрузочная позиция; *4* — транспортировщик паллет; *5* — центральный постамент для блока со столом; *6* — элементы позиционирования и фиксации станочных блоков; *7* — постамент для блока со шпинделем; *8* — постамент для установки блока; *9* — постамент для установки блока с задней бабкой или блока другого назначения; *10* — разъемы для приема и передачи данных с блока

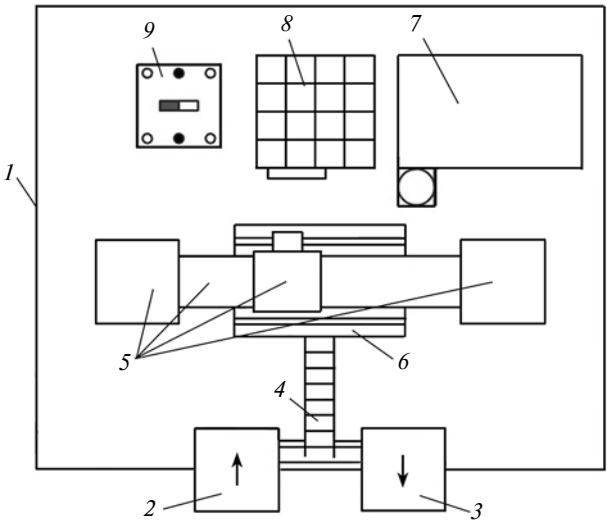


Рис. 5. Схема ячейки со станочными блоками под фрезерование и 3D-печать:

1 — кабинетная защита; *2* — загрузочная позиция; *3* — разгрузочная позиция; *4* — транспортировщик паллет; *5* — блок с пятиосевым шпинделем; *6* — блок с прямоугольным столом; *7* — блок для 3D-печати с печатающей головкой; *8* — блок с инструментальным магазином; *9* — постамент для установки блока

ной стойки ЧПУ, и управление блоками в ячейке отдано единой информационной сети предприятия, где для выполнения этих задач будет выделен отдельный вычислительный сегмент. Связь блоков с сетью выполняется через соединительные разъемы в постаменте ячейки.

Что касается материально-технического оснащения ячейки, то в отношении режущего инструмента также должны быть пересмотрены подходы к проектированию. Новому производству необходим инструмент, который автоматизированная система производства могла бы собрать сама без участия человека, настроить его, записать данные об инструменте на чип и переправить в инструментальный магазин производственной ячейки. Порошки и проволоки для 3D-печати и сварки должны поставляться в быстросменных кассетах с возможностью передачи информации об оставшемся количестве материала. Это относится и к другим расходным материалам.

Отдельно необходимо отметить систему управления таким сложным и постоянно перестраивающимся производством. Можно сказать, что в цифровом пространстве должен быть сформирован точный виртуальный образ производства. Система должна знать все о ресурсах, оборудовании и его расположении в данное конкретное время, планировании, номенклатуре изделий и технологиях их изготовления, потребностях рынка и внутренних потребностях, чтобы, основываясь на данной информации, выполнять текущие задания и планировать будущие.

Что касается вещественной части системы, это либо огромные вычислительные мощности самих производств с отдельными серверами для этого, либо "облачные" технологии, при которых вычислительные мощности выведены за пределы предприятия и команды поступают удаленно. Не исключено и сочетание обеих вычислительных мощностей. Все это необходимо для управления обширными данными, на которые возлагаются отдельные ожидания в программе "Индустрия 4.0". Уже сейчас разработаны следующие программные продукты, которые упрощают функционирование предприятий.

Управление основными данными, управление мастер-данными (Master Data Management или MDM) — совокупность процессов и инструментов для постоянного определения и управления основными данными компании (в том числе справочными) [3].

CALS-технологии (Continuous Acquisition and Lifecycle Support — непрерывная информационная поддержка поставок и жизненного цикла изделий), или ИПИ (информационная поддержка процессов жизненного цикла изделий) — подход к проектированию и производству высокотехнологичной и наукоемкой продукции, заключающийся в использовании компьютерной техники и информационных технологий на всех стадиях жизненного цикла изделия [4].

PDM-система (Product Data Management — система управления данными об изделии) — организационно-техническая система, обеспечивающая управление всей информацией об изделии. При этом в качестве изделий могут рассматриваться различные сложные технические объекты (корабли и автомобили, самолеты и ракеты, компьютерные сети и др.) [5].

ERP (Enterprise Resource-Planning, планирование ресурсов предприятия) — организационная стратегия интеграции производства и операций управления трудовыми ресурсами, финансового менеджмента и управления активами, ориентированная на непрерывную балансировку и оптимизацию ресурсов предприятия посредством специализированного интегрированного пакета прикладного программного обеспечения, обеспечивающего общую модель данных и процессов для всех сфер деятельности [6].

Все перечисленные и многие другие пакеты, отвечающие за стабильную работу производства, в итоге должны быть объединены на одной платформе для упрощенного и безошибочного обмена данными. Кроме того, должен быть минимизирован, а по возможности запрещен полностью ручной ввод данных в систему для исключения влияния человеческого фактора, производство должно быть саморегулируемым. Для этого во главе всей цифровой системы должен быть искусственный интеллект с заложенной программой самообучения для непрерывного совершенствования производственного процесса и оптимизации обработки данных [7].

На этом цифровизация производства не заканчивается. Интеллектуальной системе предприятия будет отдана функция самостоятельно переназначать производственные ячейки, т. е. формировать динамичную планировку. Визуализация схемы взаимосвязи цифровой системы и производственной площадки представлена на рис. 6.

Если для эффективной работы необходимо фрезерную операцию расположить в другой ячейке, система сделает это в своем виртуальном образе производства и отдаст команду исполнительным органам воплотить это в реальность. Помимо этого цифровая сеть предприятия выполняет функции управления станочными блоками внутри каждой ячейки посредством формирования цифрового образа этой ячейки. Так, если в управляющей программе заложен определенный набор станочных блоков, система формирует их в своем цифровом пространстве и в реальности, затем в производственную ячейку на рабочие органы поступают данные о пространственном расположении каждого из узлов согласно коду управляющей программы станка. Визуализация связи системы с ячейкой представлена на рис. 7.

Таким образом, вместо реальной стойки станка с ЧПУ появляется виртуальная стойка внутри цифро-

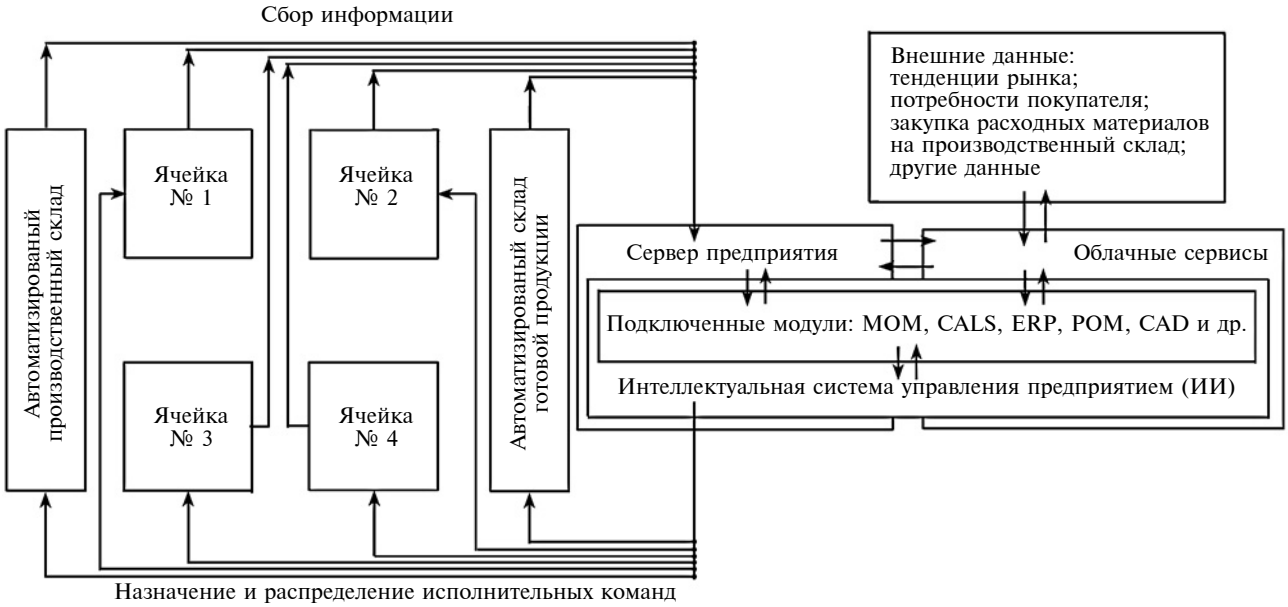


Рис. 6. Визуализация схемы взаимосвязи цифровой системы и производственной площадки

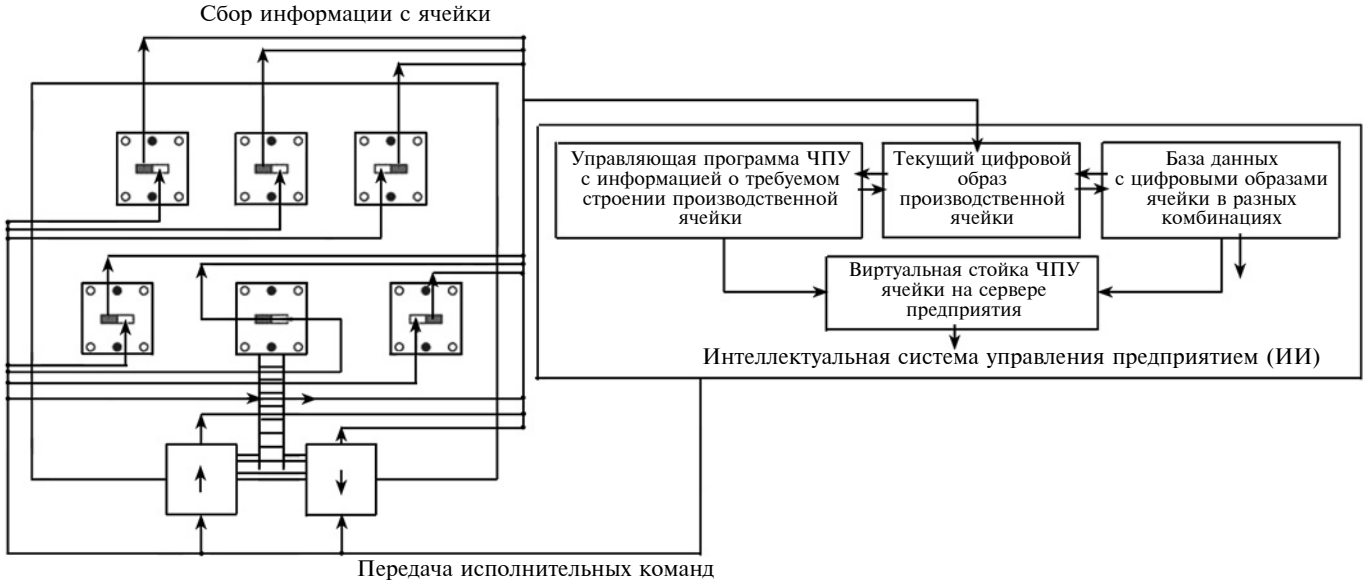


Рис. 7. Схема управления производственной ячейкой через разъемы в постаментах

вой системы предприятия. Однако для обслуживания у ячейки может остаться выход для подключения пульта при проведении технического обслуживания. Чем хороша виртуальная стойка? Так как оборудование не имеет постоянной компоновки, на стационарной стойке пришлось бы хранить весь набор комбинаций станочных блоков, имеющихся на предприятии. Это приведет в свою очередь к потреблению большего количества вычислительных ресурсов. Еще одной положительной стороной является постоянная связь с САМ-системой, поэтому изменения в процесс обработки вводятся за меньший промежуток времени. Также упрощается сбор данных об оборудовании — его оставшемся ресурсе, текущем состоянии. Упрощается сбор данных о режимах обработки и их корректировке в режиме реального времени для достижения наиболее качественного и эффективного режима обработки.

Одним из недостатков существующих организации и управления предприятиями, сдерживающих реализацию цифровых технологий, является отсутствие единой платформы использования систем управления технологического оборудования вследствие их узкой ориентации на конкретный вид оборудования. При этом не учитывается значительный прогресс в области разработки программного и аппаратного обеспечения систем ЧПУ, позволяющего пользователю расширять возможности систем ЧПУ.

Это привело к тому, что производители нового оборудования различного назначения вынуждены применять известные системы ЧПУ, которые не способны в полной мере решать задачи управления

в конкретных условиях и не отвечают требованиям цифровых производств. Системы ЧПУ необходимо ориентировать на удаленное (сетевое) управление.

В связи с этим необходимо расширять функциональные возможности систем ЧПУ, интегрировать в них новые модули и подсистемы. Появились, как отмечалось выше, новые методы и гибридные технологии обработки деталей, аддитивные технологии и т. д., требующие модульных систем ЧПУ. Проблема существенно усложняется тем, что необходимо найти такое ее решение, которое подходило бы и к уже успешно работающим системам управления технологического оборудования (металлорежущим станкам, оборудованию аддитивных технологий, промышленным роботам и т. д.).

Таким образом, в настоящее время отсутствует единая базовая управляющая платформа, на основе которой разрабатывалось бы новое поколение модульных систем управления технологическим оборудованием для цифровых производств. Такие платформы должны обладать большими вычислительными ресурсами и высоким быстродействием обработки большой базы данных. Это существенно сократит расходы на разработку и эксплуатацию технологического оборудования и обеспечит его вхождение в единое информационное пространство целого предприятия. Отсутствие базовой платформы управления технологическим оборудованием сдерживает разработку новых высокопроизводительных методов изготовления деталей (высокоскоростная обработка, аддитивные технологии, гибридные технологии обработки и т. д.) и в целом уменьшает эффективность цифровых производств. Создание единой платформы управления оборудованием решит и другую важную задачу — обеспечение информационной безопасности страны в целом, так как большая часть имеющегося оборудования, в том числе и на предприятиях оборонного комплекса, — импортное оборудование, оснащенное импортными системами управления.

Следовательно, формирование нового подхода к управлению оборудованием цифровых производств, разработка базовой унифицированной платформы, создание на ее основе новых и усовершенствование существующих систем управления технологическим оборудованием — актуальные задачи цифровых производств.

Такой единой платформой могут быть открытые модульные системы ЧПУ станков с встроенными модулями нейропроцессоров (нейрочипов) и модулями связи с промышленным интернетом, т. е. с возможностями использования облачных технологий обработки обширных данных как на серверах предприятий (локальные сети), так на серверах провайдеров. Все это создает основу интеллектуального управления технологическим оборудованием широкой номенклатуры, оснащенным системами ЧПУ с расширенными возможностями, в оборудование высокоскоростной обработки, аддитивных технологий и т. д., а также обеспечивает интеграцию в него подсистем диагностики, например, динамичного состояния оборудования, износа инструмента и т. д.

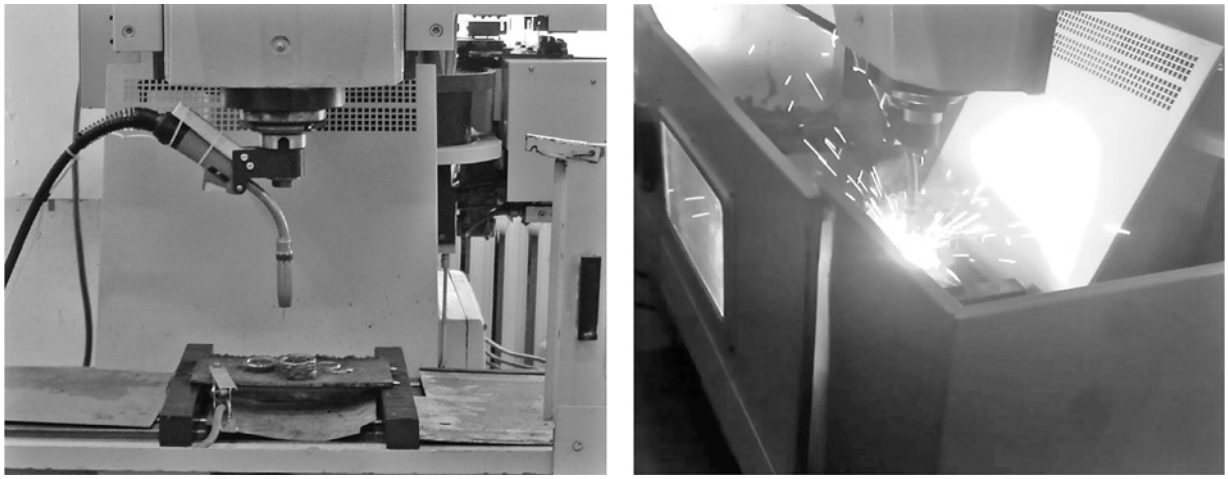
В связи с этим в НГТУ им. Р. А. Алексеева разработана единая платформа расширения функциональных возможностей различных систем ЧПУ технологического оборудования на базе встраивания в них модулей высокопроизводительных вычислений и глубокого обучения искусственного интеллекта (ИИ) с использованием технологий nVidia CUDA [7—9], что обеспечивает возможность масштабирования на базе графических процессеров (GPU).

Искусственный интеллект трактуется сегодня как системы, которые могут понимать, прогнозировать и потенциально способны функционировать без участия человека, т. е. создавать "безлюдные" технологии. Монография [10] была одной из первых в РФ, посвященных применению ИИ для управления технологическими системами. Системы (алгоритмы) ИИ уже могут реагировать на голосовые команды, а также самообучаться и выдавать готовые решения, обеспечивая информационную безопасность. Достижению этих целей могут способствовать облачные технологии [9]. Считается, что слияние ИИ и облачных вычислений могут стать источником инноваций и драйвером обеих технологий. В частности, облако может обеспечить ИИ информацией, а ИИ в свою очередь будет заполнять облако новыми данными.

В условиях цифрового производства большой интерес представляет разработка гибридных технологий, особенно на базе уже имеющихся станков с ЧПУ, совмещающих 3D-печать с последующей механообработкой, что позволяет устранить указанные выше недостатки 3D-печати и получить детали с заданными точностью, шероховатостью и бездефектной структурой.

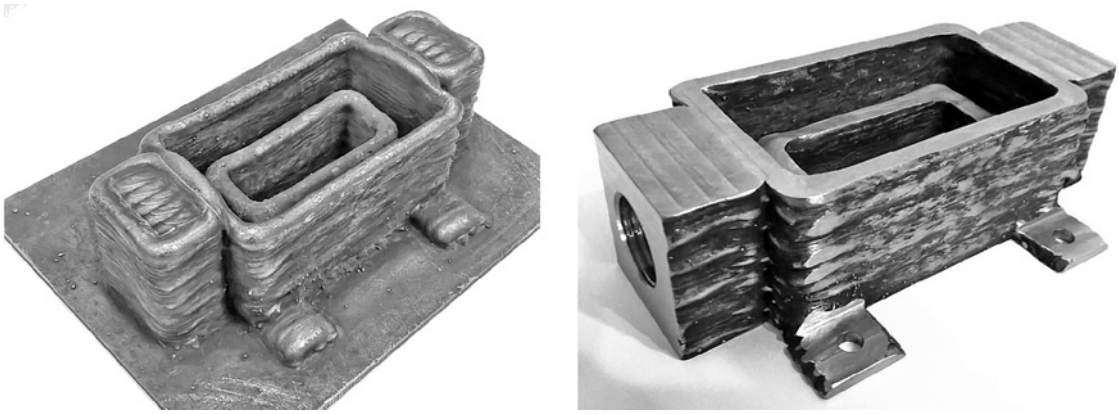
Разработанная гибридная технология [11] была реализована на базе станка с ЧПУ ГФ 2171С6 в лаборатории кафедры "Технология и оборудование машиностроения" НГТУ им. Р. Е. Алексеева (рис. 8). Основу комплекса составляет сварочный полуавтомат для сварки электродом-проволокой в среде защитных газов с переоборудованной под печатающую головку сварочной горелкой; сам комплекс напрямую подключен к электрической схеме и системе ЧПУ станка.

Разработанный комплекс функционирует следующим образом. Монтируют систему на станок, устанавливают ячейку для хранения печатающей головки и на нее — печатающую головку. Комплекс подключают выводами к системе ЧПУ станка для передачи и получения данных; подложку, на которой будет производиться печать, также подключают к комплексу. Далее на станок загружают комплексную программу, содержащую элементы траекторий для 3D-печати печатающей головкой и



а) *б*)

Рис. 8. Станок с интегрированным в него комплексом по 3D-печати электродуговой наплавкой:
а — общий вид комплекса; *б* — комплекс в процессе 3D-печати



а) *б*)

Рис. 9. Результаты 3D-печати заготовки (*а*) и конечная деталь после механической обработки (*б*)

траектории для металлорежущего инструмента. После этого загруженную программу запускают со стойки, и шпиндель станка с помощью механических передач подводится к ячейке для хранения печатающей головки и захватывает ее. Затем станок подводит печатающую головку к подложке и программа станка дает команду на перемещение рабочих органов станка по траектории, а комплексу — на включение тока, подачу проволоки и защитного газа. В процессе наплавки по траектории в рабочей зоне станка формируется заготовка или часть заготовки будущего изделия. В зависимости от технологии печать и механическая обработка могут чередоваться неограниченное число раз. После того как 3D-печать завершена, шпиндель станка устанавливает печатающую головку обратно в ячейку для хранения и по программе из инструментального магазина вызывает необходимый режущий инструмент, который выполняет чистовую механическую обработку заготовки посредством удаления припуска. Далее деталь можно отправлять на следующий производственный этап — окраску, сборку или другую операцию. На комплексе был проведен ряд экспериментов по наплавке заготовки детали и ее окончательной механической обработке, результаты представлены на рис. 9.

Помимо стандартной функции 3D-печати аппаратно-программный комплекс обладает функционалом для подключения дополнительных модулей высокопроизводительных вычислений технологии nVidia CUDA и глубокого обучения нейронных сетей с обеспечением обратной связи для оптимизации режимов электродуговой наплавки в процессе 3D-печати. Данная система (рис. 10) позволяет оптимизировать режимы наплавки в процессе 3D-печати на станке.

Представленная на рис. 10 система оптимизации режимов 3D-печати работает следующим образом: видеодатчик собирает информацию о расстоянии между формируемым слоем и торцом печатающей головки, данные о ширине и длине сварочной ванны; датчик контроля тока собирает данные о величине и продолжительности сварочных импульсов и о прерывистости и непрерывности процесса наплавки; датчик подачи защитного газа собирает данные о поступлении защитного

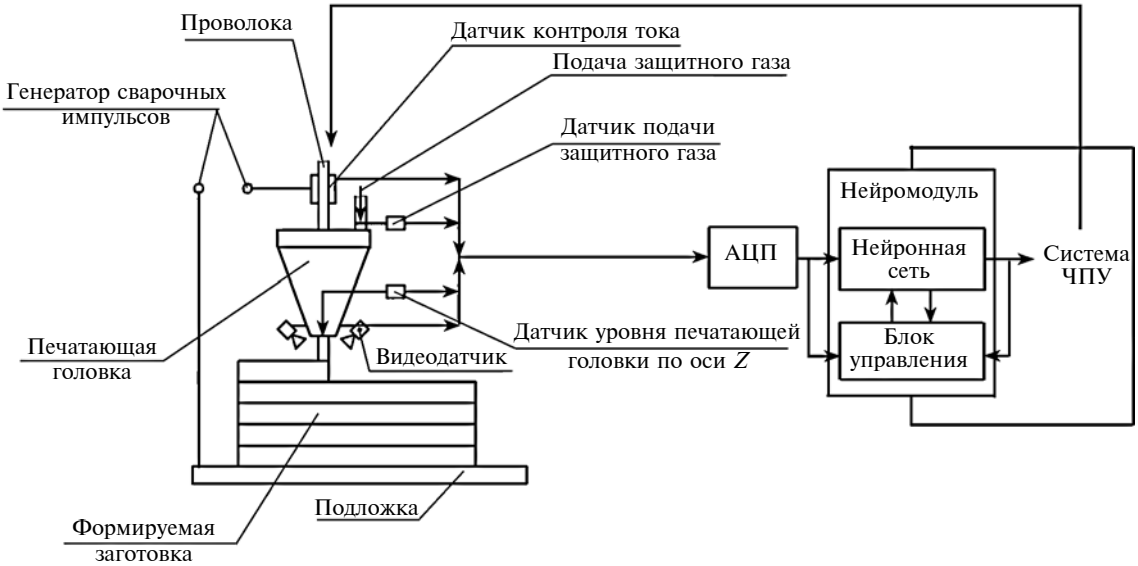


Рис. 10. Принципиальная схема системы оптимизации режимов 3D-печати

газа в зону печати; датчик уровня печатающей головки передает показания о текущем положении печатающей головки по оси Z; датчик контроля наличия проволоки (не показан на рис. 10) передает данные о наличии проволоки в зоне наплавки и оставшемся ее количестве. Датчики скорости (не показаны на рис. 10) передают данные о скорости подачи проволоки и скорости перемещения печатающей головки вдоль формируемого слоя. Датчик температуры регистрирует температуру наплавки, а датчик акустической эмиссии (АЭ) регистрирует сигналы как при печатании детали, так и при ее остывании. Все сигналы с датчиков проходят через аналого-цифровой преобразователь, где преобразуются в цифровой сигнал и передаются в нейромодуль. В нейромодуле осуществляются обработка полученной информации и вычисления с целью принятия решения для оптимизации процесса 3D-печати на основе параметров, поступающих на вход нейронной сети. Все данные поступают на хранение в облако или отдельное серверное хранилище предприятия (локальное облако).

Разработанная нейронная сеть содержит на входе температуру, фиксируемую при плавлении металла, сигналы АЭ, режимы наплавки. На выходе определяется фрактальная размерность D_F, характеризующая структурную устойчивость металла детали [8]. Кроме того, деталь, ее структура подвергаются ультразвуковому неразрушающему контролю непосредственно на станке и дополнительной проверке на дефектоскопе на наличие дефектов после плавления.

Дальнейшее развитие цифрового механообрабатывающего производства связано с разработкой и составлением технологии обработки, которую в данный момент осуществляет человек. Однако это продлится до тех пор, пока интеллектуальные системы не научатся работать в CAM-системах, которые напрямую взаимодействуют с PDM-системой и производством.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Inside** The Tesla Factory. Popular Science URL: https://www.popsci.com/inside-tesla-factory-and-elon-musks-master-plan-for-companys-future.
2. **Официальный сайт** компании Metrom. https://www.metrom-mobil.com/
3. **Берсон А., Дубов Л.** Управление мастер-данными. М.: Ноосфера. 2017. 370 с.
4. **Доросинский Л., Зверева О.** CALS-технологии. LAP Lambert Academic Publishing, 2014. 276 с.
5. **Sendler U., Wawer V.** CAD and PDM: Optimizing processes by integrating them. Amsterdam: Hanser Verlag, 2008. 263 p.
6. **О'Лири Д.** ERP системы. Современное планирование и управление ресурсами предприятия. М.: Вершина, 2004. 272 с.
7. **Кабалдин Ю. Г., Биленко С. В., Серый С. В.** Управление динамическими процессами в технологических системах механообработки на основе искусственного интеллекта. Комсомольск н/А: Комсомольский-на-Амуре гос. техн. ун-т, 2003. 201 с.
8. **Диагностика** выходных параметров процесса резания в режиме реального времени на основе фрактального анализа и вейвлет-анализа с использованием программно-аппаратных средств National Instruments и Nvidia CUDA / Ю. Г. Кабалдин, И. Л. Лаптев, Д. А. Шатагин, С. В. Серый // Вестник машиностроения. 2014. № 8. С. 80—82.
9. **Промышленный** интернет на практике: удаленная диагностика станков с ЧПУ с помощью технологии Winnum. URL: http://www.controlengrussia.com/
10. **Оценка** и диагностика структурной устойчивости металлов при низких температурах на основе подходов нелинейной динамики и искусственного интеллекта: Монография / Ю. Г. Кабалдин, Д. А. Шатагин, М. С. Аносов и др. Под ред. Ю. Г. Кабалдина Н/Новгород: Нижегород. гос. техн. ун-т им. Р. Е. Алексеева, 2017. 210 с.
11. **Кабалдин Ю. Г., Колчин П. В.** 3D-печать на металлорежущем оборудовании // РИТМ. 2016. № 6. С. 20—22.

УДК 539.376; 621.778.6

А. М. ЛОКОЩЕНКО, д-р физ.-мат. наук (Институт механики МГУ им. М. В. Ломоносова), e-mail: loko@imec.msu.ru

Оптимальная программа осаживания составных цилиндров[1]

С использованием энергетического подхода исследована осадка составного цилиндра в условиях ползучести при отсутствии трения. Рассмотрены три программы нагружения цилиндра, приводящие к его осаживанию на одну и ту же величину за одно и то же время. На основании вариационного анализа сделан вывод, что в технологических процессах целесообразно использовать кинематическую программу нагружения.

Ключевые слова: составной цилиндр, осадка, ползучесть, энергетический подход, вариационное исчисление.

Using the energy approach, the shortening of a compound cylinder under creep conditions in the absence of friction was studied. Three loading programs of the cylinder are considered, leading to its upsetting by the same amount at the same time. On the basis of the variational analysis, it was concluded that in the technological processes it is expedient to use the kinematic loading program.

Keywords: compound cylinder, shortening, creep, energy approach, variational calculus.

Технологические процессы (осадка, штамповка, прессование и др.) осуществляются, как правило, при нормальной температуре, а для уменьшения сопротивления металлов необратимому деформированию используют горячую обработку.

Испытания сплошных и полых цилиндров при высоких температурах (до 1200 °С) при разных соотношениях геометрических параметров проводили многие отечественные и зарубежные ученые [1—9 и др.]. При описании полученных результатов использовали, как правило, уравнения жесткопластического деформирования или уравнения теории ползучести. В классической монографии [10] приведены решения цикла задач об осадке сплошных и полых цилиндров в условиях ползучести при разных граничных условиях.

В монографии [11] приведены основные результаты исследований осадки сплошных и полых цилиндров в условиях ползучести, проведенных в последние годы в Институте механики МГУ им. М. В. Ломоносова. При этом изучали осадку сплошных цилиндров с учетом и без учета бочкообразования, ползучесть полых цилиндров в свободных и стесненных условиях и влияние трения на исследуемые процессы. Основное внимание было уделено определению энергии, затрачиваемой на осаживание цилиндров при разных программах нагружения. Теоретические исследования дополнены экспериментальными исследованиями осадки сплошных цилиндров в условиях высокотемпературной ползучести. Наблюдалось постепенное бочкообразование цилиндров в процессе осадки с помощью специальной оптической системы. Получено хорошее соответствие теоретических и экспериментальных значений компонент тензора деформаций ползучести.

В работе [12] исследованы различные программы осаживания однородного цилиндра при использовании энергетического подхода. В данной статье рассматривается обобщение полученных результатов для составного цилиндра.

Рассмотрим комбинацию сплошного внутреннего цилиндра с радиусом R_{10} (A) и полого наружного цилиндра с радиусами R_{10} и R_{20} (B). Высота цилиндров равна $2H_0$ (рис. 1). В данной статье предполагается отсутствие трения между основаниями цилиндров и плитами пресса, в связи с этим осаживание составного цилиндра в условиях ползучести происходит при отсутствии бочкообразования обоих цилиндров. В качестве характеристик ползучести цилиндров A и B принята модель установившейся ползучести с одинаковыми показателями n степени и разными значениями коэффициентов:

$$\begin{cases} A:\ \dot{p}_u = \dfrac{1}{t_{01}}\left(\dfrac{\sigma_u}{\sigma_0}\right)^n; \\ B:\ \dot{p}_u = \dfrac{1}{t_{02}}\left(\dfrac{\sigma_u}{\sigma_0}\right)^n;\ k = t_{02}/t_{01}, \end{cases} \tag{1}$$

где σ_u и $\dot{p}_u$ — соответственно интенсивности напряжений и скоростей деформаций ползучести; σ_0, t_{01}, t_{02} — константы.

В качестве осевой деформации p_z ползучести примем логарифм отношения текущей высоты H к ее начальному значению H_0:

$$p_z = \ln\frac{H}{H_0},\ \text{т. е.}\ \dot{p}_z = \frac{\dot{H}}{H} = -\frac{w}{H} \tag{2}$$

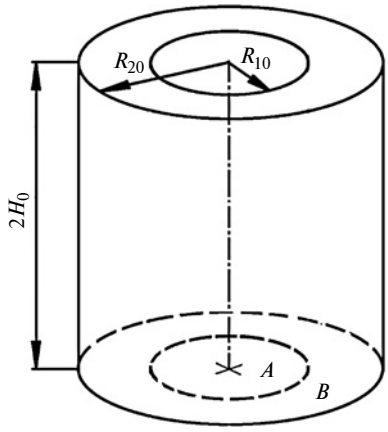


Рис. 1. Составной цилиндр

[1] Работа выполнена при частичной финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований, проект 17-08-00210.

(под $2w(t)$ понимается скорость сближения торцов цилиндра при его осаживании, точка означает дифференцирование по времени t).

Радиальную $\dot{p}_r$ и поперечную $\dot{p}_\theta$ скорости деформаций ползучести определим по формулам:

$$\dot{p}_r = \frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}r};\ \dot{p}_\theta = \frac{u}{r},$$

где r — текущий радиус; $u(r, t)$ — скорость радиального перемещения точек цилиндра.

Из условия несжимаемости

$$\dot{p}_r + \dot{p}_\theta + \dot{p}_z = \frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}r} + \frac{u}{r} - \frac{w}{H} = 0$$

получим

$$u = \frac{wr}{2H} + \frac{C(t)}{r}.$$

Из граничного условия $u(r = 0, t) = 0$ получим $C(t) \equiv 0$. Тогда можно записать:

$$u = \frac{wr}{2H};\ \dot{p}_r = \dot{p}_\theta = \frac{w}{2H}. \quad (3)$$

С учетом уравнений (2) и (3) определим интенсивности скоростей деформаций ползучести по формуле

$$\dot{p}_u = \frac{\sqrt{2}}{3}[(\dot{p}_r - \dot{p}_\theta)^2 + (\dot{p}_\theta - \dot{p}_z)^2 + (\dot{p}_z - \dot{p}_r)^2]^{0,5} = \frac{w}{H}.$$

Используя выражения (1), определим интенсивности напряжений во внутреннем (A) и внешнем (B) цилиндрах по формулам:

$$\begin{cases} A\colon \sigma_u = \sigma_0 t_0^{1/n}\left(\dfrac{w}{H}\right)^{1/n}; \\ B\colon \sigma_u = \sigma_0 t_0^{1/n}\left(\dfrac{w}{H}\right)^{1/n} k^{1/n}. \end{cases}$$

Связь компонентов тензоров напряжений σ_{ij} и скоростей $\dot{p}_{ij}$ деформаций ползучести имеет вид:

$$\dot{p}_{ij} = \frac{3}{2}\frac{\dot{p}_u}{\sigma_u}\left[\sigma_{ij} - \frac{(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)}{3}\delta_{ij}\right];\ i, j = r, \theta, z, \quad (4)$$

где δ_{ij} — символ Кронекера.

Из уравнения (4) получим:

$$(\sigma_z - \sigma_r) = \frac{2}{3}\frac{\sigma_u}{\dot{p}_u}(\dot{p}_z - \dot{p}_r) = -\frac{2}{3}\sigma_u\left(\frac{w}{H}\right)^{-1}\frac{3}{2}\frac{w}{H} = -\sigma_u.$$

Так как согласно уравнению (3) скорости $\dot{p}_r$ и $\dot{p}_\theta$ деформаций ползучести равны, то из равенства (4) следует:

$$\sigma_r = \sigma_\theta. \quad (5)$$

Из условия несжимаемости определим связь текущей радиальной координаты цилиндра в исходном состоянии (r_0) и после осаживания (r):

$$\begin{cases} \dfrac{r}{r_0} = \left(\dfrac{H_0}{H}\right)^{0,5}; \\ R_1 = R_{10}\left(\dfrac{H_0}{H}\right)^{0,5}; \\ R_2 = \left(\dfrac{H_0}{H}\right)^{0,5}. \end{cases} \quad (6)$$

Вырежем из цилиндра, находящегося в деформированном состоянии, двумя радиальными сечениями с углом 2φ и двумя окружными сечениями с радиусами r и $(r + \mathrm{d}r)$ часть тонкостенной цилиндрической оболочки (рис. 2). Уравнение равновесия этой части оболочки имеет вид:

$$-\sigma_r r\mathrm{d}\varphi 2H + (\sigma_r + \mathrm{d}\sigma_r)(r + \mathrm{d}r)\mathrm{d}\varphi 2H - \sigma_\theta \mathrm{d}r 2H\mathrm{d}\varphi = 0.$$

Отсюда с учетом равенства (5) получим:

$$\mathrm{d}\sigma_r/\mathrm{d}r = 0.$$

Из условия $\sigma_r(r = R_2, t) = 0$ следует, что в случае идеального скольжения торцевых поверхностей цилиндра относительно плит пресса радиальное и поперечное напряжения тождественно равны нулю:

$$\sigma_r(r) \equiv \sigma_\theta(r) \equiv 0,$$

отличается от нуля только продольное напряжение σ_z:

$$\begin{cases} (\sigma_z)_A = (\sigma_r)_A - (\sigma_u)_A = -\left(\dfrac{w}{H}\right)^{1/n}; \\ (\sigma_z)_B = (\sigma_r)_B - (\sigma_u)_B = -k^{1/n}\left(\dfrac{w}{H}\right)^{1/n}. \end{cases}$$

Приведенное решение справедливо при условии, что интенсивность сил трения $q = -\mu\sigma_z$ (где μ — ко-

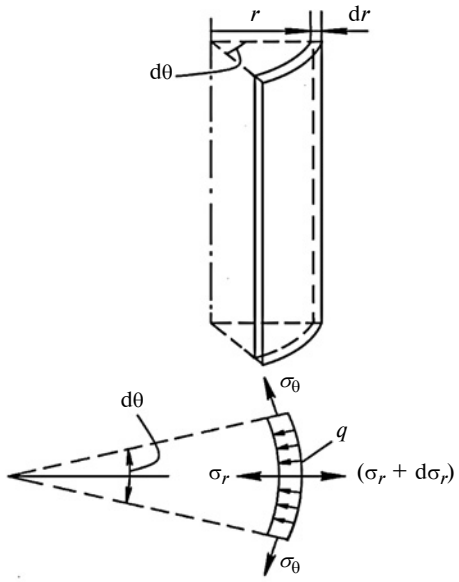


Рис. 2. Схема к составлению уравнения равновесия элемента, вырезанного из цилиндра

эффициент трения) не больше максимального касательного напряжения τ_{max}, которое приближенно можно выразить через интенсивность напряжений [13]:

$$\tau_{max} = (2/(2 + \sqrt{3}))\sigma_u = 0{,}535\sigma_u.$$

Если $q > \tau_{max}$, то в приведенном решении интенсивность сил трения на поверхностях соприкосновения цилиндра с плитами пресса следует заменить максимальным касательным напряжением. Так как в данной задаче в связи с отсутствием трения $q = 0$, а $\tau_{max} > 0$, то неравенство $q < \tau_{max}$ выполняется.

Далее используем следующие безразмерные переменные:

$$\bar{t} = \frac{t}{t_0};\ \bar{H} = \frac{H}{H_0};\ a = \frac{R_{10}}{R_{20}};\ \bar{r} = \frac{r}{R_{20}};\ \bar{R}_1 = \frac{R_1}{R_{20}};$$

$$\bar{R}_2 = \frac{R_2}{R_{20}};\ \bar{u} = \frac{t_{01}}{H_0}u;\ \bar{w} = \frac{t_{01}}{H_0}w;\ \bar{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0};$$

$$\bar{P} = \frac{P}{\pi R_{20}^2\sigma_0};\ \bar{V} = \frac{V}{\pi R_{20}^2 H_0\sigma_0},$$

где P — внешняя сжимающая сила, V — работа силы P на осевом перемещении торцов цилиндра. (Далее черточки над переменными опустим.)

Рассчитаем сжимающую силу P в зависимости от высоты H и с учетом выражений (6) получим:

$$\begin{cases} P = -\int\limits_0^{R_1}(\sigma_z)_A r\mathrm{d}r - \int\limits_{R_1}^{R_2}(\sigma_z)_B r\mathrm{d}r = \left(\frac{w}{H}\right)^{1/n}\frac{R_1^2}{2} + \\ + k^{1/n}\left(\frac{w}{H}\right)^{1/n}\frac{(R_2^2 - R_1^2)}{2} = K(w)^{1/n}(H)^{-\frac{n+1}{n}}; \\ K = \frac{1}{2}[a^2 + k^{1/n}(1 - a^2)]. \end{cases} \quad (7)$$

Рассмотрим осаживание цилиндра с высоты $H(t = 0) = 1$ до $H(t = t_1) = H_1$ за одно и то же время $t = t_1$ при трех разных программах нагружения. Для определенности зададим следующие значения: $H_1 = 0{,}9$ при $t_1 = 0{,}5$ и $H_1 = 0{,}8$ при $t_1 = 1{,}0$. Основное внимание уделим сравнению значений работы V внешней сжимающей силы P на перемещениях торцов цилиндра:

$$V = \int\limits_{H_1}^{1} P\mathrm{d}H$$

и выбору программы, которая реализуется при минимальном значении V.

Отметим, что энергетический подход используется при исследовании и других процессов механики деформируемого твердого тела. Например, в работе [14] рассматриваются процессы необратимого деформирования металлов, в которых заданная деформация достигается за определенное время с наименьшей затратой энергии, и определяются экспериментальные режимы деформирования.

В соответствии с кинематической программой осаживания в формулу (7) подставим постоянную скорость $w(t) = w_0$ и получим:

$$P(H) = K(w_0)^{1/n}(H)^{-\frac{n+1}{n}};$$

$$V_1 = \int\limits_{H_1}^{1} P(H)\mathrm{d}H = Kn(w_0)^{1/n}\left[H_1^{-\frac{1}{n}} - 1\right]. \quad (8)$$

Зависимости $P(H)$ при $w_0 = (1 - H_1)/t_1 = 0{,}2$, $n = 3$, $a = 0{,}5$ и разных величинах k приведены на рис. 3. Зависимости показывают, что если материал наружного полого цилиндра согласно соотношениям (1) имеет бóльшую жесткость, чем материал внутреннего сплошного цилиндра, т. е. $k > 1$, то необходимая сила P осаживания больше, чем в случае $0 < k < 1$.

При анализе осаживания цилиндра с использованием силовой программы необходимо определить постоянную силу P_0 осаживания, при которой в течение времени $t = t_1$ высота цилиндров достигает величины H_1. Из уравнений (7) получим:

$$\begin{cases} P_0 = K(-\dot{H})^{1/n}H^{-\frac{n+1}{n}}; \\ -\dot{H} = \frac{\mathrm{d}H}{\mathrm{d}t} = \left[\frac{P_0}{K}\right]^n H^{n+1}; \\ t = \left(\frac{K}{P_0}\right)^n \int\limits_H^1 H^{-(n+1)}\mathrm{d}H. \end{cases} \quad (9)$$

Из уравнений (9) постоянную силу P_0 осаживания, при которой высота цилиндров $H(t = t_1) = H_1$, скорость w и работу V_2 силы P_0 можно определить по формулам:

$$\begin{cases} P_0 = K\left[\frac{H_1^{-n} - 1}{t_1 n}\right]^{1/n}; \\ w(H) = \frac{[H_1^n - 1]}{t_1 n}H^{(n+1)}; \\ V_2 = K(1 - H_1)\left[\frac{H_1^{-n} - 1}{t_1 n}\right]^{1/n}. \end{cases} \quad (10)$$

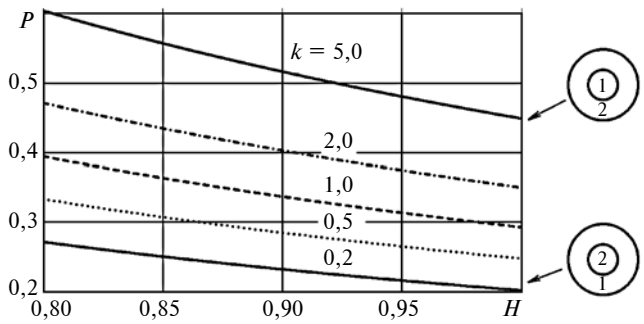


Рис. 3. Зависимости $P(H)$ при кинематической программе осаживания:

1 и *2* — соответственно мягкий и жесткий материал; $w_0 = 0{,}2$, $n = 3$, $a = 0{,}5$

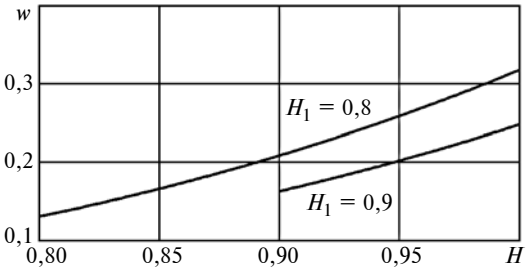


Рис. 4. Зависимости $w(H)$ при силовой программе осаживания: $n = 3$, $a = 0,5$

При $n = 3$ постоянная сила имеет значения $P_0 = 0,628K$ и $0,682K$ соответственно при значениях $H_1 = 0,9$, $t_1 = 0,5$ и $H_1 = 0,8$, $t_1 = 1$. Зависимости $w(H)$ при $H_1 = 0,9$ и $H_1 = 0,8$, $n = 3$, $a = 0,5$ приведены на рис. 4. Отметим, что они не зависят от отношения k.

Рассмотрим оптимальную комплексную кинематически — силовую программу осаживания составного цилиндра, при которой получим минимально возможное значение работы V_3 внешней силы P. Основные соотношения имеют вид:

$$\begin{cases} H(t) = 1 - \int\limits_0^t w\mathrm{d}t; \\ w = -\dot{H}; \\ P = K(w)^{1/n} H^{-\frac{n+1}{n}}; \\ V_3 = \int\limits_{H_1}^{1} P\mathrm{d}H = K\int\limits_{H_1}^{1} (-\dot{H})^{1/n} H^{-\frac{n+1}{n}} \mathrm{d}H. \end{cases}$$

Если показатель степени n представить в виде отношения двух нечетных чисел, то работу $V_3(t)$ можно определить по формуле

$$V_3 = K\int\limits_0^{t_1} \left(\frac{\dot{H}}{H}\right)^{\frac{n+1}{n}} \mathrm{d}t. \qquad (11)$$

Необходимое условие экстремума функционала $J = \int\limits_0^{t_1} F(t,\ H(t),\ \dot{H}(t))\mathrm{d}t$ определяется уравнением Эйлера [15]:

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(\frac{\partial F}{\partial \dot{H}}\right) - \frac{\partial F}{\partial H} = 0 \text{ при } H(0) = 1 \text{ и } H(t_1) = H_1. \qquad (12)$$

Из уравнения (12) получим:

$$F = K\left(\frac{\dot{H}}{H}\right)^{\frac{n+1}{n}};\ \frac{\partial F}{\partial H} = -K\frac{(n+1)}{n} H^{-\frac{2n+1}{n}} \dot{H}^{\frac{n+1}{n}};$$

$$\frac{\partial F}{\partial \dot{H}} = K\frac{(n+1)}{n} H^{-\frac{n+1}{n}} \dot{H}^{\frac{1}{n}};$$

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(\frac{\partial F}{\partial \dot{H}}\right) = K\frac{(n+1)}{n}\left[\frac{1}{n} H^{-\frac{n+1}{n}} \dot{H}^{-\frac{n+1}{n}} \ddot{H} - \right.$$

$$\left. - \frac{(n+1)}{n} H^{-\frac{2n+1}{n}} \dot{H}^{\frac{n+1}{n}}\right].$$

Подставив полученные выражения в уравнение (12), можем записать дифференциальное уравнение второй степени:

$$\ddot{H} = (H)^{-1}(\dot{H})^2$$
$$\text{при } H(t = 0) = 1 \text{ и } H(t = t_1) = H_1. \qquad (13)$$

Для решения уравнения (13) проведем необходимые преобразования:

$$\dot{H} = \frac{\mathrm{d}H}{\mathrm{d}t} = s;\ \ddot{H} = s\frac{\mathrm{d}s}{\mathrm{d}H} = \frac{s^2}{H};\ \frac{\mathrm{d}s}{s} = \frac{\mathrm{d}H}{H};\ s = \frac{\mathrm{d}H}{\mathrm{d}t} = C_1 H.$$

В результате получим зависимость $H(t)$ с двумя постоянными интегрирования:

$$t = \frac{1}{C_1}\ln H + \ln C_2.$$

Подставив в эту зависимость значения $H(t = 0) = 1$ и $H(t = t_1) = H_1$, получим решение уравнения (13) в виде:

$$H(t) = H_1^{t/t_1}. \qquad (14)$$

Подставив равенство (14) в равенство (11), получим:

$$V_3 = K\int\limits_0^{t_1} \left(\frac{1}{t_1}\ln H_1\right)^{\frac{n+1}{n}} \mathrm{d}t = K(\ln H_1)^{\frac{n+1}{n}} t_1^{-\frac{1}{n}}, \qquad (15)$$

где $K = \frac{1}{2}[a^2 + k^{1/n}(1 - a^2)]$.

Значения работ V_1, V_2 и V_3 внешней сжимающей силы, полученные соответственно по формулам (8), (10) и (15) при $H_1 = 0,9$ и $H_1 = 0,8$, $n = 3$, $a = 0,5$ и разных значениях k, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Значения V_1, V_2 и V_3 работы внешней силы P соответственно при кинематической, силовой и оптимальной программах осаживания ($n = 3$, $a = 0,5$)

k	V_1 ($H_1 = 0,9$)	V_1 ($H_1 = 0,8$)	V_2 ($H_1 = 0,9$)	V_2 ($H_1 = 0,8$)	V_3 ($H_1 = 0,9$)	V_3 ($H_1 = 0,8$)
0,2	0,02159112	0,04664282	0,02162663	0,04698706	0,0215867	0,0465999
0,5	0,02650359	0,05725512	0,02654718	0,05767767	0,0264981	0,0572024
1,0	0,03135497	0,06773546	0,03140655	0,06823536	0,0313485	0,0676731
2,0	0,03746733	0,08093987	0,03752896	0,08153722	0,0374596	0,0808653
5,0	0,04805093	0,10380338	0,04812996	0,10456946	0,0480411	0,1037077

Таблица 2

Результаты применения трех программ осаживания

H_1	t_1	Δ_i	$n = 3$	$n = 5$	$n = 7$	$n = 9$	$n = 11$
0,9	0,5	Δ_1, %	0,0206	0,0111	0,0076	0,0057	0,0046
		Δ_2, %	0,19	0,28	0,37	0,46	0,55
		Δ_3	9,0	25,0	48,9	80,7	120,1
		Δ_4, %	0,16	0,27	0,36	0,45	0,55
0,8	1,0	Δ_1, %	0,092	0,050	0,034	0,026	0,021
		Δ_2, %	0,83	1,24	1,64	2,04	2,41
		Δ_3	9,0	24,9	48,5	79,5	117,3
		Δ_4, %	0,74	1,19	1,61	2,01	2,39

В табл. 2 приведены четыре сравнительные количественные характеристики величин V_1, V_2 и V_3 при одинаковых значениях высоты H_1 (с соответствующей величиной t_1) и показателя степени n:

$$\begin{cases} \Delta_1 = \dfrac{(V_1 - V_3)}{V_3}; \\ \Delta_2 = \dfrac{(V_2 - V_3)}{V_3}; \\ \Delta_3 = \dfrac{(V_2 - V_3)}{(V_1 - V_3)} = \dfrac{\Delta_2}{\Delta_1}; \\ \Delta_4 = \dfrac{(V_2 - V_1)}{V_1} = \dfrac{\Delta_2 - \Delta_1}{1 + \Delta_1}, \end{cases}$$

где Δ_1 — относительное превышение V_1 над V_3; Δ_2 — относительное превышение V_2 над V_3; Δ_3 — отношение относительного превышения V_2 над V_3 к относительному превышению V_1 над V_3; Δ_4 — относительное превышение V_2 над V_1.

При всех значениях рассмотренных параметров величина V_2 незначительно превышает V_1 (см. Δ_4), т. е. осаживание цилиндра при кинематической программе эффективнее, чем при силовой программе, превышение V_2 над V_1 возрастает с увеличением показателя n.

Из табл. 2 следует (см. Δ_1 и Δ_2), что превышение V_2 над V_3 значительно больше превышения V_1 над V_3 (в 10—100 раз в зависимости от величины n). Превышение V_1 над V_3 характеризуется параметром Δ_1, который при $3 \leqslant n \leqslant 11$ составляет сотые и тысячные доли процента. В связи с очень большой близостью величин V_1 и V_3 отношение Δ_3 принимает достаточно большие значения: от 9 до 120. Отсюда следует, что по энергетическим затратам при проведении технологических процессов осаживания составных цилиндров целесообразно использовать кинематическую программу.

Из формул (8), (10) и (15) следует, что эти величины (при заданной величине w_0) зависят только от параметров H_1 (т. е. от t_1) и n и не зависят от параметров a и k, т. е от величины K. Кроме того, отметим, что проведенное исследование не зависит от соотношения высоты цилиндра и его поперечных размеров.

Заключение

Исследовано осаживание составных цилиндров в условиях ползучести при разных программах нагружения. Принято, что уравнения установившейся ползучести внутреннего и внешнего цилиндров описываются степенными моделями с одинаковым показателем степени и различными значениями коэффициентов. Осаживание при отсутствии трения проходит без бочкообразования обоих цилиндров.

Установлено, что по энергетическим затратам осадка цилиндра с постоянной скоростью сближения сжимающих плит эффективнее осадки с постоянной силой нагружения.

На основе вариационного подхода определена оптимальная программа осаживания цилиндра при минимально возможной работе внешней сжимающей силы. Установлено, что работа, затраченная при оптимальной программе нагружения, отличается от соответствующей работы, затраченной при кинематической программе, на сотые и тысячные доли процента. Поэтому в технологических процессах осадки целесообразно использовать кинематическую программу нагружения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Тарновский И. Я., Леванов А. Н., Поксеваткин М. И.** Контактные напряжения при пластической деформации. М.: Металлургия, 1966. 280 с.
2. **Расчет** предельного формоизменения заготовок из труднодеформируемого сплава при осесимметричной осадке / И. О. Сивак, В. А. Огородников, Г. Ф. Пехов, Б. В. Сырнев // Кузнечно-штамповочное производство. 1980. № 2. С. 2—5.
3. **Буров Ю. Г.** Метод расчета температуры металла заготовки при горячей осадке // Кузнечно-штамповочное производство. 1984. № 11. С. 14.
4. **Арчаков А. Т., Некрасов В. А.** Экспериментальные исследования процесса осадки с кручением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2003. № 3. С. 21—26.
5. **Антощенков Ю. М., Таупек И. М.** Особенности моделирования осесимметричной осадки // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2014. № 10. С. 42—49.
6. **Lin Z. C., Lin Z. C.** An investigation of a coupled analysis of a thermo-elastic-plastic model during warm upsetting // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1990. V. 30. Issue 4. P. 599—612.
7. **Lin S. Y.** Investigation of the effect of dissimilar interface frictional properties on the process of hollow cylinder upsetting // Journal of Materials Processing Technology. April 1997. V. 66. Issues 1—3. P. 204—215.
8. **Thiebaut C., Bonnet C., Morey J. M.** Evolution of the friction factor of a molybdenium work piece during upsetting tests at different temperatures // Journal of Materials Processing Technology. May 1998. V. 77. Issues 1—3. P. 240—245.
9. **Lin S. Y., Lin F. C.** Influences of the geometrical conditions of die and workpiece of the barreling formation during torging exrusion process // Journal of Materials Processing Technology. September. 2003. V. 140. P. 54—58.
10. **Малинин Н. Н.** Ползучесть в обработке металлов. М.: Машиностроение. 1986. 216 с.

УДК. 621.752.3

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук, С. Н. ОХУЛКОВ, канд. физ.-мат. наук
(ИПМ РАН, Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева, г. Нижний Новгород),
А. В. СИНЕВ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: oxulkovs@mail.ru

Вращающееся магнитное поле в управлении магнитореологическим трансформатором[1]

Рассмотрены новые подходы к оптимизации параметров магнитореологического трансформатора и влияние вращающегося магнитного поля на седиментацию магнитных частиц в магнитореологической жидкости. Установлено, что в конструкции трансформатора целесообразно использовать дополнительный дроссельный канал между коаксиальными цилиндрами.

Ключевые слова: магнитореологический трансформатор, магнитореологическая жидкость, вязкость, седиментация, индуктор, магнитное поле.

New approaches to optimizing the parameters of a magnetorheological transformer and the influence of a rotating magnetic field on the sedimentation of magnetic particles in a magnetorheological fluid are considered. It is determined, that in the transformer design it is expedient to use an additional throttle channel between the coaxial cylinders.

Keywords: magnetorheological transformer, magnetorheological fluid, viscosity, sedimentation, inductor, magnetic field.

В настоящее время для таких активных систем виброзащиты, как гидроопоры с магнитореологическим трансформатором (МРТ), до сих пор широко не применялись способы регулирования вязкости магнитореологической жидкости (МРЖ) созданием вращающегося магнитного поля [1—4]. Воздействие такого поля не только изменяет вязкость МРЖ, но и создает магнитный вихрь [5], который прекращает процессы седиментации и осаждения МРЖ и противодействует гравитационным силам [6]. В работах [1—4, 7] показано использование постоянного магнитного поля или меняющегося с частотой основной гармоники входного вибросигнала для управления демпфированием гидроопоры. В этих случаях вязкость МРЖ регулируется изменением напряженности постоянного магнитного поля в дроссельных каналах и не влияет на седиментацию магнитных частиц.

При создании вращающегося магнитного поля в коаксиальном дроссельном канале МРТ гидроопоры изменяются параметры потока МРЖ в результате изменения ее гидродинамического сопротивления. Устранение седиментации в МРТ обеспечивается гиромагнитными и гироскопическими свойствами частиц магнетика в переменном магнитном поле. Создаваемый управляющим полем магнитный вихрь увлекает за собой частицы МРЖ. Наличие у частиц МРЖ гироскопических свойств позволяет более эффективно управлять ее вязкостью в коаксиальном канале МРТ [4].

Для создания вращающегося поля в МРТ гидроопоры целесообразно применять однофазный индуктор, питание которого осуществляется от однофазного источника переменного напряжения [8, 9].

На рис. 1 приведена структурная схема гидроопоры с МРТ с коаксиальным дроссельным каналом, управляемым вращающимся магнитным полем. Коаксиальный цилиндрический дроссельный зазор *10* образован внутренней поверхностью внешнего цилиндра *9* и внешней поверхностью внутреннего цилиндра *8*, в котором размещается прямой дроссельный канал *12* и внутренний индуктор-электромагнит *14*.

Вращающееся магнитное поле в МРТ гидроопоры создается обмотками внешнего однофазного индуктора *13,* поперечный разрез которого схематично представлен на рис. 2. Обмотка однофазного индуктора МРТ расположена в пазах, занимающих примерно 2/3 окружности внешнего индуктора, которая согласуется с обмоткой пары полюсов, расположенных по окружности статора. В результате распределение индукции магнитного поля в коаксиальном цилиндрическом дроссельном зазоре *10* приближается к синусоидальному. Зазор *10* выполняет функцию дополнительного дроссельного канала, в котором осуществляется перемешивание частиц магнетика для исключения возможной седиментации

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект № 15-19-10026).

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 28)

11. **Lokoshchenko A. M.** Creep and long-term strength of metals. CISP. CRC Press. Taylor & Francis Group. Boca. Raton. London. New York. 2018. 545 p.

12. **Локощенко А. М.** Определение оптимальной программы осаживания цилиндров с учетом трения // Вестник машиностроения. 2016. № 9. С. 44—48.

13. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.

14. **Кротов В. Ф., Бровман М. Я.** Экстремальные процессы пластического деформирования металлов // Известия АН СССР. ОТН. Механика и машиностроение. 1962. № 3. С. 148—153.

15. **Краснов М. Л., Макаренко Г. И., Киселев А. И.** Вариационное исчисление, задачи и упражнения. М.: Наука, 1973. 190 с.

МРЖ. Исключение седиментации МРЖ реализуется за счет вращающегося магнитного поля.

Значение индукции в каждой точке коаксиального цилиндрического дроссельного зазора с МРЖ будет изменяться во времени по гармоническому закону $B_\alpha = B_{\max}\cos\alpha$, где $\alpha = x/R$ — угловая координата точки на окружности радиуса R, рад.; x — координата точки в линейных единицах. Поскольку по обмотке однофазного индуктора *13* проходит переменный ток, то амплитуда индукции магнитного поля пульсирует во времени с частотой ω источника питания МРТ [8, 9]. Пульсирующую волну магнитной индукции в произвольной точке дроссельного канала *10* с МРЖ можно представить разностью двух вращающихся волн:

$$B_p = B_{\max}\cos\alpha_e\cos\omega t = \frac{B_{\max}}{2}\cos(\alpha_e - \omega t) + \frac{B_{\max}}{2}\cos(\alpha_e + \omega t) = B_{l+} + B_{l-}, \quad (1)$$

т. е. волнами с половиной амплитуды, вращающимися в противоположных направлениях — прямом (B_{l+}) и обратном (B_{l-}) [8, 9].

В выражении (1) $\alpha_e = z_p\alpha$ — угловая координата точки на периоде пульсирующей волны T_α; z_p — число пар полюсов. Период T_α пульсирующей волны соответствует полному циклу электромагнитных процессов во временной области, поэтому угол $\alpha_e = z_p\alpha$ соответствует фазовому углу.

Таким образом, однофазная обмотка индуктора *13* МРТ создает пульсирующий поток, изменяющийся во времени, и по длине коаксиального цилиндрического дроссельного канала с МРЖ образуется пульсирующая волна с узлами и пучностями, расположенными на расстоянии $T_\alpha/2$ друг от друга (рис. 3). На рисунке λ_α — длина пульсирующей волны, пропорциональная длине коаксиального дроссельного зазора, являющегося дополнительным дроссельным каналом. Поэтому согласно выражению (1) неподвижный пульсирующий поток заменяется суммой идентичных круговых полей, вращающихся с одинаковыми частотами, но в противоположных направлениях: $n_{1пр} = n_{1обр} = n_1$, где $n_{1пр}$ и $n_{1обр}$ — частоты вращения магнитного поля соответственно в прямом и обратном направлении.

Электромагнитные моменты $M_{пр}$ и $M_{обр}$, образуемые прямым и обратным магнитными полями внешнего однофазного индуктора МРТ, направлены в противоположные стороны, а результирующий момент $M_{рез}$ равен алгебраической сумме моментов при одной и той же частоте вращения магнитного поля.

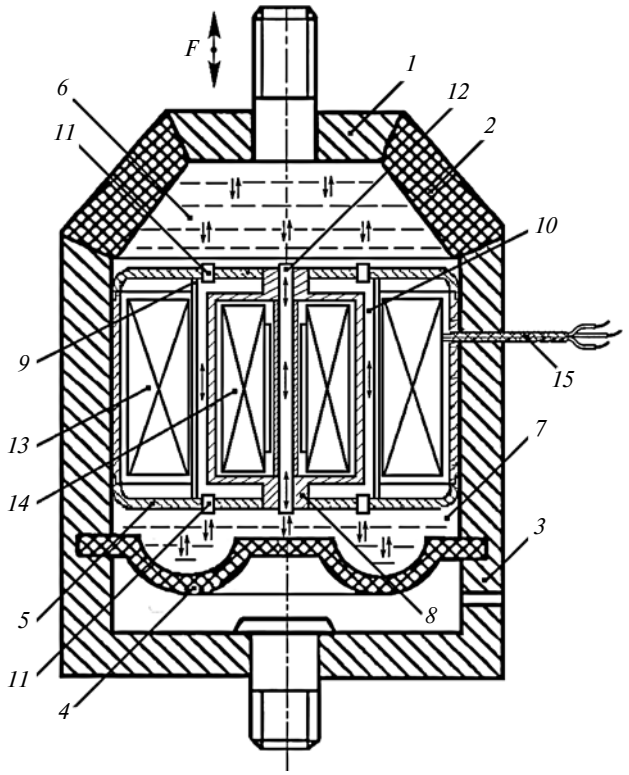


Рис. 1. Структурная схема гидроопоры с МРТ с коаксиальным дроссельным каналом, управляемым вращающимся магнитным полем:

1 — опорная плата; *2* — обечайка; *3* — корпус опоры; *4* — мембрана; *5* — корпус дроссельной перегородки; *6* и *7* — рабочая и компенсационная камеры; *8* — внутренний неподвижный цилиндр; *9* — внешний цилиндр; *10* — коаксиальный цилиндрический зазор с МРЖ; *11* — входные и выходные отверстия дроссельной перегородки; *12* — основной дроссельный канал; *13* — внешний однофазный индуктор; *14* — внутренний индуктор; *15* — кабель питания внешнего индуктора гидроопоры

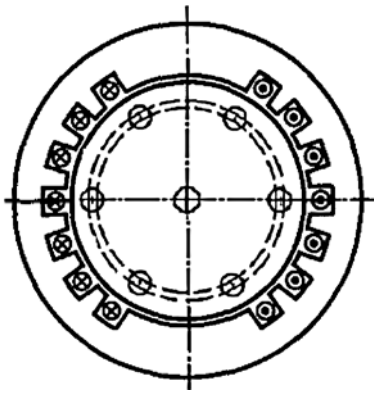


Рис. 2. Схематичное представление поперечного разреза внешнего однофазного индуктора МРТ гидроопоры

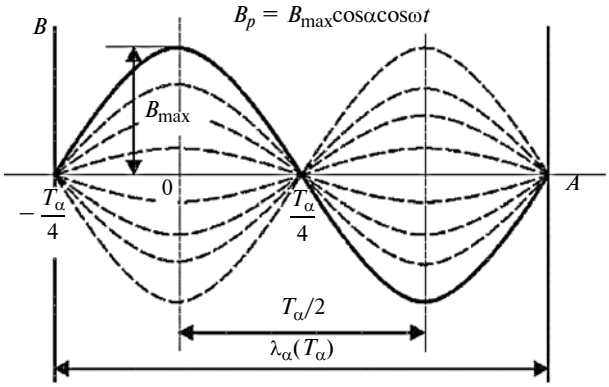


Рис. 3. Пульсирующая волна магнитной индукции в коаксиальном цилиндрическом дроссельном канале с МРЖ

Скольжение $s_{пр}$ МРЖ относительно прямого потока $Ф_{пр}$ магнитного поля определяется по формуле

$$s_{пр} = (n_{1пр} - n_2)/n_{1пр} = (n_1 - n_2)/n_1 = 1 - n_2/n_1, \quad (2)$$

где n_2 — частота вращения МРЖ во вращающемся магнитном поле [8, 9].

Скольжение $s_{обр}$ МРЖ относительно обратного потока $Ф_{обр}$ магнитного поля определяется по формуле

$$s_{обр} = (n_{1обр} + n_2)/n_{1обр} = (n_1 + n_2)/n_1 = 1 + n_2/n_1. \quad (3)$$

Из выражений (2) и (3) получим:

$$s_{обр} = 1 + n_2/n_1 = 2 - s_{пр}.$$

При гармоническом входном вибросигнале на опорную плату *1* (см. рис. 1) действует знакопеременная нагрузка. Допустим, в первом полупериоде объем рабочей камеры *6* уменьшается, а давление в ней повышается относительно компенсационной камеры *7*, и начинается ламинарное течение МРЖ по основному дроссельному каналу *12*. У стенок этого канала скорость движения магнитных частиц $v_ж = 0$, а в его центре максимальна — $v_ж = \max$.

С изменением расстояния r_{var} от оси канала скорость $v_ж$ изменяется по параболическому закону (рис. 4) согласно формуле

$$v_ж(r) = v_{ж0}\left(1 - \frac{r^2}{R^2}\right),$$

где R — радиус проходного канала; $v_{ж0}$ — скорость рабочей жидкости на оси проходного канала, определяемая по формуле

$$v_{ж0} = \frac{p_1 - p_2}{4\eta l} R^2 = \frac{\Delta p}{4\eta l} R^2,$$

где p_1 и p_2 — давления соответственно в рабочей и компенсационной камерах; $\Delta p = p_1 - p_2$ — разность давлений в этих камерах; l — длина спиралевидного канала; η — динамическая вязкость МРЖ.

Расход Q рабочей жидкости, проходящей за единицу времени через поперечное сечение основного канала с рабочей длиной l, определяется формулой Пуазейля:

$$Q = \frac{(p_1 - p_2)}{8\eta l} \pi R^4.$$

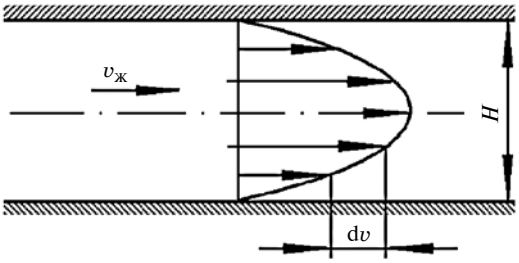


Рис. 4. Схема движения рабочей жидкости с разными скоростями при ламинарном течении в основном дроссельном канале

Зная среднюю скорость $v_{ср}$ потока жидкости и ее плотность ρ, определим массовый расход:

$$Q = S_к \rho v_{ср}, \quad (4)$$

где $S_к$ — площадь поперечного сечения потока на данном участке основного дроссельного канала *12*.

Из формулы (4) можно определить объемы рабочей *6* и компенсационной *7* камер.

Во втором полупериоде весь процесс повторяется в обратном направлении.

Вывод

Процессы дросселирования МРЖ в коаксиальном цилиндрическом зазоре и основном дроссельном канале имеют различную физическую природу, поэтому надежность и стабильность работы МРТ повышаются за счет устранения седиментации МРЖ.

В основном дроссельном канале поток МРЖ управляется синхронным магнитным полем внутреннего электромагнита *14* (см. рис. 1) с частотой входного вибросигнала [10]. В коаксиальном цилиндрическом зазоре потоком МРЖ управляет вращающееся магнитное поле внешнего однофазного индуктора, не зависящее от частоты входного вибросигнала.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **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.

2. **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.

3. **Течение** и релаксация магнитореологической жидкости в дроссельных каналах гидроопор / Б. А. Гордеев, С. Н. Охулков, А. С. Плехов и др. // Вестник машиностроения. 2015. № 7. С. 32—38.

4. **К вопросу** создания цилиндрического магнитореологического трансформатора в ортогональных магнитных полях / Б. А. Гордеев, В. Г. Маслов, С. Н. Охулков, А. Н. Осмехин // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2014. № 2. С. 15—21.

5. **Такетоми С., Тикадзуми С.** Магнитные жидкости: Пер. с японск. М.: Мир, 1993. 272 с.

6. **Шульман З. П., Кордонский В. И.** Магнитореологический эффект. Минск: Наука и техника, 1982. 184 с.

7. **Морозов Н. А., Казаков Ю. Б.** Нанодисперсные магнитные жидкости в технике и технологиях. Иваново: Ивановский ГЭУ, 2011. 264 с.

8. **Брускин Д. Э., Зорохович А. Е., Хвостов В. С.** Электрические машины и микромашины: Учеб. для электротехн. спец. вузов / 3-е изд., перераб. и доп. М.: Высшая школа, 1990. 528 с.

9. **Иванов-Смоленский А. В.** Электрические машины: Учебник для вузов. М.: Энергия, 1980. 928 с.

10. **Пат. 2407029 Рос. Федерация:** МПК F16F 5/00, F16F 9/10. Гидравлическая виброопора.

УДК 621.791.76:621.7.044.2

В. И. КУЗЬМИН, канд. техн. наук, В. И. ЛЫСАК, академик РАН, д-р техн. наук (Волгоградский ГТУ),
e-mail: kuzminvi@vstu.ru

Новая высокоэффективная композиционная конструкция токоподводящего узла электролизера алюминия

Предложена новая композиционная конструкция токоподводящего анодного узла электролизера алюминия, позволяющая снизить потери электроэнергии и материальные затраты в результате экономии цветных металлов, повышения прочности и обеспечения стабильной площади электроконтакта. Показана экономическая эффективность внедрения предлагаемой конструкции токоподвода.

Ключевые слова: анодный токоподводящий узел, электролизер, сварка взрывом, падение напряжения, прочность.

A new composite design of the current-carrying anode unit of an electrolyzer of aluminum is proposed, which allows to reduce energy losses and material costs as a result of saving non-ferrous metals, increasing strength and providing a stable area of the electrical contact. The economic effectiveness of the introduction of the proposed current supplier design is shown.

Keywords: anodic current-supplying unit, electrolyzer, explosion welding, voltage drop, strength.

Вопросы сбережения электроэнергии и экономии дефицитных цветных материалов особенно актуальны для энергоемких отраслей промышленности — цветной и черной металлургии, энергетики, энергетического машиностроения и др. Уменьшить расход электроэнергии и дорогостоящих цветных металлов можно созданием композиционных конструкций токоподводящих узлов силовых устройств электротехнического оборудования (электролизеров, плавильных печей, электрораспределителей, электроконтактных устройств и др.) и их элементов. Токоподводящие узлы состоят, как правило, из разнородных материалов, соединенных между собой разными способами, в том числе с помощью переходных элементов [1, 2].

Из всех известных способов соединения сварка взрывом благодаря быстроте процесса (время сварки $\approx 10^{-6}$ с) позволяет получать высококачественные переходные элементы и композиты разных типоразмеров и конфигураций из разнородных металлов. Применение сварки взрывом в качестве переходных элементов силового электрооборудования позволяет, во-первых, снизить потери электроэнергии при соединении разнородных участков токоподводящих узлов, во-вторых, уменьшить материальные затраты за счет экономии дефицитных материалов при изготовлении новых и монтаже (замене) отработавших узлов и секций электрооборудования [3—5].

Цель данной работы — создание новой энерго- и ресурсосберегающей композиционной конструкции токоподвода электролизера алюминия и ее внедрение на ОАО "ВГАЗ-СУАЛ".

Анализ эксплуатации базовой разборной конструкции токоподводящего анодного узла (рис. 1, *а*) электролизера на ОАО "ВГАЗ-СУАЛ" (Волгоградском алюминиевом заводе) выявил следующие недостатки:

потери электроэнергии и уменьшение срока службы узла, связанные с постепенным деформированием колодки и уменьшением площади контакта со сталемедным штырем из-за невозможности пластич-

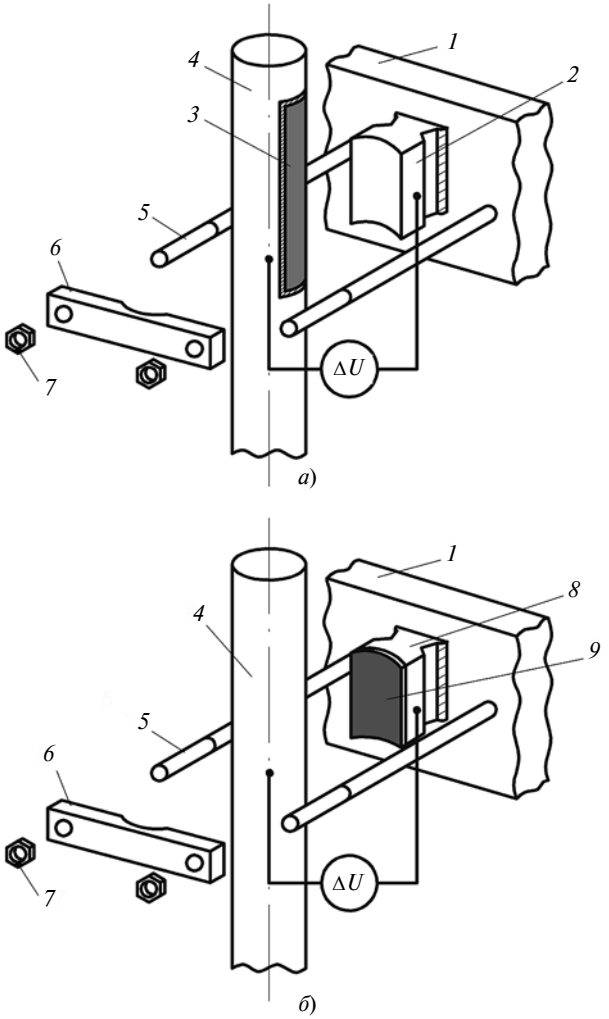


Рис. 1. Базовая (*а*) и новая (*б*) конструкции токоподводящего анодного узла электролизера алюминия:

1 — алюминиевая шина; *2* — алюминиевая колодка; *3* — медная вставка; *4* — стальной штырь; *5* — направляющая шпилька; *6* — прижимная накладка; *7* — крепежная гайка; *8* — биметаллическая колодка; *9* — медный слой биметаллической колодки

ной алюминиевой колодки противостоять продолжительным термосиловым прижимным усилиям, обеспечивающим плотность электроконтакта;

большие материальные затраты на изготовление сталемедного штыря, связанные с использованием массивной медной вставки (≈6 кг) и дорогостоящей сварочной проволоки (≈1 кг) для приварки вставки к стальному штырю.

Указанные недостатки базовой конструкции узла обусловили необходимость создания конструкции токоподвода, которая сочетала бы высокие электрофизические и эксплуатационные характеристики при минимальных материальных затратах.

По заданию ОАО "ВГАЗ-СУАЛ" на кафедре сварочного производства ВолгГТУ разработали новую энерго- и ресурсосберегающую композиционную конструкцию токоподвода электролизера алюминия (рис. 1, *б*) [6]. В базовой конструкции алюминиевую колодку *2* (рис. 1, *а*) заменили биметаллической медно-алюминиевой колодкой *8* (рис. 1, *б*), а стальной штырь *4* с медной вставкой *3* (см. рис. 1, *а*) — более простым монолитным стальным штырем *4* (см. рис. 1, *б*). Биметаллическую медно-алюминиевую колодку (рис. 2) получали с помощью сварки взрывом, что позволило существенно повысить ее жесткость и исключить потери электроэнергии в контакте за счет высокой прочности соединения меди с алюминием при 100 %-й ее сплошности, отсутствия диффузионных прослоек, интерметаллидных фаз и других неоднородностей. Как показали исследования электрофизических характеристик биметаллической медно-алюминиевой колодки, переходное электросопротивление зоны сваренного взрывом соединения близко к нулю и со временем практически не изменяется.

Рис. 2. Биметаллическая медно-алюминиевая колодка, полученная сваркой взрывом

Рис. 3. Бронекамера ВолгГТУ для сварки взрывом

Биметаллические колодки изготовляли сваркой взрывом на специализированном участке с бронекамерой (рис. 3), оборудованной современной измерительно-регистрационной аппаратурой для контроля параметров процесса сварки взрывом. Производительность бронекамеры 70÷80 шт. колодок в сутки. Для сравнения производительность изготовления сталемедного штыря по базовой технологии не более 10÷12 шт. в сутки ввиду большой трудоемкости, что связано с фрезерованием паза в стальном штыре и приваркой к нему медной вставки сваркой плавлением.

Экономический эффект от внедрения новой композиционной конструкции анодного узла с биметаллической медно-алюминиевой колодкой только в результате экономии основных материалов из расчета на один узел составляет 3360 руб. (таблица). Тогда из расчета на один электролизер, который комплектуется 72 анодными узлами, экономический эффект составит 241 920 руб.

На ОАО "ВГАЗ-СУАЛ" восемь штатных электролизеров были оснащены новыми композиционными токоподводящими анодными узлами с биметаллической медно-алюминиевой колодкой. Для сравнительной оценки работоспособности базовой и разработанной конструкций токоподвода в реальных условиях эксплуатации в течение года измеряли падение напряжения ΔU в анодном узле (см. рис. 1). Испытания показали, что для нового композиционного анодного узла падение напряже-

Элементы	Стоимость материала конструкции, руб.	
	базовой	новой
Стальной штырь ∅120 мм	3660	3660
Алюминиевая колодка	410	410
Медная вставка для стального штыря 6×120×950 мм	2120	—
Медный слой для биметаллической колодки 2×120×200 мм	—	140
Сварочная медная проволока ∅1,6 мм	1440	—
Взрывчатые материалы (аммонит, детонатор)	—	60
ИТОГО:	7630	4270

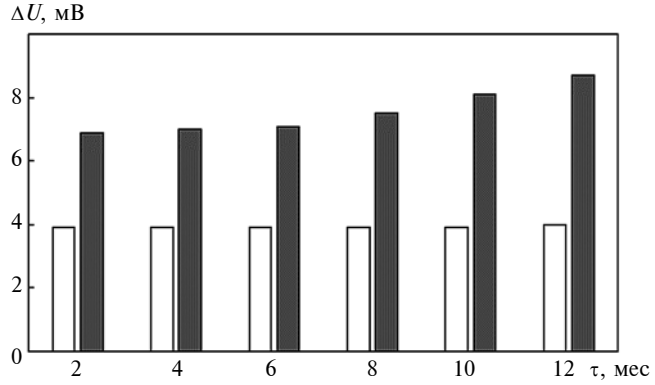


Рис. 4. Диаграмма падения напряжения в токоподводящих анодных узлах базовой (■) и новой (□) конструкций

ния оставалось практически постоянным $\Delta U = 4$ мВ, для базовой конструкции падение напряжения было значительно выше и в среднем составляло $\Delta U = 7{,}9$ мВ (рис. 4). Анализ полученных результатов показал, что падение напряжения в новой конструкции анодного узла уменьшается за счет применения более прочной биметаллической колодки, которая в течение длительного периода эксплуатации обеспечивает заданный радиус и стабильный токоподводящий контакт стыка колодки и стального штыря, а также отказа от выполнения протяженных сварных швов, обладающих высоким электросопротивлением, обусловленным характерными для сварки плавлением разнородных металлов (медная вставка—стальной штырь) дефектами в виде пор, окислов и других неоднородностей.

С учетом того, что себестоимость электроэнергии в производстве алюминия на ОАО "ВГАЗ-СУАЛ" составляет около 40 %, внедрение нового композиционного токоподводящего анодного узла с биметаллической медно-алюминиевой колодкой позволило почти в 2 раза снизить расходы на электроэнергию за счет уменьшения падения напряжения в контактах токоподвода.

Годовая экономия электроэнергии от внедрения новой композиционной конструкции токоподводящего анодного узла на одном электролизере составила:

$$Э_{эл.эн} = C(\Delta U_б - \Delta U_н) I_{ср} T_{ср} n,$$

где C — цена 1 кВт · ч, руб.; $\Delta U_н$ и $\Delta U_б$ — падение напряжения на анодном узле соответственно новой и базовой конструкций, В; $I_{ср}$ — средний рабочий ток на электролизере, А ($I_{ср} = 155$ кА); $T_{ср}$ — среднегодовой фонд времени работы одного электролизера, ч ($T_{ср} = 8760$ ч); n — число анодных токоподводящих узлов на одном электролизере.

Подставив числовые значения в формулу, получим:

$$Э_{эл.эн} = 1{,}77\ (7{,}9 - 4{,}0) \cdot 10^{-3} \cdot 155 \cdot 8760 \cdot 72 = 674\ 848 \text{ руб.}$$

Внедрение на ОАО "ВГАЗ-СУАЛ" нового композиционного токоподводящего анодного узла с биметаллической медно-алюминиевой колодкой позволило только на одном электролизере ежегодно экономить ресурсы (электроэнергию и материалы) на сумму 916 768 руб. Кроме того, оснащение электролизеров новыми токоподводами позволило повысить производительность и снизить трудоемкость за счет упрощения технологии изготовления стального штыря, исключающей применение затратных и продолжительных по времени операций фрезерования паза в стальном штыре и последующей сварки плавлением медной вставки со штырем.

Выводы

1. Внедрение нового композиционного токоподводящего анодного узла с биметаллической медно-алюминиевой колодкой позволяет в 15 раз уменьшить расходы на дорогостоящую медь и почти в 2 раза снизить потери электроэнергии за счет уменьшения падения напряжения в контактах токоподвода по сравнению с базовой конструкцией.

2. Новая конструкция токоподвода имеет большую прочность и долговечность благодаря замене легко деформируемой алюминиевой колодки на более прочную биметаллическую медно-алюминиевую колодку, что при длительной эксплуатации узла в условиях воздействия термосиловых напряжений обеспечивает заданный радиус и стабильный по площади контакт колодки и стальным штырем.

3. Новая конструкция токоподвода благодаря высокой производительности и эффективности в том или ином варианте исполнения может успешно применяться в разных электротехнических устройствах и переходных элементах, состоящих из разнородных материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Технико-экономическая** эффективность внедрения новых конструкций композиционных токоподводов электролизера алюминия / А. П. Пеев, С. В. Кузьмин, В. И. Лысак, В. И. Кузьмин // Вестник машиностроения. 2004. № 6. С. 77—80.

2. **Трыков Ю. П., Гуревич Л. М., Проничев Д. В.** Композиционные переходники. Волгоград: ВолгГТУ, 2007. 328 с.

3. **Оголихин В. М., Яковлев И. В.** Сварка взрывом в электрометаллургии. Новосибирск: СО РАН, 2009. 160 с.

4. **Бэнкер Д.** Промышленное применение сварки взрывом // Автоматическая сварка. 2009. № 11. С. 49—53.

5. **Физические** основы и области практического применения сварки металлов взрывом / В. И. Лысак, С. В. Кузьмин, А. Н. Кривенцов, В. И. Кузьмин // Наука — производству. 2005. № 1. С. 17—21.

6. **Полезная модель 84386 Рос. Федерации:** МПК С 25 С 3/16. Анодное устройство алюминиевого электролизера.

УДК 629.3.017

А. С. ГУСЕВ, д-р техн. наук, Л. В. ЗИНЧЕНКО, канд. техн. наук
(МГТУ им. Н. Э. Баумана),
С. А. СТАРОДУБЦЕВА, канд. техн. наук (МАДИ), e-mail: zinlar@yandex.ru

Оценка эффективности работы амортизатора с нелинейно-деформируемым ограничителем хода при случайных воздействиях

Предложена методика определения вероятностных оценок максимально возможных скоростей, кинетических энергий, перемещений и усилий подрессоренных масс при пробоях амортизатора за время функционирования системы. Показана эффективность использования в амортизаторах транспортных машин дополнительных нелинейно-деформируемых ограничителей хода из резиноподобных материалов.

Ключевые слова: вероятностная характеристика, случайный процесс, ограничитель хода, пробой, надежность.

A methodicis proposed for determining probabilistic estimates of the maximum possible velocities, kinetic energies, displacements and forces of sprung masses at shock absorber breakdowns during the system operation time. The effectiveness of using additional nonlinear deformable travel stops from rubber-like materials in shock absorbers of transport vehicles is shown.

Keywords: probabilistic characteristic, random process, stroke limiter, breakdown, reliability.

Эффективным средством повышения качества систем ударо- и виброзащиты ходовых и несущих систем транспортных машин стало использование в конструкциях амортизаторов дополнительных нелинейно-деформируемых ограничителей хода, изготовленных из резиноподобных материалов. В таких системах защиты при относительно небольших воздействиях работают линейно-деформируемые металлические пружины (или листовые рессоры), а в редких случаях больших воздействий (при пробое амортизатора) включаются нелинейно-деформируемые ограничители хода.

При этом обеспечивается относительно небольшой общий ход амортизатора и высокая эффективность защиты от внешних воздействий. Хорошо разработана теория систем защиты металлоконструкций машин от перегрузок при детерминированных вибрационных воздействиях [1]. Однако для транспортных машин более характерен режим случайных колебаний, для которого теория амортизаторов с нелинейно-деформируемыми ограничителями хода находится пока лишь в стадии становления [2]. Это затрудняет обоснованный выбор конструктивных параметров таких амортизаторов и сдерживает их использование на практике.

Статистическая теория амортизатора с нелинейно-деформируемым ограничителем хода включает определение следующих показателей: числа ударов об ограничитель при заданном времени функционирования механической системы; распределений вероятностей для скорости амортизируемой массы в момент удара и кинетической энергии удара; вероятностных характеристик распределения максимального усилия, перемещения и т. п. [3, 4]. Принимается, что колебания одномассовой механической системы описываются стационарным случайным процессом $x(t)$, заданным автокорреляционной функцией $K(\tau)$, а упругая характеристика амортизатора задается зависимостью усилия P от перемещения x (рис. 1) [5]:

$$P(x) = \begin{cases} cx \text{ при } 0 \leqslant x \leqslant \tilde{x}; \\ cx + \varphi(x - \tilde{x}) \text{ при } x \geqslant \tilde{x}, \end{cases} \quad (1)$$

где $\varphi(\cdot)$ — характеристика деформирования ограничителя хода; $\tilde{x}$ — свободный ход амортизатора; c — жесткость линейного упругого элемента.

В работе [6] показано, что ожидаемое число $\overline{n}(\tilde{x})$ пробоев амортизатора в единицу времени и функции распределений вероятностей для скорости $F_{\dot{x}}(\dot{x})$ и кинетической энергии $F_T(T)$ амортизируемой массы в момент удара (не зависящие от величины $\tilde{x}$) рассчитываются по формулам:

$$\overline{n}(\tilde{x}) = \frac{S_{\dot{x}}}{2\pi S_x} \exp\left(-\frac{\tilde{x}^2}{2S_x^2}\right); \quad (2)$$

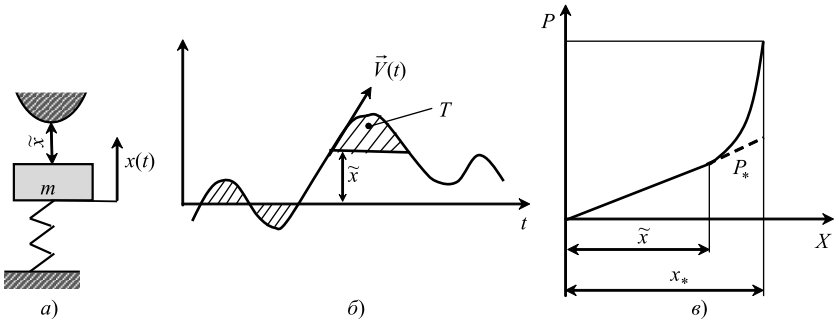


Рис. 1. Схема системы виброзащиты (*а*), выброс за уровень $\tilde{x}$ со скоростью $\vec{V}(t)$ (*б*), характеристика упругого элемента (*в*)

$$F_{\dot{x}}(\dot{x}) = 1 - \exp\left(-\frac{\dot{x}^2}{2S_{\dot{x}}^2}\right); \quad (3)$$

$$F_T(T) = 1 - \exp\left(-\frac{T}{mS_{\dot{x}}^2}\right), \quad (4)$$

где $S_x^2 = K(0)$ — дисперсия процесса $x(t)$; $S_{\dot{x}}^2 = -\ddot{K}(0)$ — дисперсия скорости $\dot{x}(t)$; m — масса системы.

Результаты, иллюстрирующие основные положения предлагаемого в статье метода расчета, получены при $m = 500$ кг, $c = 200$ Н/см, $\alpha = 1{,}8$ кН/см^3, $\tilde{x} = 12$ см, $S_x = 3$ см, $S_{\dot{x}} = 6\pi$ см/с и предельно допустимой нагрузке на амортизатор $[P] = 5 \cdot 10^4$ Н. Графики, построенные по функциям (2), (3) и (4), приведены соответственно на рис. 2—4. Из них следует, что ожидаемое число пробоев амортизатора в 1 с равно $3{,}4 \cdot 10^{-4}$, а скорость амортизируемой массы и ее кинетическая энергия в момент пробоя амортизатора не превышают соответственно значений 60 см/с и 90 Дж.

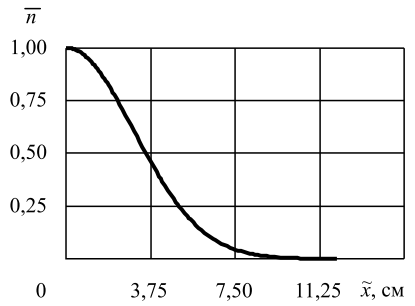


Рис. 2. Зависимость ожидаемого числа $\bar{n}$ пробоев амортизатора в единицу времени от свободного хода $\tilde{x}$ амортизатора

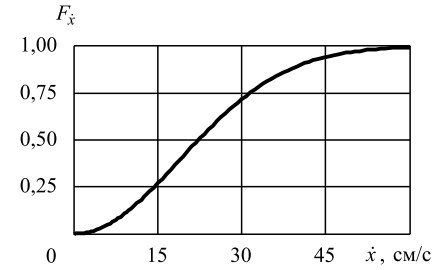


Рис. 3. Функция распределения вероятности $F_{\dot{x}}(\dot{x})$ для скорости

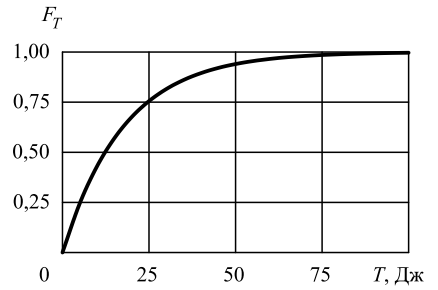


Рис. 4. Функция распределения вероятности $F_T(T)$ для кинетической энергии

Максимальное перемещение x_* амортизируемой массы можно определить из условия равенства ее кинетической энергии в момент контакта с ограничителем хода и потенциальной энергии деформирования линейного упругого элемента и ограничителя хода [7], т. е. из равенства

$$T = \int_{\tilde{x}}^{x_*} (cx + \varphi(x - \tilde{x}))\mathrm{d}x. \quad (5)$$

Если ограничитель хода имеет характеристику деформирования вида

$$\varphi(x - \tilde{x}) = \alpha(x - \tilde{x})^3, \quad (6)$$

то в соответствии с формулой (5) связь между случайными величинами T и x_* описывается соотношением

$$T = \frac{1}{2}c(x_*^2 - \tilde{x}^2) + \frac{\alpha}{4}(x_* - \tilde{x})^4, \quad (7)$$

где α — параметр.

В соответствии с выражениями (4) и (7) функция распределения вероятности для величины x_* имеет вид

$$F_{x*}(x_*) = 1 - \exp\left(-\frac{2c(x_*^2 - \tilde{x}^2) + \alpha(x_* - \tilde{x})^4}{4mS_{\dot{x}}^2}\right). \quad (8)$$

График функции (8) для рассматриваемого случая приведен на рис. 5, *а*, из которого следует, что максимальное перемещение при одном цикле нагружения с вероятностью 0,999 не превышает 14 см.

Усилие P_*, передаваемое на ограничитель хода при пробое амортизатора, получим из выражений (1) и (6) при $x = x_*$ в виде

$$P_* = \alpha(x_* - \tilde{x})^3, \quad (9)$$

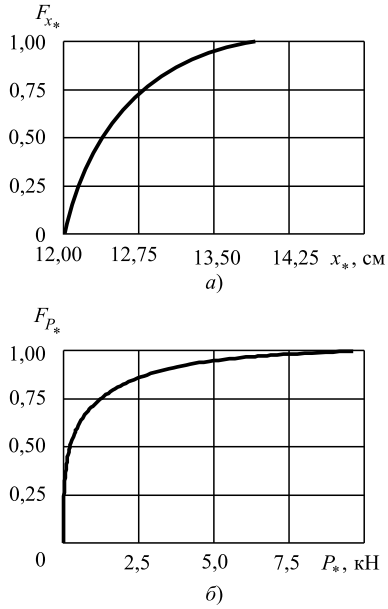


Рис. 5. Функции распределения вероятностей для максимального перемещения $F_{x*}(x_*)$ (*а*) и максимальной реакции $F_{P*}(P_*)$ (*б*)

где случайная величина x_* имеет закон распределения вероятности (8).

В соответствии с выражениями (8) и (9) функцию распределения вероятности для P_* получим в виде

$$F_{P*}(P_*) = F_{x*}\left[\tilde{x} + \left(\frac{1}{\alpha}P_*\right)^{1/3}\right]. \quad (10)$$

График этой функции приведен на рис. 5, *б*, из которого следует, что величина P_* с вероятностью 0,999 не превышает 10^4 Н.

Проведенный анализ показал, что поток ударов сопровождается потоками скоростей, кинетических энергий, перемещений и усилий с заданными законами распределения вероятностей [формулы (3), (4), (8), (9)] и заданной скоростью их появления [формула (2)]. Это позволяет определить максимально возможные значения этих параметров (абсолютные максимумы) на заданном интервале времени функционирования системы [8].

Ограничимся рассмотрением потока скоростей, для которого функцию распределения вероятности для абсолютного максимума на интервале времени при уда-

рах об ограничитель можно представить в виде [9]

$$F_0(\dot{x},\, n_t) = \{F_{\dot{x}}(\dot{x})\}^{n_t}, \qquad (11)$$

где n_t — ожидаемое число циклов за время t.

Введем в рассмотрение случайную величину

$$z = n_t(1 - F_{\dot{x}}(\dot{x}))$$

и получим следующую асимптотическую оценку для функции (11):

$$F_0(\dot{x},\, n_t) = \lim_{n_t \to \infty}\left(1 - \frac{z}{n_t}\right)^{n_t} =$$

$$= \exp(-n_t(1 - F_{\dot{x}}(\dot{x}))). \qquad (12)$$

Из формул (3) и (12) следует, что наиболее вероятное значение абсолютного максимума скорости в момент удара об ограничитель хода можно определить по формуле

$$\dot{x}_0 = S_{\dot{x}}\sqrt{2\ln(t\overline{n}(\tilde{x}))}. \qquad (13)$$

Аналогично можно определить наиболее вероятные на данном интервале времени абсолютные максимумы кинетической энергии удара, перемещения и усилия [10], приближенные значения которых получим при непосредственном использовании в расчетах соотношения (13). В этом случае наиболее вероятное приближенное значение для абсолютного максимума кинетической энергии удара получим в виде

$$T_0 = mS_{\dot{x}}^2\ln(t\overline{n}(\tilde{x})). \qquad (14)$$

Подставив равенство (14) в формулу (7), получим наиболее вероятное значение абсолютного максимума x_0 для перемещения x_*. Подставив x_0 в формулу (9), найдем наиболее вероятное значение абсолютного максимума P_0 для усилия P_*. Расчет показателей надежности элементов конструкций механической системы и амортизатора сводится к выполнению условия: величины x_0 и P_0 не должны превышать их допустимые значения. Заметим, что в выражения для определения величин

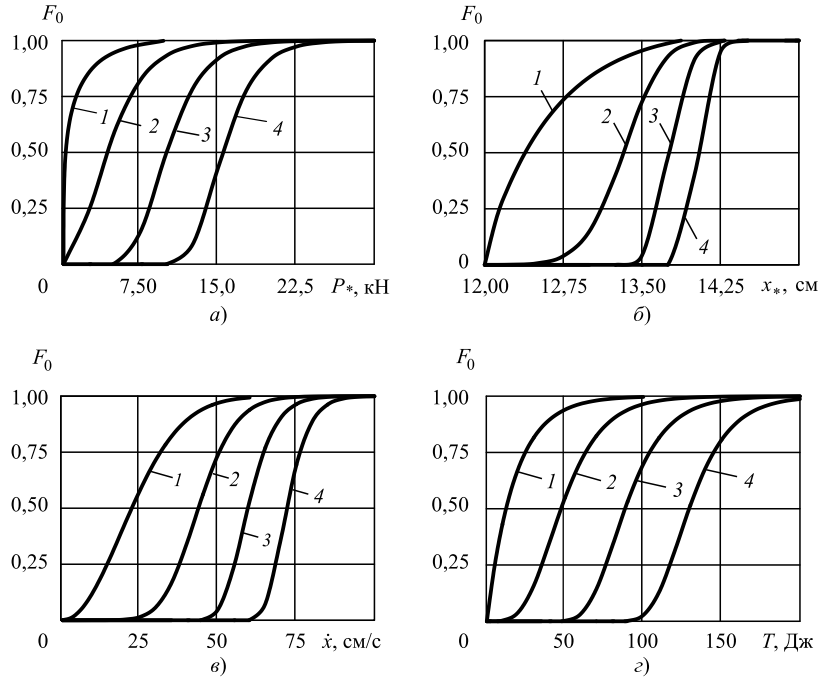


Рис. 6. Функции распределения вероятностей абсолютных максимумов усилий $F_0(P_*,\, n_t)$ (*а*), перемещений $F_0(x_*,\, n_t)$ (*б*), скорости $F_0(\dot{x},\, n_t)$ (*в*), кинетической энергии $F_0(T,\, n_t)$ (*г*) при числе пробоев n_t = 1 (*1*), 10 (*2*), 100 (*3*) и 1000 (*4*)

$\dot{x}_0$, T_0, x_0, P_0 входит параметр $\tilde{x}$, которого нет в исходных соотношениях (3) и (4). Отметим также, что путем элементарных преобразований от соотношения (10) можно перейти к законам распределения вероятностей для возникающих напряжений и, следовательно, рассчитать элементы конструкций на сопротивление усталости [6, 11].

На рис. 6 приведены результаты расчета функций распределения вероятностей для абсолютных максимумов рассматриваемых случайных величин, соответствующие заданным интервалам времени функционирования системы, полученные по следующим формулам [12]:

$$F_0(\dot{x},\, n_t) = \exp\left(-n_t\exp\left(-\frac{\dot{x}^2}{2S_{\dot{x}}^2}\right)\right);$$

$$F_0(T,\, n_t) = \exp\left(-n_t\exp\left(-\frac{T}{mS_{\dot{x}}^2}\right)\right);$$

$$F_0(x_*,\, n_t) = \exp\left(-n_t\exp\left(-\frac{2c(x_*^2 - \tilde{x}^2) + \alpha(x_* - \tilde{x})^4}{4mS_{\dot{x}}^2}\right)\right);$$

$$F_0(P_*,\, n_t) =$$

$$= F_0\exp\left(x_* = \tilde{x} + \left(\frac{1}{\alpha}P_*\right)^{1/3},\, n_t\right).$$

Результаты показали, что с увеличением числа циклов наиболее вероятные абсолютные максимумы смещаются в сторону бóльших значений. При этом условие $P < [P]$ с вероятностью 0,999 выполняется в течение 10^4 ч, с вероятностью 0,99 — в течение $1{,}5 \cdot 10^5$ ч, с вероятностью 0,9 — в течение $0{,}5 \cdot 10^6$ ч.

Таким образом, представленная методика позволяет получить вероятностные оценки максимально возможных для заданного интервала времени скоростей, усилий и кинетических энергий подрессоренных масс при пробоях амортизатора. Анализ результатов тестового примера показал, что нелинейно-демпфируемый ограничитель хода амортизатора обеспечивает относительно небольшой

УДК 629.015

В. И. КОПОТИЛОВ, канд. техн. наук (Тюменское высшее военно-инженерное командное училище),
e-mail: vikopotilov@mail.ru

Принципы движения транспортных машин

Рассматриваются общие принципы движения транспортных средств, роль опорной среды (земли, воды, воздуха) и условия, при которых активные внутренние силы двигателя создают движущие силы транспортной машины. Доказана теорема об опорном движении, в соответствии с которым сила тяги является внутренней силой транспортной машины. Рассмотрены особенности интерьеродинамического и экстерьеродинамического движений машины.

Ключевые слова: механическая система, внутренняя и внешняя силы, реакция опорной среды, транспортная машина, сила тяги, принципы опорного и реактивного движений, интерьеродинамическое движение, экстерьеродинамическое движение.

The general principles of vehicle traffic, the role of the support medium (land, water, air) and the conditions, under which the active internal forces of an engine create the driving forces of a transport machine, are considered. A theorem about support motion is proved, in accordance to which the traction force is the internal force of the transport machine. The features of the interior-dynamic and the exterior-dynamic movements of a machine are considered.

Keywords: mechanical system, internal and external forces, reaction of support medium, transport vehicle, traction force, principles of support and jet motions, interior-dynamic movement, exterior-dynamic movement.

В прикладных науках о движении самоходных транспортных средств принято считать, что их перемещение обусловлено действием внешней силы тяги. В качестве такой принимается реакция опорной среды, т. е. грунтовой поверхности (дороги), воды или воздуха. При этом все суждения о внешней силе тяги основаны на следствиях, вытекающих из теорем о движении центра масс механической системы и изменении количества ее движения. В учебниках по теоретической механике говорится об исключительной роли внешних сил и указывается на неспособность внутренних сил выступать в качестве движущих. Разумеется, такой вывод совершенно справедлив, но только для изолированных механических систем или простых систем, воспринимающих активные усилия извне. Транспортная машина — это механическая система особого вида. Она имеет собственный *источник внутренних сил* (например, ДВС), передаточное устройство (трансмиссию) и движитель. Поэтому перенос тезиса об исключительности внешних сил в прикладные науки о самоходных транспортных средствах привел к неверным представлениям о их движущих силах, которые, к сожалению, до сих пор господствуют в научной и учебной литературе. Лишь отдельные специалисты иногда высказывают свои сомнения в том, что реакции опорной среды являются силами, вызывающими движение транспортных машин. Например, Ф. Ф. Мухамадъяров, А. А. Лопарев и В. И. Судницын, говоря о силе тяги колесных машин, не без оснований указывают, что продольная реакция опорной поверхности — это следствие, а не

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

ход и при условии непревышения допустимой нагрузки реализует эффективную защиту от случайных колебаний.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Болотин В. В.** Ресурс машин и конструкций. М.: Машиностроение, 1990. 448 с.
2. **Гусев А. С.** Случайные колебания деформируемых объектов при транспортировке // Известия РАН. ПМНМ. 1998. № 1. С. 35—43.
3. **Гусев А. С.** Сопротивление усталости и живучести конструкций при случайных нагрузках. М.: Машиностроение, 1989. 245 с.
4. **Гусев А. С., Найденов С. О.** Эффективные оценки переходных режимов случайных колебаний в механических системах // Известия вузов. Машиностроение. 2013. № 6. С. 3—6.
5. **Окопный Ю. А., Радин В. П., Чирков В. П.** Колебания линейных систем. М.: Спектр, 2014. 432 с.
6. **Гусев А. С.** Вероятностные методы в механике машин и конструкций. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. 223 с.
7. **Whitney C. A.** Random processes in physical systems. New York: John Willey, 1990. 320 p.
8. **Когаев В. П., Махутов Н. А., Гусенков А. П.** Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. М.: Машиностроение, 1985. 223 с.
9. **Гусев А. С.** Теоретические основы расчетов на сопротивление усталости. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 48 с.
10. **Гусев А. С., Найденов С. О.** Анализ траекторий недифференцируемых случайных процессов // Известия вузов. Машиностроение. 2014. № 9. С. 3—8.
11. **Гусев А. С., Щербаков В. И.** Расчет усталостной долговечности при плоском напряженном состоянии и случайном нагружении // Вестник машиностроения. 2014. № 2. С. 40—43.
12. **Баев А. В., Гусев А. С., Стародубцева С. А.** Расчет амортизатора с нелинейно-деформируемым ограничителем хода при случайных воздействиях // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Машиностроение. 1998. № 4. С. 36—42.

причина качения колеса [1], А. В. Кузмицкий и А. Р. Цыганов отмечают, что "...сила трения колеса по основанию, по своей природе неактивна и по определению не может быть движущей" [2].

В работах [3, 4] впервые показано, что все утверждения о движущей силе транспортной машины как продольной реакции опорной среды ($\vec{R}_x$), не имеют никакой научной основы. Тот факт, что внешняя сила $\vec{R}_x$, которая прикладывается к движителю машины со стороны опорной поверхности, не является достаточным аргументом, чтобы принять ее за силу тяги. Между тем, наблюдения и жизненный опыт показывают, что во многих случаях движение различных самоходных машин осуществляется не под воздействием внешних, а именно внутренних усилий, которые выступают в роли активных движущих сил.

Для доказательства этого с позиций теоретической механики рассмотрим транспортное средство как совокупность материальных точек, т. е. как механическую систему. Если на материальные точки такой системы действуют внешние и внутренние силы, то движение каждой из них можно описать уравнением

$$m_k\vec{w}_k = \vec{F}_k^i + \vec{P}_k^e + \vec{R}_k^e + \vec{Q}_k^e, \qquad (1)$$

где m_k и $\vec{w}_k$ — соответственно масса и ускорение k-й материальной точки; $\vec{F}_k^i$, $\vec{P}_k^e$, $\vec{R}_k^e$, $\vec{Q}_k^e$ — главные векторы соответственно внутренних сил, активных внешних усилий и реакций опорной и окружающей среды, приложенных к k-й материальной точке системы; n — число материальных точек, образующих механическую систему; $k = 1, 2, 3, ..., n$.

Сложив почленно левые и правые части всех n уравнений (1), описывающих движения материальных точек, получим равенство:

$$\sum_{k=1}^{n} m_k\vec{w}_k = \sum_{k=1}^{n} \vec{F}_k^i + \sum_{k=1}^{n} \vec{P}_k^e + \sum_{k=1}^{n} \vec{R}_k^e + \sum_{k=1}^{n} \vec{Q}_k^e. \qquad (2)$$

Так как

$$\sum_{k=1}^{n} m_k\vec{w}_k = M\vec{w}_c,$$

где M и $\vec{w}_c$ — соответственно масса и ускорение центра масс механической системы, уравнение (2) можно записать в виде

$$\vec{w}_c = \frac{\sum_{k=1}^{n} \vec{F}_k^i + \sum_{k=1}^{n} \vec{P}_k^e + \sum_{k=1}^{n} \vec{R}_k^e + \sum_{k=1}^{n} \vec{Q}_k^e}{M}. \qquad (3)$$

Хотя векторная сумма всех внутренних сил $\vec{F}_k^i$ ($k = 1, 2, ..., n$) и равна нулю, но из уравнения (3) совсем не следует, что ускорение центра масс вызывают только внешние силы $\vec{P}_k^e$, $\vec{R}_k^e$ и $\vec{Q}_k^e$, совокупность которых в целом для всей механической системы (транспортной машины) характеризуется главными векторами:

внешних активных сил

$$\vec{P}^e = \sum_{k=1}^{n} \vec{P}_k^e; \qquad (4)$$

реакций опорной среды

$$\vec{R}^e = \sum_{k=1}^{n} \vec{R}_k^e; \qquad (5)$$

реакций внешней среды

$$\vec{Q}^e = \sum_{k=1}^{n} \vec{Q}_k^e. \qquad (6)$$

Это объясняется тем, что при работе силовая установка транспортной машины, например ДВС, создает, по сути, две пары внутренних сил с одинаковыми, но противоположно направленными моментами $M_e^{\text{р}}$ и M_e. При этом алгебраическая сумма активного M_e и так называемого реактивного $M_e^{\text{р}}$ моментов равна нулю. Однако это не означает, что силовые пары уравновешивают друг друга, так как они приложены к разным частям двигателя. Силовая пара с моментом M_e прикладывается к валу силовой установки, а пара с реактивным моментом $M_e^{\text{р}}$ — к блоку этого же двигателя. При этом усилие последней через опоры ДВС передается на корпус машины и стремится повернуть его вокруг оси коленчатого вала. При контакте машины с опорной средой (например, дорогой) момент $M_e^{\text{р}}$ этой силовой пары уравновешивается нормальными реакциями опорной среды.

Пара внутренних сил с моментом M_e, будучи неуравновешенной, через трансмиссию в виде одной или нескольких силовых пар уже с общим крутящим моментом $M_{\text{д}} = M_e i_{\text{тр}}$ (где $i_{\text{тр}}$ — передаточное отношение трансмиссии) подводится к движителю машины (ведущим колесам, гребным винтам, пропеллерам и др.). При этом одна сила каждой такой пары прикладывается к соответствующему валу движителя, а другая стремится вращать вокруг этой оси его рабочие элементы (пневматическую шину, траки гусеницы, лопатки гребного колеса, лопасти пропеллера и др.), которые непосредственно контактируют с опорной средой — дорогой, водой или воздухом.

Таким образом, векторную сумму всех активных внутренних сил, подводимых к движителю машины, можно разделить на две части и представить так:

$$\sum_{k=1}^{d} \vec{F}_k^i = \sum_{k=1}^{m} \vec{F}_k^i + \sum_{k=1}^{m} \vec{P}_k^i, \qquad (7)$$

где $\vec{F}_k^i$ и $\vec{P}_k^i$ — силы k-й пары, прикладываемые соответственно к исполнительным элементам движителя и его валу; m — число силовых пар, подводимых к движителю; $d = 2m$ — общее число активных внутренних сил, прикладываемых к движителю.

Так как главный вектор любой совокупности силовых пар равен нулю, то

$$\sum_{k=1}^{d} \vec{F}_k^i = 0.$$

Это означает, что никакая совокупность силовых пар, подводимых к движителю, сама по себе не способна сдвинуть центр масс машины. Следовательно, чтобы совокупность сил ($\vec{P}_k^i$), которые прикладываются к валам движителя, стала внутренней силой тяги, необходимо, чтобы другие силы пар ($\vec{F}_k^i$), которые прикладываются к рабочим элементам движителя, были уравновешены внешними силами. Это происходит следующим образом.

Рабочие элементы движителя, получая активные усилия $\vec{F}_k^i$ ($k = 1, ..., m$) при взаимодействии с опорной средой, передают их последней в виде сил $\vec{F}_{k*}^i = \vec{F}_k^i$, а сами воспринимают от нее противоположно направленные силы, т. е. реакции $\vec{R}_k^e$ ($k = 1, ..., m$) опорной среды. Так как силы $\vec{F}_{k*}^i$ и реакции $\vec{R}_k^e$, прикладываемые к элементам движителя, согласно третьему закону динамики численно равны и противоположно направлены, то $\vec{F}_{k*}^i + \vec{R}_k^e = \vec{F}_k^i + \vec{R}_k^e = 0$. Поэтому запишем:

$$\sum_{k=1}^{m} \vec{F}_k^i + \sum_{k=1}^{m} \vec{R}_k^e = 0. \qquad (8)$$

Учитывая уравновешенность всех внутренних сил, кроме сил $\vec{P}_k^i$, подводимых к валам движителя, и равенства (4)—(8), формулу (3) запишем в виде

$$\vec{w}_c = \frac{\sum_{k=1}^{m} \vec{P}_k^i + \vec{P}^e + \sum_{k=m+1}^{n} \vec{P}_k^e + \vec{Q}^e}{M}. \qquad (9)$$

При движении машины некоторые элементы ее конструкции (кроме движителя), например, кабина и кузов, а также навесное оборудование, в самом общем случае также могут оказывать силовое воздействие на опорную среду и получать ответные силовые реакции $\vec{R}_k^e$ ($k = m + 1, m + 2, ..., n$). Так, навесное оборудование (бульдозерный отвал или скреперный ковш) взаимодействует с грунтовой поверхностью, нижняя часть кабины, кузова или рамы — с водой (при движении вброд), а при движении по бездорожью — с лежащими на опорной поверхности предметами (камнями, поваленными деревьями, пнями, кустарниками и др.). Совокупность всех реакций опорной среды можно охарактеризовать главным вектором дополнительных реакций:

$$\vec{R}_{\text{доп}}^e = \sum_{k=m+1}^{n} \vec{R}_k^e. \qquad (10)$$

Если транспортная машина является тягачом и буксирует прицеп, то к совокупности реакций опорной поверхности и окружающей среды добавится реакция прицепа $\vec{R}_{\text{пр}}^e$, обусловленная приложением к нему соответствующей силы тяги. При этом совокупность реакций прицепа ($\vec{R}_{\text{пр}}^e$), окружающей среды ($\vec{Q}^e$) и дополнительных реакций ($\vec{R}_{\text{доп}}^e$) опорной поверхности и составит главный вектор реакций всей внешней среды:

$$\vec{R}_{\text{в.с}}^e = \vec{Q}^e + \vec{R}_{\text{доп}}^e + \vec{R}_{\text{пр}}^e. \qquad (11)$$

В итоге, с учетом равенств (10) и (11) формулу (9) вектора ускорения центра масс транспортной машины можно представить в виде

$$\vec{w}_c = \frac{\vec{P}^i + \vec{P}^e + \vec{R}_{\text{в.с}}^e}{M}, \qquad (12)$$

где $\vec{P}^i = \sum_{k=1}^{m} \vec{P}_k^i$ — главный вектор активных внутренних сил машины, прикладываемых к валам его движителя.

Остановимся на анализе формулы (12), из которой следует, что вектор ускорения центра масс транспортной машины определяет главный вектор $\vec{P}^i$ внутренних сил, генерируемых силовой установкой при посредничестве трансмиссии и взаимодействующего с опорной средой движителя, а также совокупность внешних сил, которые в общем случае состоят из активных усилий ($\vec{P}^e$) и реакций внешней среды ($\vec{R}_{\text{в.с}}^e$).

Если механическая система (в данном случае транспортное средство) не имеет внутреннего источника силы ($\vec{P}^i = 0$), то действительно ускорение центра масс возможно только за счет главного вектора активных внешних сил ($\vec{P}^e$), продольная компонента $\vec{P}_x^e$ которого, направленная в сторону движения, представляет собой *внешнюю* силу тяги, а продольная компонента $\vec{R}_{\text{в.с}x}^e$ — сумму внешних сил сопротивления движению.

Для сухопутных безмоторных транспортных средств, например прицепа, главный вектор $\vec{P}^e$ активных внешних сил определяется, прежде всего, силой воздействия на него тягача. Кроме того, его движение может быть вызвано продольной составляющей собственной силы тяжести $\vec{G}_x$ (на дороге с уклоном), аэродинамической силой воздействия окружающей среды (силой ветра) или силой, возникающей при движении опорной поверхности

(например, железнодорожной платформы, на которой установлен прицеп).

У безмоторных водных транспортных средств, например баржи, силу $\vec{P}^e$ задают скорость течения воды и судно-тягач; у воздушных, например аэростата или планера — скорость ветра и сила тяжести.

Если механическая система имеет внутренний источник (или запас) энергии и способна передавать усилия к исполнительным (рабочим) элементам своего движителя, взаимодействующим с опорной средой (дорогой, водой или воздухом), т. е. является транспортной машиной, то она может двигаться и за счет активных внутренних сил, которые прикладываются к валам движителя и передаются всей машине, вследствие чего она, согласно формуле (12), и получает ускорение.

Совершенно очевидно, что в формуле (12) наличие внешних сил для самостоятельного передвижения транспортной машины имеет только техническое, но не принципиальное значение, так как при $\vec{P}^e = 0$ и $\vec{R}^e_{\text{в.с}} = 0$ ускорение $\vec{w}_c$ центра масс обеспечивает активная внутренняя сила $\vec{P}^i$, которая и является для транспортной машины ее силой тяги. Более того, в реальных условиях эксплуатации наряду с реакциями внешней среды ($\vec{R}^e_{\text{в.с}}$) внешние активные силы ($\vec{P}^e$) часто выступают как силы сопротивления. Например, при движении автомобиля на подъем главным вектором активных внешних сил $\vec{P}^e$ будет сила сопротивления подъему, которая является продольной составляющей силы тяжести самого автомобиля.

Теоретический анализ показал, что уравновешивание реакциями опорной среды части активных внутренних сил, подводимых к элементам движителя, нарушает равенство нулю всей совокупности внутренних сил, в результате чего главный вектор $\vec{P}^i$ части активных внутренних сил, прикладываемых к движителю, становится движущей силой, способной даже при отсутствии активных внешних сил ($\vec{P}^e = 0$) и реакций внешней среды ($\vec{R}^e_{\text{в.с}} = 0$) сообщать ускорение центру масс машины. Именно главный вектор ($\vec{P}^i$) этих активных внутренних сил, а не реакции опорной среды, является **силой тяги** транспортной машины.

Полученная теоретическим путем формула (12) позволяет сформулировать следующую теорему опорного движения: *вектор ускорения центра масс транспортной машины равен отношению векторной суммы трех сил, а именно внутренней силы тяги, внешней активной силы, а также реакции внешней среды, к массе машины.*

Рассмотрим действие данной теоремы и механизм образования внутренней силы тяги на примере такой колесной машины, как железнодорожный локомотив.

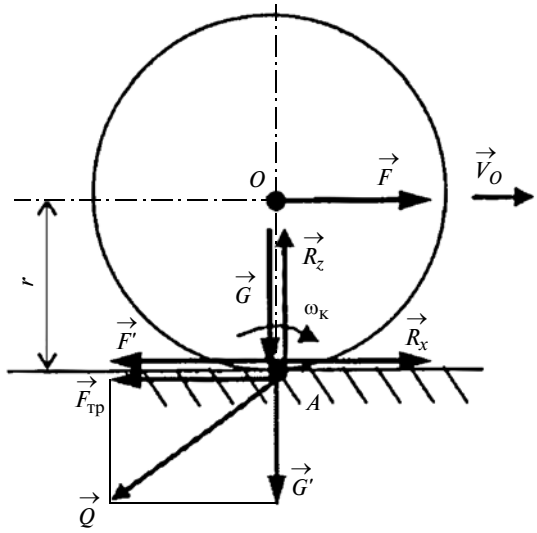


Схема сил при качении ведущего колеса

Крутящий момент $M_{\text{к}}$, подводимый от двигателя к ведущему колесу локомотива, есть момент пары активных внутренних сил, которую можно представить в виде системы двух параллельных сил: сила $\vec{F}$ прикладывается к оси колеса, а сила $\vec{F}'$ — к его ободу в точке A контакта колеса с рельсом (рисунок). Модуль каждой из этих сил определяется по формуле

$$F = F' = M_{\text{к}}/r,$$

где r — плечо пары сил (радиус колеса).

Внутренняя активная сила $\vec{F}'$ на плече r создает относительно оси O колеса указанный крутящий момент $M_{\text{к}}$, который стремится провернуть колесо вокруг своей оси. Так как колесо силой тяжести $\vec{G}$ прижимается к рельсу, то оно воздействует на опорную поверхность (рельс) в точке A силой $\vec{F}_{\text{тр}}$ трения сцепления, равной по модулю силе $\vec{F}'$, и силой $\vec{G}'$ нормального давления, равной по модулю силе $\vec{G}$ тяжести. Неподвижный рельс создает в ответ нормальную $\vec{R}_z$ и продольную $\vec{R}_x$ реакции, т. е. силы противодействия, которые прикладываются к колесу в точке (зоне) контакта. Так как действие равно противодействию, то $R_z = G'$, а $R_x = F_{\text{тр}}$. При этом продольная реакция $\vec{R}_x$, т. е. сила трения сцепления, прикладываемая к колесу в точке A, уравновешивает окружную силу $\vec{F}'$ ($\vec{F}' + \vec{R}_x = 0$) и точка A колеса остается неподвижной. При неподвижной точке A опоры ($V_A = 0$) колесо превращается в рычаг, на другом конце которого (в точке O) действует активная внутренняя сила $\vec{F}$, поворачивающая этот рычаг (колесо) вокруг мгновенного центра вращения A как шарнирной опоры. Последовательность таких микроповоротов колеса приводит к тому, что его ось O вращения перемещается в продольном направлении ($V_O > 0$). Так как колесо — лишь часть

локомотива, то продольная сила $\vec{F}$ передается на его корпус, благодаря чему локомотив приводится в движение.

Таким образом, именно эта ***внутренняя активная сила*** $\vec{F}$, толкающая ось колеса, и является для него силой тяги, а совокупность продольных сил на колесах создает силу тяги локомотива. Подчеркнем, что эта сила становится силой тяги колеса потому, что *внешняя* продольная сила $\vec{R}_x$, т. е. реакция рельса, уравновешивает другую *внутреннюю* силу $\vec{F}'$, т. е. окружную силу колеса.

Отметим, что аналогичная схема образования внутренней силы тяги присуща и автомобилям [4].

Подобных примеров, подтверждающих, что у самоходных транспортных машин (включая людей и животных) силой тяги (движущей силой) является именно активная внутренняя сила, а вовсе не внешняя реакция опорной среды, можно привести множество. Некоторые из них (для транспортных машин и человека) приведены в работе [5].

Анализируя доказанную теорему, отметим следующие основные моменты.

Во-первых, полученная формула (12), логически вытекающая из исходной формулы (3), как это не парадоксально на первый взгляд, не перечеркивает известную из учебников по теоретической механике формулу, согласно которой ускорение центра масс равно отношению векторной суммы всех внешних сил к массе механической системы, применительно к рассматриваемому случаю имеющую следующий вид:

$$\vec{w}_c = \frac{\sum\limits_{k=1}^{n} \vec{P}_k^e + \sum\limits_{k=1}^{n} \vec{R}_k^e + \sum\limits_{k=1}^{n} \vec{Q}_k^e + \vec{R}_{\text{пр}}^e}{M}. \qquad (13)$$

Это объясняется тем, что формулы (12) и (13) логически вытекают из одной исходной формулы (3), поэтому формально (чисто математически) они эквивалентны. Однако с точки зрения физики процесса они неравноценны. Формула (12) в явном виде указывает на то, что движущую силу ($\vec{P}^i$) транспортной машины создают активные *внутренние* силы, а не продольные реакции опорной среды.

Во-вторых, рассматривая данную теорему, подчеркнем еще раз, что вывод о возможности движения механической системы за счет внутренних сил относится, разумеется, не ко всем системам, а только к транспортным машинам и таким биомеханическим системам, как люди или животные.

В-третьих, при доказательстве данной теоремы была установлена не только движущая сила транспортной машины, но и истинное значение продольных реакций опорной среды в процессе движения транспортной машины, а не то, которое ошибочно приписывают им. Было установлено также, что внутренняя сила тяги образуется только при действии продольных реакций опорной среды. При этом наличие продольных реакций — не причина, а лишь непременное *условие* образования внутренней силы тяги. Если нет взаимодействия рабочих элементов движителя транспортной машины с опорной средой, то $P^i = 0$, вследствие чего самостоятельное (т. е. при $P^e = 0$ и $R^e_{\text{в.с}} = 0$) ускорение центра масс машины, согласно формуле (13), в принципе *невозможно* ($w_c = 0$).

Поэтому доказанную выше теорему с полным правом можно назвать ***основной теоремой опорного движения*** транспортной машины.

Чтобы обеспечить условие (8) для реализации внутренних усилий в качестве движущих сил транспортной машины, при отсутствии внешних силовых воздействий, создаваемых окружающей или опорной средой (например, ветра, течения воды, уклона земной поверхности и др.), или же силовых воздействий других машин, необходим соответствующий "механизм" воспроизводства таких сил, которыми могут быть только реакции опорной среды. В свою очередь, для образования реакций необходим контакт с опорной средой и активное воздействие на нее рабочих элементов движителя. Последнее возможно лишь при наличии внутреннего источника механической энергии и способности передавать от него усилия к этим элементам машины. Именно наличие источника энергии (двигателя) и передаточных механизмов (трансмиссии), способных передавать усилия исполнительным механизмам движителя, непосредственно взаимодействующим с опорной средой, и означает, что такая механическая система приобретает статус транспортной (самоходной) машины, в самостоятельное движение которую приводит внутренняя сила тяги. Именно в этом и заключается суть опорного движения любой самоходной механической системы, т. е. транспортной машины, а также человека или животного.

Все сказанное позволяет сформулировать более развернутое положение о движении любых транспортных машин, базирующееся на выше доказанной теореме о движении центра масс, которое можно рассматривать как принцип опорного движения: *если транспортное средство имеет источник механической энергии, генерирующий активные внутренние силы, обладает способностью передавать их опорной среде посредством рабочих элементов своего движителя и воспринимать от нее продольные реакции, то самостоятельное перемещение машины возможно за счет той части активных внутренних сил, которые подводятся к валам ее движителя.*

Так как транспортные средства могут перемещаться за счет воздействия как внешних, так и внутренних движущих сил (сил тяги), то следует

различать два основных типа динамических движений (перемещений), основанных на действии силы тяги: движение за счет внутренних сил можно назвать интерьеродинамическим (от *intérieur* — внутренний), а за счет внешних — экстерьеродинамическим (от *extérieur* — внешний).

Экстерьеродинамическое движение осуществляется прежде всего за счет активной внешней силы, получаемой от другой механической системы (например, автомобиля-тягача, речного буксира, и т. п.), а также внешнего силового воздействия, обусловленного перемещением самой опорной либо внешней среды (например, железнодорожной платформы или палубы судна, течения воды или движения воздуха, т. е. ветра), или действия собственной силы тяжести (например, при движении машины под уклон).

Интерьеродинамическое движение осуществляют внутренние силы самой транспортной машины в соответствии со сформулированным выше принципом *опорного* или *реактивного* движения.

Принцип реактивного движения состоит, как известно, в использовании внутренней реактивной силы тяги, образование которой обусловлено, как правило, отбрасыванием материальных частиц самой механической системы в сторону, противоположную движению основной части системы.

В подавляющем числе случаев транспортные машины (особенно сухопутные и водные) перемещаются на основе принципа опорного движения.

У сухопутных транспортных средств опорной средой является грунтовая поверхность или проложенная на ней дорога. Такое движение, естественно, предполагает, что каждая опорная точка самоходной сухопутной машины лишь на короткое время остается в покое относительно опорной поверхности, после чего она соответствующим образом должна устранить свое отставание от центра масс системы. Следовательно, беспрерывное движение самоходной системы, сохраняющей свою целостность, возможно лишь при условии постоянной смены и переноса ее опорных точек. У колесных машин это достигается вращением колес, у гусеничных машин — переносом траков, соединенных в замкнутую цепь (гусеницу).

Для самоходных водных транспортных средств опорной средой является вода, которая за счет выталкивающей силы Архимеда поддерживает его на плаву. Вода является одновременно и получателем силового воздействия, и источником продольной реакции, прикладываемой к движителю судна, которая необходима для того, чтобы часть активных внутренних сил создала силу тяги.

Для воздушных транспортных средств опорной средой является воздух, с которым взаимодействуют оперение летательного аппарата и винты, обеспечивающие его перемещение по воздуху.

Отметим, что интерьеродинамическое движение транспортных машин может фрагментарно сочетаться с экстерьеродинамическим движением. Например, сила тяги, развиваемая колесной машиной, при движении под уклон сочетается с продольной составляющей силы тяжести, которая в данной ситуации также выступает движущим усилием. Аналогичную помощь силе тяги машины может оказывать и сила ветра при совпадении с направлением движения.

Выводы

Все транспортные машины перемещаются самостоятельно на основе принципов опорного или реактивного движения благодаря активным внутренним силам, генерируемым силовой установкой.

Вектор ускорения центра масс транспортной машины прямо пропорционален вектору внутренней силы тяги, создаваемой силовой установкой при посредстве трансмиссии и движителя, и обратно пропорционален массе машины.

Реакции опорной среды — не причина, а непременное условие движения транспортных машин.

При отсутствии внешних сил и реакций опорной среды самостоятельное ускорение транспортной машины за счет действия внутренних сил возможно лишь на основе принципа реактивного движения.

Все транспортные средства, не имеющие собственного источника механической энергии, могут двигаться только за счет действия активных внешних сил.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Мухамадъяров Ф. Ф., Лопарев А. А., Судницын В. И.** Режимы и причинно-следственная связь качения колеса с эластичной шиной // Тракторы и сельхозмашины. 2002. № 2. С. 18—20.
2. **Кузьмицкий А. В., Цыганов А. Р.** Угловой потенциал — источник движущей силы колеса // Тракторы и сельхозмашины. 2003. № 6. С. 16—18.
3. **Копотилов В. И.** Механизм движения самоходной транспортной машины // Вестник машиностроения. 2014. № 11. С. 36—40.
4. **Копотилов В. И.** Сила тяги и механизм ее образования // Автомобильная промышленность. 2015. № 7. С. 4—9.
5. **Копотилов В. И.** Роль внутренних сил при движении механических систем: Учеб. пос. Тюмень: ТВВИКУ, 2016. 102 с.

УДК 621.891

И. А. МЕДЕЛЯЕВ, д-р техн. наук (Военная академия РВСН им. Петра Великого, г. Балашиха),
e-mail: medd_ia@mail.ru

Причины деформаций и изнашивания в трибосопряжениях машин и механизмов и пути их снижения

Рассмотрены процессы деформации и изнашивания в зоне контакта узлов трения, снижающие сроки их эксплуатации. Показано, что работоспособность трибосопряжений определяется совокупностью взаимосвязанных параметров их взаимодействия.

Ключевые слова: трибосопряжение, смазочный материал, изнашивание, деформация, адгезия, температура, наследственность, схватывание.

The processes of deformation and wear in the contact zone of the friction units, which reduce the period of their operation, are considered. It is shown, that the working capacity of tribocouplings is determined by a set of interrelated parameters of their interaction.

Keywords: tribocoupling, lubricant, wear, deformation, adhesion, temperature, heredity, grasping.

При исследовании процессов в зоне контакта трибосопряжения необходимо учитывать строение поверхностных слоев, их свойства, свойства сопряженных материалов и используемого смазочного материала, а также энергетические факторы процессов взаимодействия в сопряжении [1—3].

Работа трения A расходуется на изменение внутренней энергии $\Delta E = \Delta Ee + \Delta Ev$ (ΔEe — энергия, расходуемая на изменение структуры материала в результате деформирования; ΔEv — энергия, расходуемая на нагревание) и теплоту Q, переходящую в окружающую среду и, в частности, в смазочный материал: $A = \Delta E + Q$.

Изменение внутренней энергии обусловливает изменение структурно-энергетического состояния поверхностных слоев сопряженных материалов, способствует локализации в них пластической деформации, смятию неровностей, что повышает энергию в поверхностных слоях и их физико-химическую активность.

В данном случае деформация является следствием сопротивления твердого тела воздействию внешних сил и изменяет микрогеометрию сопрягаемых поверхностей, площадь фактического контакта, структуры и свойства материалов сопряжения, коэффициент трения.

Отличительной особенностью деформации в результате трения является одновременное воздействие нормальных и тангенциальных сил, которые вызывают упругопластические деформации микрообъемов материалов сопряжения. Тангенциальная сила трения сдвигает поля напряжений в зоне контакта в тангенциальном направлении. Структура поверхностного слоя приобретает ориентацию — происходит необратимая деформация внутри зерен и по их границам в направлении тангенциальных сил трения, где действуют наибольшие сдвигающие напряжения. Это распространяется и на слои, располагающиеся глубже от контактной поверхности.

Если в паре трения тела имеют разную твердость, то микровыступы поверхности более твердого тела внедряются в материал с меньшей твердостью, сминая выступы и изменяя микрогеометрию поверхности. При этом сначала происходит упругая деформация, а затем, при превышении предельной нагрузки, — пластическая. При дальнейшем смещении сопряженных поверхностей относительно друг друга будут взаимодействовать другие еще недеформированные выступы поверхностей, определяющие шероховатости поверхностей пары трения, а при дальнейшем приложении нагрузки вновь будет наблюдаться преимущественно пластическая деформация.

Согласно молекулярно-механической теории процесс трения обусловлен преодолением сил молекулярного взаимодействия между контактирующими поверхностями и формоизменением рельефа поверхностей контактирующих тел в результате упругих и пластических деформаций в поверхностных слоях. Сдвиговые деформации сосредоточены в тончайших поверхностных слоях, которые имеют меньшую прочность на сдвиг, чем основной материал (правило положительного градиента сдвигового сопротивления).

В паре сопряжения при смешанном смазывании в зависимости от режимов нагружения могут происходить три вида взаимодействия: сухое трение (без смазочного материала); граничное смазывание; гидродинамическое смазывание.

Процессы, происходящие в трибосопряжении, наиболее полно отражает процесс при смешанном смазывании, который является неустойчивым и при повышении нагрузки переходит в трение при граничном смазывании.

Анализ известных теорий граничного смазывания показал следующее [1]:

1) при трении в условиях граничного смазывания реализуются:

триада И. В. Крагельского: взаимодействие поверхностей с учетом влияния среды; изменение поверхностных слоев в результате взаимодействия с учетом влияния окружающей среды; изнашивание поверхностей в результате данных взаимодействий и изменений;

триада А. В. Чичинадзе (дополняющая теорию И. В. Крагельского и регламентирующая показатели процессов трения и изнашивания): свойства материалов пары трения и окружающей среды; микро- и макрогеометрии контактирующих тел и коэффициент взаимного перекрытия; режим трения (нагрузка и скорость скольжения, начальная, объемная и поверхностная температуры и градиенты температур от поверхности в глубину материала);

2) активно участвует не только адсорбционный слой, но и тончайшие поверхностные слои тел трения, свойства которых изменяются под действием активных компонентов смазочного материала (эффект П. А. Ребиндера);

3) образуются граничные слои, которые могут быть результатом не только адсорбции поверхностно-активных веществ компонентов смазочного материала или их химических реакций, но и механохимических процессов в зоне трения;

4) граничные слои обладают анизотропией механических свойств, которые способны не разрушаясь выдерживать большие нормальные нагрузки; при относительно невысоких тангенциальных силах в граничных слоях происходит сдвиг по плоскостям наилучшего скольжения (работы А. С. Ахматова, Б. В. Дерягина);

5) создаются условия, при которых процесс трения, определяемый взаимодействием смазочного слоя с твердым телом и молекулярно-механическими свойствами этого слоя, обусловливают триаду И. В. Крагельского, триаду А. В. Чичинадзе и эффект П. А. Ребиндера;

6) смазочный материал (независимо от вязкости) снижает силы трения и изнашивания в результате взаимодействий поверхностно-активных веществ (ПАВ) и химически активных компонентов с металлом (работы А. С. Ахматова, Б. В. Дерягина, Г. В. Виноградова, П. А. Ребиндера, В. И. Лихтмана, Е. Д. Щукина, Б. И. Костецкого, И. А. Буяновского, Г. И. Фукса).

Входящие в смазочный материал ПАВ снижают свободную поверхностную энергию в результате адсорбции и изменяют механические свойства материала, коэффициент трения и интенсивность изнашивания при трении [2].

Твердые тела пары трения и смазочный материал испытывают динамические воздействия, приводящие к упругопластическим деформациям, выделению теплоты, нарушению равновесия между процессом разрушения и процессом восстановления смазочной пленки на поверхностях трения, что вызывает повреждения поверхностей пары трения.

Выделяемая теплота нарушает термоупругую стабильность контакта [4]. Неравномерное нагревание по толщине материалов сопряженных тел в результате разницы их теплофизических свойств обусловливает тепловые деформации. Контакт происходит по отдельным вершинам неровностей, которые образовались в результате выпучивания отдельных участков на контактирующих поверхностях, которых не было в исходном (приработанном) состоянии. Кроме того, имеют место неодинаковые температурные поля, что вызывает перераспределение тепловой энергии. Это приводит к термоупругим перемещениям участков поверхностей контакта, перераспределению контактных напряжений, изменению структур материала поверхностных слоев.

В случае разных материалов трения (например, бронза и сталь) термические возмущения, включая флуктуации давления и температуры, перемещаются вдоль поверхности взаимодействия со скоростью, отличной от скоростей его распространения вдоль поверхностей каждого из материалов в отдельности. Значительная разница в теплопроводности этих материалов ведет к возмущению, сконцентрированному в теле с большей теплопроводностью. В поверхностный слой этого тела направляется основная часть теплоты. Увеличение разницы температур двух материалов пары трения увеличивает относительную кривизну двух поверхностей и уменьшает зону контакта. Возникает ситуация, когда одна из сопряженных поверхностей проводит минимальное количество теплоты, что уменьшает термоупругую деформацию поверхности с большей проводимостью и повышает предельные удельную нагрузку и скорость скольжения.

Сгенерированная тепловая энергия приводит к термическому нагружению трибологической системы, включающую в себя два металла и смазочный материал, которое по-разному влияет на работу и ресурс составляющих пары трения. Тепловая нагрузка (повышение температур) по-разному проявляется в сопряжении, это зависит от формы и закона распределения фактической площади контакта. В зависимости от распределения источников теплоты на контактных поверхностях возникают тем-

ературные поля, определяющие тепловую нагрузку на смазочный материал. Смазочная пленка, разделяющая металлические поверхности, снижает неравномерность распределения тепловых потоков между ними и создает флуктуацию температур на их поверхностях.

Для каждого смазочного материала есть предельная температура, при которой плавное скольжение составляющих пары трения переходит в прерывистое движение, при этом резко возрастают коэффициент трения и изнашивания сопряженных деталей, происходит срыв смазочной пленки с поверхностей трения, возникает схватывание.

Анализ зависимостей коэффициента трения от нагрузки, скорости скольжения, температуры, показателей физико-механических свойств контактирующих металлов и смазочного материала показал следующее. Схватывание сопровождается повышенным изнашиванием, что происходит при превышении предельной нагрузки $p_{пр}$ и постоянной скорости v скольжения или при превышении предельной скорости $v_{пр}$ скольжения и постоянной нагрузке p. При этом обязательным условием для схватывания поверхностей трения является разрушение смазочной пленки, которое может возникнуть при высокой температуре, упругой деформации поверхностных слоев, значительной пластической деформации, а также при одновременном наличии этих факторов.

Этапы процесса схватывания [5]: 1) сближение атомов контактирующих металлов в результате пластической деформации; 2) разрушение смазочной пленки и образование активных центров на поверхности более твердого металла; 3) полное схватывание.

Изменения фрикционного тепловыделения при высоких нагрузках и постоянной скорости скольжения то снижают, то увеличивают распределенную нагрузку. Это приводит к возникновению пятен контакта на новых участках. При циклическом нагружении поверхность трения подвергается периодическим деформациям, поэтому она может выдерживать более высокие нагрузки, которые на 30÷40 % превышают предельные. При этом поверхность трения приобретает технологическую наследственность — "память" на нагрузку, скорость скольжения, смазку и ее температуру [6].

Способ регулирования фрикционного тепловыделения зависит от типа смазочного материала [1, 2]. К способам, обеспечивающим условие динамического равновесия между процессами образования и разрушения смазочных пленок на поверхностях трения, относятся: цикличное изменение температур в области высоких нагрузок, цикличное нагружение при высоких нагрузках, цикличное изменение смазочного материала, изменение коэффициента взаимного перекрытия пары трения.

Коэффициент $K_{вз}$ взаимного перекрытия пары трения влияет на условия теплопередачи в трибосопряжении и определяет среднюю температуру поверхности трения, объемную температуру и температурный градиент по нормали к поверхности трения. С уменьшением $K_{вз}$ снижается коэффициент трения.

На процессы трения и изнашивания влияют:

адгезионное изнашивание, возникающее в начале работы пары трения (пуск) и при высоких температурах и нагрузках;

трибомутация, обусловленная взаимодействием материалов пары трения и изменением их свойств вследствие контактного взаимодействия и изнашивания, что связано с внедрением молекул смазочного материала в поверхностный слой металла [7].

Важно до нагружения на поверхностях трения создать смазочную пленку. При повышении температуры активизируются физико-химические процессы, диффузии дефектов кристаллической структуры материалов пары трения, снижается вязкость смазочного материала, повышается адгезия смазочных пленок на поверхностях трения. Этому способствует теплота, выделяемая в результате фрикционного взаимодействия, а также можно применять предварительное нагревание смазочного материала до 60÷80 °С.

Значительное влияние на деформацию поверхностных слоев в трибосопряжении оказывают полярные молекулы смазочного материала, взаимодействующие с материалом поверхностного слоя твердого тела, которые в результате адсорбции снижают их прочность (эффект П. А. Ребиндера). Это объясняется снижением работы, необходимой для образования новой поверхности при деформировании твердого тела, так как ПАВ снижает его свободную поверхностную энергию. Атомы, молекулы или ионы ПАВ способствуют образованию разрывов и перестройки межатомных связей в поверхностном слое твердого тела.

Для предотвращения срыва смазочной пленки с поверхностей контакта используют обкатку — механическое нагружение пары трения при высокой температуре смазки вначале обкатки для создания смазочной пленки [1—3, 9]. Возникающие при этом химические взаимодействия между металлом и смазочным материалом зависят от распределенной нагрузки p в пятне контакта, скорости скольжения $v_с$ и энергетического состояния контактных поверхностей.

Наибольший эффект наблюдается при обкатке на двух режимах: постоянная скорость скольжения при увеличении нагрузки с регулированием фрикционного тепловыделения циклическим нагружением; режим пуска.

Исследования по влиянию режимов пуска на трение и изнашивание трибосопряжений при смешанном смазывании показали:

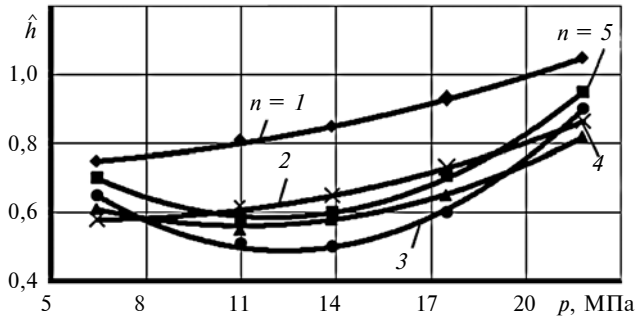


Рис. 1. Зависимости скорости $\hat{h}$ изнашивания бронзы БрОСН 10-2-3 (Rz = 0,16 мкм) в трибосопряжении со сталью Х12Ф1 (Rz = 0,08 мкм) при смазочном материале АМГ-10 от распределенной нагрузки p и числа n пусков при $v_с$ = 2 м/с, $K_{вз}$ = 0,035 и нормальной температуре

коэффициент трения и изнашивание в режиме пуска значительно выше, чем при нормальном режиме трения;

скорость изнашивания пары трения с ростом числа n пусков сначала снижается, а затем возрастает при дальнейшем увеличении (рис. 1);

приработка пары трения в режиме пуска происходит быстрее, чем при нормальном режиме трения;

наиболее нагруженный режим пуска повышает вероятность схватывания;

повторное нагружение снижает коэффициент трения: при смешанном и граничном трении вследствие увеличения фактической площади контакта, при жидкостном трении вследствие изменения свойств смазочного материала.

Разрушения смазочной пленки и поверхностей трения повышают абразивные частицы (продукты изнашивания, механические примеси).

В результате силового воздействия абразивная частица внедряется в поверхностный слой детали. Сначала происходит деформация металла с образованием валика, который в результате дальнейшего силового воздействия срезается абразивной частицей, частица износа отделяется. Внедрение абразивной частицы в металл приводит к возникновению механической диссипативной динамической системы, в которой полная энергия непрерывно уменьшается, или происходит ее рассеяние в результате перехода в химическую или тепловую энергии.

В деформируемых поверхностных слоях генерируются дефекты (дислокации, точечные, двойники, дисклинации и др.), образуются новые фазы, происходят мартенситные превращения и другие процессы.

Исследователи процессов трения П. А. Ребиндер и Г. И. Епифанов отмечают следующие основные факторы абразивного изнашивания:

упругие и пластические деформации микронеровностей и пластическое течение в поверхностных слоях, приводящие к пластическому изнашиванию;

повторные микропластические деформации при периодических повторных взаимодействиях микронеровностей;

изменение механических и физических свойств поверхностных слоев металла вследствие глубокой пластической деформации.

Данное представление об абразивном изнашивании металлов не учитывает энергетическое состояние поверхности, обусловленное поверхностной энергией, энергией тепловой флуктуации и внутренней энергией [8]. Поэтому была предложена модель абразивного изнашивания (рис. 2), при разработке которой принято следующее: в основе лежит подход И. В. Крагельского о трех стадиях изнашивания; рассматривается фактическая площадь контакта; срез материала происходит при однократном взаимодействии абразивной частицы.

При внедрении абразивной частицы происходят: микропластическая деформация, изменения механических и физических свойств в поверхностном слое (рис. 2, *а*). При перемещении абразивной частицы в поверхностном слое металла происходит дислокационное пластическое течение, зарождение и увеличение микротрещины, пластическая деформация, зарождение и увеличение макротрещины, отрыв частицы от поверхностного слоя (рис. 2, *б*). При отделении частицы металла происходит макропластическая деформация, образуется валик из деформированного металла, часть которого среза-

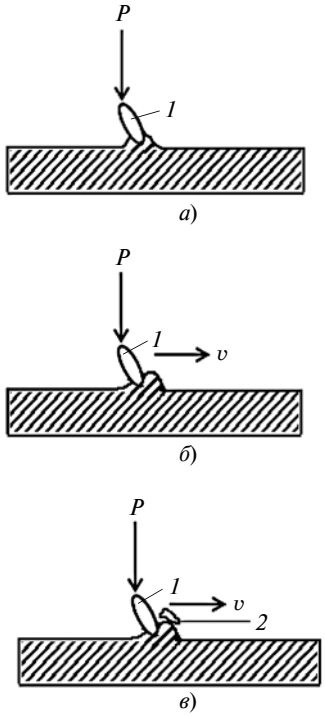


Рис. 2. Этапы разрушения поверхности детали при воздействии абразивной частицы:

а, *б* — внедрение и перемещение абразивной частицы; *в* — отделение частицы износа; *1* — абразивная частица; *2* — частица износа

ется, что изменяет механические и физические свойства поверхностного слоя (рис. 2, *в*).

Таким образом, процессы разрушения и пластической деформации взаимосвязаны. В общем случае пластическая деформация способствует зарождению микротрещин и образованию частицы износа.

Абразивное изнашивание обусловлено многократными деформациями поверхностного слоя абразивными частицами. Интенсивность изнашивания трибосопряжения зависит от твердости материалов сопряженных деталей и абразивных частиц.

Основные факторы процесса разрушения в трибосопряжении:

локализация пластической деформации в поверхностном слое;

изменение структуры и энергетического состояния поверхностного слоя;

преобразование упругой энергии в теплоту;

изменение напряженного состояния поверхностного слоя;

повышение температуры и изменение градиентов температур;

теплопроводность контактирующих материалов;

условия теплоотдачи.

Изнашивание узлов с парами трения повышается при попадании в них механических примесей, при наличии в смазочном материале металлической стружки, окалины, продуктов изнашивания и коррозии, при попадании пыли в результате нарушения герметичности. На изнашивание деталей оказывает влияние не только количество механических примесей, а и размеры их частиц. Так, заклинивание и наибольшее изнашивание золотниковых распределителей наблюдается при размере частиц механических примесей 7÷10 мкм, в шестеренных насосах нарушается герметичность клапанов при размере частиц загрязнений 10÷25 мкм.

Основные причины попадания загрязнений в рабочую жидкость:

несоблюдение правил транспортировки рабочей жидкости и заправки гидросистемы;

некачественная фильтрация рабочей жидкости в гидравлической системе;

загрязнение металлической пылью и частицами притирочных паст гидроагрегатов и гидросистемы при производстве и ремонте.

Работа гидросистемы значительно зависит от состояния фильтрующих элементов. Первая очистка фильтров или их замена выполняется после обкатки. Из-за несвоевременной очистки фильтрующих элементов гидросистемы загрязняющие вещества попадают в узлы с трибосопряжениями и ускоряют абразивное изнашивание.

Таким образом, работоспособность узлов трения зависит от множества факторов, основными из которых являются: конструкция узла трения, от которого зависит распределение нагрузок, режим смазывания и подвод смазочного материала к поверхностям трения; состояние смазочного материала; режим нагружения; материалы деталей узла трения; качество сопрягаемых поверхностей; технологический режим обкатки узла трения; регулирование фрикционного тепловыделения.

Оптимизация нагрузочно-скоростных параметров при приработке и дальнейшей эксплуатации узлов с трибосопряжениями, правильное использование смазочного материала и своевременный контроль его состояния позволяют повысить их нагрузочную способность на 30÷40 %, исключить схватывание и снизить интенсивность изнашивания на 25÷30 %, значительно повысить ресурс изделия [9, 10].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю.** Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 462 с.
2. **Приходько В. М., Меделяев И. А., Фатюхин Д. С.** Формирование эксплуатационных свойств деталей машин ультразвуковыми методами. М.: МАДИ, 2015. 264 с.
3. **Меделяев И. А., Волобуев А. В., Безовский А. В.** Обеспечение работоспособности деталей машин. М.: Авторская Мастерская, 2017. 157 с.
4. **Меделяев И. А.** Явление термоупругой нестабильности контакта при смешанном смазывании в узлах трения агрегатов транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 5. С. 34—39.
5. **Меделяев И. А.** Схватывание в узлах трения транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 10. С. 28—33.
6. **Меделяев И. А.** Технологическая наследственность в узлах трения транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 12. С. 43—45.
7. **Меделяев И. А.** Трибомутация при смешанном смазывании в узлах трения транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 43—48.
8. **Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю., Сорокин Г. М.** Физическая природа разрушения материалов при абразивном изнашивании // Трение и износ. 2004. Т. 25, № 2. С. 148—154.
9. **Меделяев И. А.** Управление работоспособностью узлов трения транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 6. С. 28—41.
10. **Меделяев И. А.** Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения // Вестник машиностроения. 2008. № 11. С. 37—42.

УДК 536.2

И. В. ЛАВРОВ, канд. физ.-мат. наук, В. В. БАРДУШКИН, д-р физ.-мат. наук (МИЭТ),
А. П. СЫЧЕВ, канд. физ.-мат. наук (ЮНЦ РАН, РГУПС, г. Ростов-на-Дону),
В. Б. ЯКОВЛЕВ, д-р физ.-мат. наук, А. А. КОЧЕТЫГОВ (МИЭТ), e-mail: iglavr@mail.ru

Прогнозирование эффективной теплопроводности трибокомпозитов с антифрикционными включениями в оболочке[1]

На основе обобщенного приближения эффективного поля получены расчетные выражения эффективной теплопроводности трехкомпонентного трибокомпозита с финилоновой матрицей и армирующими сферическими включениями из алюмоборосиликатного стекла и с антифрикционными неоднородными включениями в виде сферических капсул с глицерином в каптоновой оболочке. Исследованы зависимости эффективной теплопроводности от объемных долей включений и отношения внутреннего и внешнего радиусов антифрикционных включений.

Ключевые слова: трехкомпонентный композит, трибокомпозит, обобщенное приближение, эффективное поле, антифрикционные и армирующие включения, эффективная теплопроводность, прогнозирование.

On the basis of the generalized effective field approximation, calculated expressions for the effective thermal conductivity of a three-component tribocomposite with a finylon matrix and reinforcing spherical inclusions from aluminoborosilicate glass and with antifriction inhomogeneous inclusions in the form of spherical capsules with glycerin in a kapton shell were obtained. The dependences of the effective thermal conductivity on the volume fractions of inclusions and the ratio of the internal and external radii of antifriction inclusions are studied.

Keywords: three-component composite, tribocomposite, generalized approximation, effective field, antifriction and reinforcing inclusions, effective thermal conductivity, forecasting.

В настоящее время активно разрабатываются антифрикционные самосмазывающиеся композитные покрытия (лаки), в состав которых входят сферические капсулы со смазочным материалом. Передовая технология с микрокапсулами, "утопленными" в поверхность покрытия, применяется, например, при производстве антифрикционных лаков фирмы ВЕСНЕМ (Германия). Вещество из микрокапсул выдавливается только при нагрузке на трущиеся поверхности и образует на них высокоэффективную смазывающую пленку.

Однако неравномерный нагрев поверхностных и объемных слоев трибокомпозитов при трении существенно изменяет их физико-механические свойства, при этом могут значительно ухудшаться их трибологические характеристики [1]. Поэтому наряду с механическими свойствами большое значение имеют теплофизические, в том числе и теплопроводящие характеристики трибокомпозитов. В частности, актуальным является исследование влияния качественных особенностей и количественных характеристик структуры трибокомпозитов на их эффективную теплопроводность.

К качественным особенностям самосмазывающихся трибокомпозитов относится то, что микрокапсулы со смазкой являются неоднородными включениями, состоящими из твердой оболочки и жидкого ядра. Подавляющее большинство методов расчета эффективных теплопроводящих характеристик неоднородных сред, обзоры которых даны, например, в работах [2, 3], разработаны для материалов, состоящих из однородных зерен.

В настоящей работе для прогнозирования эффективной теплопроводности композита с включениями в оболочке было использовано обобщенное приближение эффективного поля (ОПЭП) [4] — подход, первоначально разработанный авторами для расчета эффективных диэлектрических характеристик. Поскольку в стационарном случае распределение температурного поля в среде описывается теми же уравнениями, что и распределение стационарного электрического поля, то методы и подходы, разработанные для расчета эффективных диэлектрических и электропроводящих характеристик, могут быть применены и для вычисления эффективной теплопроводности неоднородных сред. В настоящей работе на основе ОПЭП моделируются эффективные теплопроводящие характеристики матричного трибокомпозита с двумя видами включений сферической формы: неоднородными антифрикционными (в виде капсул, заполненных жидкой смазкой) и стеклянными армирующими.

Рассмотрим образец статистически однородного композиционного материала объемом V, к границе S которого приложено постоянное температурное поле с напряженностью $\mathbf{H}_0$. Композит считается состоящим из однородной матрицы с погруженными в нее неоднородными включениями n видов. Включения каждого вида представляют собой однородные шары (ядра) в однородных оболочках,

[1] Работа выполнена при поддержке РФФИ, гранты 16-08-00262-а, 17-08-01374-а.

внешние и внутренние границы которых — сферы. При этом некоторые виды включений могут быть однородными, т. е. без оболочки. Будем считать, что включения каждого из видов случайным образом распределены по объему образца. Все компоненты, составляющие данный композит, считаются изотропными с точки зрения теплопроводящих характеристик. Теплопроводность матрицы обозначим $k^{(m)}$, теплопроводности оболочки и ядра включения i-го вида соответственно $k_1^{(i)}$ и $k_2^{(i)}$ ($i = 1, ..., n$). Также будем считать, что внутренние источники тепла в материале отсутствуют.

В данных условиях в образце установятся некоторое постоянное температурное поле $u(\mathbf{r})$ с напряженностью $\mathbf{H}(\mathbf{r}) = -\nabla u(\mathbf{r})$ и постоянное распределение тепловых потоков. Локально векторы плотности тепловых потоков $\mathbf{q}(\mathbf{r})$ связаны с напряженностью установившегося температурного поля материальным уравнением (закон Фурье)

$$\mathbf{q}(\mathbf{r}) = k(\mathbf{r})\mathbf{H}(\mathbf{r}),$$

где $k(\mathbf{r})$ — теплопроводность данного неоднородного материала, являющаяся случайной кусочно-постоянной функцией координат:

$$k(\mathbf{r}) = \begin{cases} k^{(m)}, \ \mathbf{r} \in \widetilde{V}^{(m)}; \\ k_1^{(i)}, \ \mathbf{r} \in \widetilde{V}_1^{(i)}, \ i = 1, ..., n; \\ k_2^{(i)}, \ \mathbf{r} \in \widetilde{V}_2^{(i)}, \ i = 1, ..., n. \end{cases}$$

Здесь $\widetilde{V}^{(m)}$ — объем матрицы; $\widetilde{V}_1^{(i)}$ — суммарный объем, занимаемый всеми оболочками включений i-го вида; $\widetilde{V}_2^{(i)}$ — суммарный объем, занимаемый всеми ядрами включений i-го вида.

Тензор $\mathbf{k}^*$ эффективной теплопроводности данного образца композита определяется как оператор, связывающий средние по объему образца векторы плотности теплового потока $\mathbf{q}$ и напряженности $\mathbf{H}$ температурного поля:

$$\langle \mathbf{q} \rangle = \mathbf{k}^* \langle \mathbf{H} \rangle.$$

Для вычисления $\mathbf{k}^*$ рассматривается краевая задача для скалярного поля $u(\mathbf{r})$ в данном образце:

$$\begin{cases} \nabla k(\mathbf{r}) \nabla u(\mathbf{r}) = 0, \ \mathbf{r} \in V; \\ u|_S = -(\mathbf{H}_0 \mathbf{r}). \end{cases} \quad (1)$$

Также рассматривается аналогичная задача для однородного тела сравнения с такими же размерами и формой, что и образец неоднородной среды [5, 6] (величины, относящиеся к телу сравнения, отмечены индексом "c"):

$$\begin{cases} \nabla k^{(c)} \nabla u^{(c)}(\mathbf{r}) = 0, \ \mathbf{r} \in V; \\ u^{(c)}|_S = -(\mathbf{H}_0 \mathbf{r}). \end{cases} \quad (2)$$

Введем обозначения для разностей между величинами, относящимися к задачам (1) и (2):

$$u'(\mathbf{r}) = u(\mathbf{r}) - u^{(c)}(\mathbf{r});$$

$$k'(\mathbf{r}) = k(\mathbf{r}) - k^{(c)}.$$

После вычитания уравнений (2) из уравнений (1) получим краевую задачу:

$$\begin{cases} \nabla k^{(c)} \nabla u'(\mathbf{r}) = -\nabla k'(\mathbf{r}) \nabla u(\mathbf{r}), \ \mathbf{r} \in V; \\ u'|_S = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Введем в задачу (3) функцию Грина $G(\mathbf{r}, \mathbf{r}_1)$, удовлетворяющую приведенным ниже условиям, т. е. дифференциальному уравнению и граничному условию:

$$\nabla k^{(c)} \nabla G(\mathbf{r}, \mathbf{r}_1) = -\delta(\mathbf{r} - \mathbf{r}_1);$$

$$G(\mathbf{r}, \mathbf{r}_1)|_{\mathbf{r}_1 \in S} = 0.$$

Решение задачи (3) при $V \to \infty$ можно записать в виде [5, 6]:

$$u'(\mathbf{r}) = \int_V G(\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}) \nabla k'(\mathbf{r}_1) \nabla u(\mathbf{r}_1) \mathrm{d}\mathbf{r}_1. \quad (4)$$

Преобразовав равенство (4), получим выражение для локальной напряженности поля:

$$\mathbf{H}(\mathbf{r}) = \mathbf{H}^{(c)} + \mathbf{Q}(\mathbf{r})(k(\mathbf{r}) - k^{(c)})\mathbf{H}(\mathbf{r}). \quad (5)$$

Здесь $\mathbf{Q}(\mathbf{r})$ — интегральный оператор, действие которого определяется формулой

$$\mathbf{Q}(\mathbf{r})\mathbf{f}(\mathbf{r}) = \int \nabla^1 \otimes \nabla^1 G(\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}) \mathbf{f}(\mathbf{r}_1) \mathrm{d}\mathbf{r}_1,$$

где $\nabla^1 \otimes \nabla^1 G(\mathbf{r}_1 - \mathbf{r})$ — тензор вторых производных функции Грина (индекс 1 у оператора Гамильтона означает дифференцирование по $\mathbf{r}_1$).

Поскольку матрицу можно разбить на отдельные однородные зерна, то весь образец композита считаем состоящим из конечного числа $n + 1$ видов включений. Полное число включений в образце с учетом зерен, на которые разбивается матрица, обозначим N. Пусть текущая точка $\mathbf{r}$ лежит внутри j-го включения. Разложим оператор $\mathbf{Q}(\mathbf{r})$ на внешнюю и внутреннюю составляющие по отношению к j-му включению:

$$\mathbf{Q}(\mathbf{r}) = \mathbf{Q}_j^{\mathrm{ext}}(\mathbf{r}) + \mathbf{Q}_j^{\mathrm{int}}(\mathbf{r}).$$

Тогда равенство (5) примет вид:

$$\mathbf{H}(\mathbf{r}) = \mathbf{H}^{(c)} + \mathbf{Q}_j^{\mathrm{ext}}(\mathbf{r})(k(\mathbf{r}) - k^{(c)})\mathbf{H}(\mathbf{r}) + \\ + \mathbf{Q}_j^{\mathrm{int}}(\mathbf{r})(k(\mathbf{r}) - k^{(c)})\mathbf{H}(\mathbf{r}), \ \mathbf{r} \in V_j, \quad (6)$$

где V_j — объем j-го включения.

Первые два члена в правой части равенства (6) можно назвать напряженностью эффективного поля в данной точке включения j-го вида, которое формируется в результате приложения к образцу композита внешнего поля и наличия других включений:

$$\mathbf{H}_j^{\text{eff}}(\mathbf{r}) = \mathbf{H}^{(c)} + \mathbf{Q}_j^{\text{ext}}(\mathbf{r})(k(\mathbf{r}) - k^{(c)})\mathbf{H}(\mathbf{r}),\ \mathbf{r} \in V_j.$$

Предположим, что в силу статистической однородности материала и малости каждого включения в сравнении со всем образцом среднее эффективное поле в каждом включении и среднее эффективное поле в образце примерно равны:

$$\langle \mathbf{H}^{\text{eff}} \rangle_{V_k} \approx \langle \mathbf{H}^{\text{eff}} \rangle, \qquad (7)$$

а включения и частицы матрицы имеют сферическую форму.

После вычисления на основании равенства (6) средних напряженностей температурного поля в оболочке и ядре j-го включения, а также ряда преобразований, учитывающих предположение (7), для эффективной теплопроводности данного образца композита (она в данных условиях будет, очевидно, скалярной) получим выражение [4]

$$k^* = \left[\frac{(1-f)k^{(m)}}{2k^{(c)} + k^{(m)}} + f\langle k_1(2k_1 + k_2 + 2v(k_2 - k_1))\lambda_{20}\rangle\right] \times$$

$$\times \left[\frac{(1-f)}{2k^{(c)} + k^{(m)}} + f\langle (2k_1 + k_2 - v(k_2 - k_1))\lambda_{20}\rangle\right]^{-1}, \qquad (8)$$

где $\lambda_{20} = [(2k^{(c)}+k_1)(2k_1+k_2)+2v(k_1-k^{(c)})(k_2-k_1)]^{-1}$; f — полная объемная доля включений всех видов, погруженных в матрицу; v — доля ядра в объеме конкретного включения.

Угловые скобки в формуле (8) означают усреднение по всем включениям образца, погруженным в матрицу. С учетом группирования включений по видам формулу (8) можно представить в виде:

$$k^* = \left[\frac{(1-f)k^{(m)}}{2k^{(c)} + k^{(m)}} + \sum_{i=1}^{n} f^{(i)} k_1^{(i)} \times\right.$$

$$\left.\times\ (2k_1^{(i)} + k_2^{(i)} + 2v^{(i)}(k_2^{(i)} - k_1^{(i)}))\lambda_{20}^{(i)}\right] \times$$

$$\times \left[\frac{(1-f)}{2k^{(c)} + k^{(m)}} + \sum_{i=1}^{n} f^{(i)} \times\right.$$

$$\left.\times\ (2k_1^{(i)} + k_2^{(i)} - v^{(i)}(k_2^{(i)} - k_1^{(i)}))\lambda_{20}^{(i)}\right]^{-1}, \qquad (9)$$

где $\lambda_{20}^{(i)} = [(2k^{(c)} + k_1^{(i)})(2k_1^{(i)} + k_2^{(i)}) + 2v^{(i)}(k_1^{(i)} - k^{(c)}) \times \times (k_2^{(i)} - k_1^{(i)})]^{-1}$; $f^{(i)}$ — объемная доля включений i-го вида, погруженных в матрицу; $v^{(i)}$ — доля ядра в объеме включения i-го вида.

Выбор значения для параметра $k^{(c)}$ среды сравнения обусловлен качественной структурой композита и ее количественными характеристиками. Например, при небольшой полной объемной доле включений ($f \leqslant 0{,}3$) целесообразно взять $k^{(c)} = k^{(m)}$, в этом случае из выражения (9) получим аналог приближения Максвелла — Гарнетта, применяющегося для расчета эффективных диэлектрических характеристик матричных композитов [7, 8]. При более высокой объемной доле включений и условии, что взаимное расположение компонентов в объеме образца имеет вид статистической смеси, целесообразно использовать идею самосогласования, т. е. принять $k^{(c)} = k^*$. В этом случае формулы (8) и (9) принимают форму уравнений, которые можно решить, например, методом простых итераций.

Далее рассмотрим трибокомпозит матричного типа с двумя видами включений: матрица — фенилон С2; включения первого вида (антифрикционный компонент) — неоднородные с оболочкой из каптона марки DuPont Kapton®HN, внутри которой глицериновое ядро; включения второго вида (армирующий компонент) — однородные сферические из алюмоборосиликатного стекла. Коэффициенты теплопроводности компонентов, Вт/(м · К): матрицы — $k^{(m)} \approx 0{,}256$; каптона — $k_1^{(1)} \approx 0{,}12$; глицерина — $k_2^{(1)} \approx 0{,}288$; стекла — $k^{(2)} \approx 1{,}3$ [9—11]. Отметим, что отсутствие оболочки у включений второго вида можно элементарно учесть, если принять объемную долю ядер для этого вида включений $v^{(2)} = 1$.

На основе выражения (9) было проведено численное моделирование с целью прогнозирования эффективных теплопроводящих характеристик трибокомпозита указанного типа при разных объемных долях входящих в его состав компонентов, а также при различных отношениях радиусов ядра и внешней границы оболочки антифрикционных включений (безразмерный параметр r/R). Результаты моделирования представлены на рис. 1—4.

На рис. 1 приведены зависимости эффективной теплопроводности k^* трибокомпозита от параметра r/R при разных объемных долях $f^{(1)}$ антифрикционных включений и отсутствии армирующих стеклянных включений. Графики зависимостей пересекаются в одной точке, соответствующей отношению $r/R \approx 0{,}9516$, что свидетельствует о независимости эффективной теплопроводности k^* композита от объемной доли антифрикционных включений при данном отношении радиусов. При этом само зна-

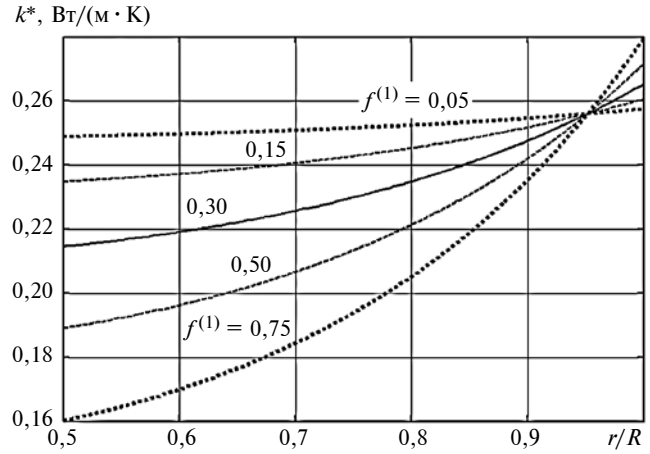


Рис. 1

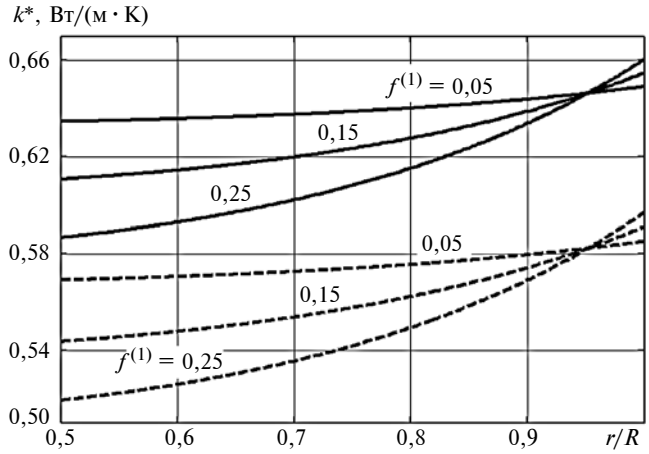


Рис. 2

чение k^* совпадает со значением $k^{(m)}$ теплопроводности матрицы, как при отсутствии включений. Такой результат можно объяснить с помощью понятия нейтрального включения [12], которое, будучи помещенным в матрицу с однородным полем, не вызывает снаружи возмущения этого поля. Условие, при котором возмущенное сферической частицей с оболочкой поле равно нулю, имеет вид:

$$\left(\frac{r}{R}\right)^3 = \frac{(k^{(m)} - k_1^{(1)})(2k_1^{(1)} + k_2^{(1)})}{(k_2^{(1)} - k_1^{(1)})(2k_1^{(1)} + k^{(m)})}. \qquad (10)$$

Существенным для выполнения условия (10) является то, что теплопроводность оболочки должна быть либо выше теплопроводностей матрицы и ядра одновременно, либо ниже их также одновременно. Для данного композита реализуется второй вариант условий. Расчет по формуле (10) для данных материалов дает значение $r/R \approx 0{,}9516$, т. е. пересечение всех кривых на рис. 1 в одной точке объясняется именно нейтральностью включений при данном отношении r/R.

Отметим также, что выбор параметра $k^{(c)}$ среды сравнения при отсутствии стеклянных включений мало влияет на значения эффективной теплопроводности композита.

На рис. 2 приведены зависимости эффективной теплопроводности k^* трибокомпозита от параметра r/R при разных объемных долях $f^{(1)}$ антифрикционных включений и наличии стеклянных включений с объемной долей $f^{(2)} = 0{,}5$. Сплошные кривые соответствуют самосогласованному решению, штриховые — ОПЭП при $k^{(c)} = 1{,}2k^{(m)}$.

Проведенные исследования показали, что результат существенным образом зависит от выбора значения $k^{(c)}$. В частности, значение k^*, полученное методом самосогласования, заметно выше аналогичного значения, полученного при $k^{(c)} = 1{,}2k^{(m)}$ (см. рис. 2). Выбор параметра $k^{(c)} = \alpha k^{(m)}$ при некотором α, как показали сеточные расчеты, оправдан при строгой матричной структуре композита, т. е. когда включения контактируют только с матрицей. Оптимальный выбор α зависит от объемной доли и отношения теплопроводности включений к теплопроводности матрицы. При этом все кривые при разных объемных долях антифрикционных включений, относящиеся к одному типу приближения, также пересекаются в одной точке, соответствующей $r/R \approx 0{,}9516$.

На рис. 3 приведены зависимости эффективной теплопроводности k^* трибокомпозита от параметра r/R при разных объемных долях $f^{(2)}$ стеклянных включений и фиксированной объемной доле антифрикционных включений $f^{(1)} = 0{,}15$. Все расчеты проводились методом самосогласования. Зависимости показывают, что при увеличении объемной доли стеклянных включений эффективная теплопроводность увеличивается.

Отметим также, что все зависимости, приведенные на рис. 1—3, показывают, что с увеличением

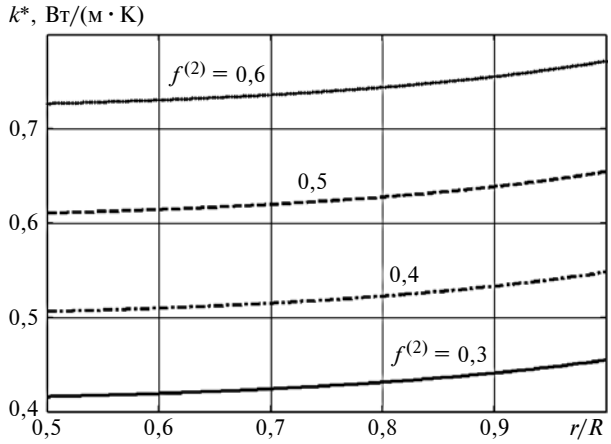


Рис. 3

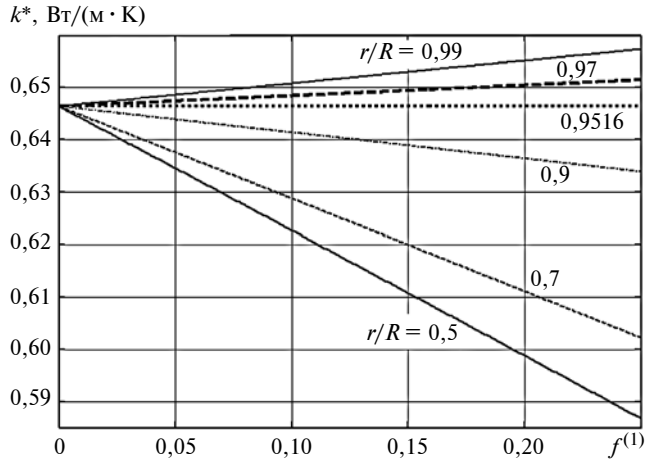


Рис. 4

отношения радиусов r/R неоднородных включений эффективная теплопроводность композита увеличивается. Это является естественным следствием того, что теплопроводность ядра (глицерин) выше теплопроводности оболочки (каптон).

На рис. 4 приведены зависимости эффективной теплопроводности k^* трибокомпозита от объемной доли $f^{(1)}$ антифрикционных включений при разных отношениях r/R и фиксированной объемной доле стеклянных включений $f^{(2)} = 0{,}5$. Все расчеты проводились методом самосогласования. Зависимости показывают, что при увеличении объемной доли $f^{(1)}$ антифрикционных включений эффективная теплопроводность k^* композита может как уменьшаться, так и увеличиваться. Это зависит от величины r/R: при $r/R < 0{,}9516$ величина k^* уменьшается, а при $r/R > 0{,}9516$ — увеличивается; при $r/R \approx 0{,}9516$, т. е. при нейтральных антифрикционных включениях, k^* не зависит от $f^{(1)}$.

Таким образом, на основе обобщенного приближения эффективного поля получено выражение (9) для расчета эффективной теплопроводности k^* многокомпонентного матричного композита со сферическими неоднородными включениями, состоящими из ядра с оболочкой.

Исследованы зависимости эффективной теплопроводности k^* трибокомпозита данного типа от отношения r/R радиуса ядра к внешнему радиусу оболочки антифрикционных (неоднородных) включений. Показано, как теплопроводность k^* зависит от объемной доли неоднородных включений при разных отношениях r/R.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Колесников В. И.** Теплофизические процессы в металлополимерных трибосистемах. М.: Наука, 2003. 279 с.
2. **Progelhof R. C., Throne J. L., Ruetsch R. R.** Methods for Predicting the Thermal Conductivity of Composite Systems: A Review // Polymer Engineering And Science. 1976. V. 76. N. 9. P. 615—625.
3. **Pietrak K., Wisniewski T. S.** A review of models for effective thermal conductivity of composite materials // J. of Power Technologies. 2015. V. 95. N. 1. P. 14—24.
4. **Обобщенное** приближение эффективного поля для неоднородной среды с включениями в оболочке / В. И. Колесников, В. В. Бардушкин, И. В. Лавров и др. // Доклады РАН. 2017. Т. 476. № 3. С. 280—284. DOI: 10.7868/S0869565217270081.
5. **О вычислении** эффективной теплопроводности текстурированных трибокомпозитов / И. В. Лавров, В. В. Бардушкин, А. П. Сычев и др. // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2017. № 2. С. 48—56.
6. **Прогнозирование** эффективной теплопроводности многокомпонентных текстурированных трибокомпозитов / И. В. Лавров, В. В. Бардушкин, А. П. Сычев, В. Б. Яковлев // Вестник машиностроения. 2017. № 8. С. 54—58.
7. **Garnett J. C. M.** Colours in metal glasses and in metallic films // Phil. Trans. R. Soc. Lond. 1904. V. 203. P. 385—420.
8. **Лавров И. В.** Прогнозирование оптических свойств матричных композитов со сферическими включениями с металлической оболочкой // Известия вузов. Электроника. 2018. Т. 23. № 2. С. 121—129.
9. **Физические** величины: Справочник / Под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
10. **Справочник** по пластическим массам. В 2 т. Т. 2 / Под ред. В. М. Катаева, В. А. Попова, Б. И. Сажина. М.: Химия, 1975. 568 с.
11. **Электронный ресурс.** Режим доступа: http://www.dupont.com/content/dam/dupont/productsand-services/membranes-and-films/polyimde-films/documents/DEC-Kapton-summary-ofproperties.pdf
12. **Milton G.** The Theory of Composites. Cambridge: Cambridge University Press, 2004. 719 p.

УДК 669.131.7:621.78

Х. А. ИБРАГИМОВ, Н. Ш. ИСМАИЛОВ, д-р техн. наук (Азербайджанский технический университет, г. Баку), e-mail: nizism@mail.ru, xayall@rambler.ru

Разработка экономнолегированного титаном алюминиевого сплава электротехнического назначения

Расмотрены особенности разработки экономнолегированного титаном алюминиевого сплава. Исследовано влияние количества титана и температуры заливки на структуру и свойства сплава. Приведены результаты сравнительных исследований слитков и проволок из опытных и серийных сплавов. Изложены результаты исследований по определению оптимальных режимов деформационной и термической обработок.

Ключевые слова: электротехническое изделие, алюминиевый сплав, легирование, титан, прочность, термостойкость.

The features of the development of an aluminum alloy economically alloyed with titanium are considered. The influence of the amount of titanium and the filling temperature on the structure and properties of the alloy was studied. The results of comparative studies of ingots and wires from experimental and serial alloys are presented. The results of research on the determination of optimal modes of deformation and thermal treatments are presented.

Keywords: electrotechnical product, aluminum alloy, alloying, titanium, strength, heat resistance.

Сегодня перед энергетиками кроме основных задач по производству электроэнергии стоят задачи по эффективной передаче электроэнергии на большие расстояния, для решения которых необходимы новые материалы электротехнического назначения, что обусловливает приоритетные направления в развитии металлургических технологий и материаловедения [1, 2].

Широкое применение в технике алюминиевых сплавов объясняется их высокими механическими, физико-химическими, коррозионно-стойкими свойствами и высокой технологичностью. Кроме того, на настоящее время имеются достаточные запасы алюминиевых руд. Так, в Азербайджане функционирует несколько крупных промышленных предприятий, на которых электролизом оксида алюминия получают алюминий разной чистоты, в дальнейшем используемый для производства алюминиевых сплавов и изделий электротехнического назначения [2, 3]. Алюминиевые сплавы используют для изготовления проводов высоковольтных линий электропередачи. Добавление в алюминиевые сплавы легирующих химических элементов ограничено тем, что они в той или иной степени снижают электропроводность сплава. Поэтому провода изготовляют из технического алюминия или из сплавов системы Al—Si—Mg [3, 4].

В последнее время в энергетике наблюдается большой интерес к разработке сплавов, обладающих высокой прочностью и термической стабильностью. Основные требования к проводам, изготовленным из таких сплавов, — высокая электропроводность и прочность при температурах до 300 °С [4, 5].

Ввиду высокой потребности в данных сплавах активно ведутся работы по их разработке. Для Азербайджана актуальными направлениями являются разработка алюминиевого сплава с рациональным легированием одним или двумя переходными металлами и освоение производства из него электротехнических изделий с использованием имеющихся технологических возможностей.

Перед группой ученых металлургов Азербайджанского технического университета были поставлены задачи по разработке данных сплавов и освоению изготовления из них термически стабильных и прочных проводов для нужд электротехнической промышленности.

Решение данной технологической задачи основывалось на определении структур и свойств выплавляемых литейных и деформируемых алюминиевых сплавов и прокатных заготовок.

Для обеспечения требуемых свойств сплава: заданной прочности, низкого электрического сопротивления, высокой термической стабильности необходимы комплексные исследования, которые основываются на изучении процессов экономного легирования и их влияния на структуры и свойства сплавов, а также выборе технологических режимов термической и деформационной обработок заготовок.

Цель данной работы — разработка алюминиевого сплава с заданными прочностными и электрическими свойствами путем оптимизации состава материала и его структуры и технологии изготовления из него изделий электротехнического назначения.

Для достижения поставленной цели необходимо решить ряд научных и практических задач: изучить структуры и свойства алюминиевых сплавов; оценить влияние разных легирующих химических элементов; определить взаимосвязи между составом, структурой и свойствами материала; разработать технологии производства экономнолегированного сплава и прокатных изделий из него.

Объектом исследования являются экономнолегированные алюминиевые сплавы, предметы исследования: состав, структура и свойства данных сплавов, в том числе технологические процессы получения литейных и прокатных изделий из них.

Были проанализированы публикации и исследования по алюминиевым сплавам. Установлено, что несмотря на высокую технологичность литейных и деформируемых сплавов, производимых в настоящее время металлургической промышленностью, они имеют относительно низкие эксплуатационные свойства и не вполне удовлетворяют требованиям, предъявляемым к электротехнической продукции.

Термостойкость существующих алюминиевых сплавов, легированных переходными металлами, не превышает 250 °С [4, 6]. При этом высокая стоимость производства из них электропроводов деформацией ограничивает их применение. Установлено, что в двойных сплавах системы Al—Me возникают метастабильные интерметаллические соединения, которые во время кристаллизации отделяются в виде первичных дендритов. В результате этого уменьшается эффект упрочнения твердых растворов легирующими химическими элементами, повышается вероятность возникновения хрупких фаз [3, 4].

В работах [5, 7] показано, что в связи с отрицательным влиянием на структуру и свойства литейных и деформируемых алюминиевых сплавов первичных кристаллов, возникающих в системе Al—Me, количество легирующих элементов должно быть ограничено. Добавление в систему Al—Si—Fe в малом количестве в качестве легирующих элементов Cr, Mn, Zr, Sc и Ti можно считать перспективным [5, 6]. Однако данное направление не достаточно исследовано.

Теоретической предпосылкой легирования алюминиевых сплавов титаном является диаграмма состояния Al—Ti, согласно которой сплав характеризуется наличием широкой области существования твердого раствора на основе алюминиевой матрицы [7, 8]. Известно, что для продукции электротехнического назначения в качестве легирующего элемента целесообразно использовать титан, который положительно влияет на структуру и свойства алюминиевых сплавов [9—11].

Исследования проводили в два этапа: разработка составов экспериментальных сплавов в лабораторных условиях, исследование физико-механических и эксплуатационных свойств данных сплавов. Экспериментальные сплавы получали путем добавления разных легирующих химических элементов в двойную систему Al—Si. Затем холодной и горячей деформацией сплавов изготовляли слитки, заготовки, листы и проволоки разных форм и размеров.

Химические составы экспериментальных сплавов (процентное содержание C химических элементов) представлены в табл. 1.

Таблица 1

Состав и состояния экспериментальных алюминиевых сплавов

Номер сплава	Серия	C, %			T_L, °С	Состояние	Деформированное состояние
		Ti	Fe	Si			
1	I	0,15	0,12	0,04	724	Слиток	Проволока
2	II	0,28	<0,01	<0,01	730	Заготовка	Пруток
3		0,30			760	Пруток	Проволока
4		0,26			750	Слиток	Пруток
5	III	0,42	0,10	0,06	780	Слиток	Проволока
6		0,45	0,12	0,05	800	Заготовка	Пруток
7		0,40	0,14	0,07	770	Пруток	Заготовка

Алюминиевые сплавы выплавляли в графитовых тиглях электрической печи массой 50 кг. Жидкий металл разливали в специальные стальные металлические формы при температуре 750 °С. Во временно́м интервале кристаллизации средняя скорость охлаждения металла, разлитого в форму, составила 10÷20 К/с. Из жидкого сплава были отлиты прямоугольные слитки размером 15×30×200 мм.

Слитки, предварительно нагретые в электропечах СНОЛ-2,0-М2, подвергали термической обработке, обеспечивая охлаждение со скоростью 10 К/с. В зависимости от целей термической обработки образцы нагревали до определенной температуры, выдерживали при этой температуре и далее охлаждали в печи или на воздухе.

Деформируемые заготовки получали в лаборатории предварительным и промежуточным нагреваниями слитков за 10—12 переходов на лабораторном прокатном станке. После деформирования листовые заготовки имели толщину 2 мм. Применяя разные режимы деформации и термической обработки, из слитков были получены прутки длиной 300 мм и диаметром 40 мм.

Химический состав алюминиевых сплавов определяли эмиссионным спектрометром ARL 1583. Используя промежуточный отжиг, из слитков, прошедших холодную деформацию, получали листы толщиной 2 мм. Промежуточный отжиг выполняли ступенчато: при температуре $T_{от}$ < 500 °С, затем в течение 1,1 и 100 ч при $T_{от}$ = 300 °С.

Содержание Ti в полученных экспериментальных алюминиевых сплавов: серия I — C_{Ti} = 0,15 %

(минимальное); серия II — C_{Ti} = 0,26÷0,30 %; серия III — C_{Ti} = 0,40÷0,45 %. В сплавах в качестве постоянной добавки использовали Fe (C_{Fe} = = 0,10÷0,14 %) и Si (до 0,1 %). Температура ликвидуса экспериментальных сплавов составила T_L = = 730÷800 °С.

При оценке влияния легирующих химических элементов на электрические свойства алюминиевых сплавов удельную электрическую сопротивляемость плоских образцов стандартных размеров измеряли с помощью цифрового миллиомметра ОМ-2. Металлографические структуры исследовали с помощью оптического, сканирующего и электронного микроскопов. Тонкие исследования металлографических структур выполняли сканирующим зондовым микроскопом ИНТЕГРА Прима.

Образцы вырезали из центральной части слитков, полученных из термически обработанных алюминиевых сплавов и разлитых в металлические формы. Шлифы выполняли на установке для электролитической полировки и травления.

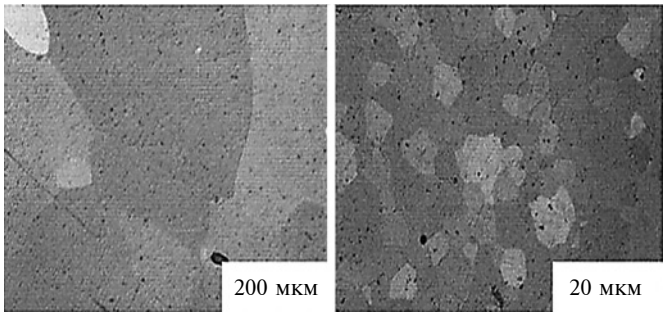
Исследовали влияния количества легирующих химических элементов и технологических параметров термической и деформационной обработок на структуру и свойства серийных и экспериментальных алюминиевых сплавов. На первом этапе исследования сравнивали структуры, свойства слитков и проволок, изготовленных из серийных сплавов А5Е, А7Е и сплавов, экономнолегированных титаном.

Установлено, что заготовки, полученные деформированием из серийных алюминиевых сплавов, могут работать при относительно низких температурах и значительно теряют свои прочностные свойства при температуре 300 °С. При этом в некоторых случаях наблюдается снижение механических свойств более чем в 2 раза и разупрочнение проводов при высоких температурах.

Установлено, что снижение механических свойств и повышение пластичности заготовок, полученных из серийных алюминиевых сплавов, при высоких температурах объясняется рекристаллизацией во время отжига. При этом интерметаллические соединения, образованные в твердом растворе на основе алюминия, не предотвращают разупрочнение прокатных изделий.

Установлено, что добавление легирующих химических элементов в алюминиевые сплавы значительно снижает разупрочнение в структуре от воздействия температуры. Улучшение механических свойств объясняется образованием в твердом растворе на основе алюминия фазы $TiAl_3$ и дисперсных кристаллов Al_3Fe (рис. 1).

Улучшить структуру и механические свойства сплавов Al—Ti можно регулированием температуры литья и скорости охлаждения. Однако для большего воздействия на структуру легированных сплавов требуется более высокая температура, чем для технического алюминия. Высокодисперсную структуру обеспечивает температура литья, которая больше температуры плавления данного сплава.



а) *б*)

Рис. 1. Микроструктуры серийного сплава А7Е (*а*) и экономнолегированного алюминиевого сплава при C_{Ti} = 0,15 % (*б*)

Скорость охлаждения также имеет важное значение для структуры и свойств слитков из сплавов, содержащих титан. Более высокая температура охлаждения формирует структуру с более мелкими частицами.

Повысить прочность экономнолегированных титаном алюминиевых сплавов можно рациональным легированием вместе с другими переходными металлами, но это дорого и сопряжено с технологическими трудностями, поэтому нецелесообразно.

Исследовали влияние режимов деформационной и термической обработок на показатели механических и электрических свойств сплавов системы Al—Ti, в частности, влияние режимов деформационной и термической обработок на механические свойства и электрическую сопротивляемость нелегированных и экономнолегированных титаном алюминиевых сплавов.

Отжиг серийных алюминиевых сплавов, выполненный после холодной деформации при $T_{от}$ = = 280÷400 °С, значительно снижает их прочностные свойства и повышает пластичность. Поэтому изделия электротехнического назначения из данных сплавов не отвечают требованиям по термической стабильности и прочности.

Экономное добавление титана в алюминиевые сплавы значительно повышает показатели прочности (предел прочности $\sigma_в$, предел текучести $\sigma_{0,2}$, предел пластичности δ) листов и проволок из легированных сплавов, изготовленных при температурах 280÷350 °С (табл. 2 и 3). Это объясняется обра-

Таблица 2

Показатели механических свойств сплавов

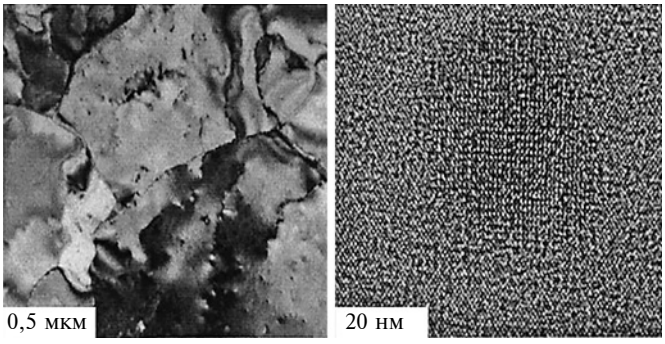
Сплав	$T_{от}$, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %
А7Е	— 280	160 102	148 100	5 9
А7Е + 0,45 % Ti	— 280	180 182	170 172	5 8

Таблица 3

Показатели механических свойств проволок при отжиге на разных режимах

Сплав	Диаметр проволоки, мм	$T_{от}$, °С (время)	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %
А7Е	1,4	—	180	160	3,2
		280	78	40	4,2
А7Е + 0,45 % Ti	1,4	—	270	242	2,6
		280	192	180	7,2
		Т4 + 350 (1 ч)	180	160	8,2
		Т4 + 400 (1 ч)	166	140	9,7
	3,8	—	240	210	3,0
		280	190	170	7,4

Примечание. Т4 — закалки при температуре 580÷600 °С.



а) *б*)

Рис. 2. Микроструктуры субчастицы (*а*) и дисперсоиды фазы $TiAl_3$ (*б*) сплава при C_{Ti} = 0,15 % после отжига в течение 80 ч

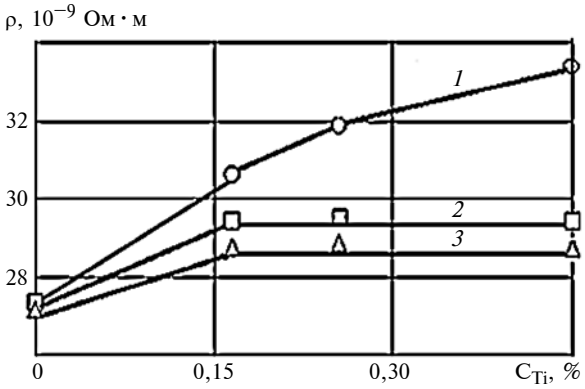


Рис. 3. Зависимости удельного электрического сопротивления ρ сплава от содержания C_{Ti} титана для слитка (*1*), сплавов, прошедших холодную обработку (*2*) и отжиг (*3*)

зованием термостойких дисперсоидов в твердом растворе в результате отжига. Дисперсные частицы предотвращают образование более крупных частиц в матрице при кристаллизации (рис. 2).

Установлено, что при содержании титана больше, чем 0,5÷0,6 %, электрические свойства сплавов на основе алюминия снижаются. Электрическая сопротивляемость также снижается при отжиге слитков, листов и проволок при $T_{от}$ = 400÷500 °С (рис. 3, табл. 4 и 5).

Таблица 4

Удельное электрическое сопротивление ρ сплавов при $T_{от}$ = 280 °С и разной продолжительности отжига, 10^{-9} Ом · м

Сплав	Время отжига, ч					
	0	1	8	80	160	480
1. А7Е	28	28	28	28	26	26
2. А7Е + 0,15 % Ti	30	28	26	24	22	20
3. А7Е + 0,30 % Ti	32	30	28	26	24	22
4. А7Е + 0,45 % Ti	34	32	31	30	29	28

Таблица 5

Предел прочности $\sigma_в$ холоднопрокатанных листов из разных сплавов при разной температуре отжига, МПа

Сплав	$T_{от}$, °С			
	0	280	380	480
1. А7Е	100	80	60	40
2. А5Е	80	70	60	50
3. А7Е + 0,15 % Ti	140	135	130	120
4. А7Е + 0,30 % Ti	160	150	140	120
5. А7Е + 0,45 % Ti	180	170	160	140

Следовательно, оптимальное сочетание физико-механических и электрических свойств, химического состава, структуры и режимов деформационной и термической обработки можно получить при учете их взаимосвязей.

Исследованиями влияния количества Fe и Si на структуру и свойства алюминиевых сплавов установлено, что возможно образование четырех типов фаз в сложнолегированных сплавах, сохраняющих прочность после промежуточного отжига. Наблюдается положительное влияние холодной деформации и легирующих химических элементов на формирование рационального сочетания электрических и прочностных свойств.

Испытания экономнолегированных алюминиевых сплавов на технологической линии изготовления прутков показали, что оптимальным сплавом для электротехнического назначения является экономнолегированный сплав Al—Ti. Однако при неправильном выборе технологических параметров в структуре могут образовываться первичные дендритные кристаллы, которые негативно влияют на электрические и механические свойства твердого раствора на основе алюминия, а следовательно, на свойства изделия.

Таким образом, экспериментальными исследованиями подтверждена возможность получения экономнолегированных титаном алюминиевых сплавов и электротехнических изделий из них на уже существующем промышленном оборудовании.

Установлены технологические параметры рациональных режимов литейных, термических и деформационных обработок, обеспечивающих рациональное сочетание механических и электрических свойств экономнолегированных титаном алюминиевых сплавов.

УДК 621.91.02

С. В. БРЯКУНОВ, Ю. Н. ЖУКОВ, д-р техн. наук, И. Н. ТИХОНОВ, канд. техн. наук,
А. А. БЛАУ (Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург), e-mail: s.v.briakunov@urfu.ru

Повышение работоспособности лезвийного инструмента

На примере однокарбидного твердого сплава рассмотрен способ повышения работоспособности лезвийного керамического инструмента, основанный на изменении структуры сплава.

Ключевые слова: лезвийный инструмент, твердый сплав, работоспособность, зерно, цементирующая матрица.

On the example of a single-carbide hard alloy, a method for improving the working ability of a blade ceramic tool based on a change in the structure of an alloy is considered.

Keywords: blade tool, hard alloy, working capacity, grain, cementing matrix.

На автоматизированных производствах широко используют лезвийный инструмент из композиционных материалов, как правило, на основе карбидов вольфрама, титана, тантала (высокомодульная фаза композита) со связкой из кобальта. Реже применяют материалы на основе оксида алюминия ввиду их высокой хрупкости. Однако последние, по сравнению со сплавами на основе карбидов, отличаются более высокой упругостью и имеют большую твердость.

Работоспособность инструментов определяется их прочностью и износостойкостью. Прочность инструмента зависит от сопротивляемости инструментального материала хрупкому разрушению при резании в результате возникновения напряжений и деформаций. Износостойкость определяется сопротивляемостью инструментального материала поверхностному разрушению режущего клина инструмента от взаимодействия со срезаемым слоем заготовки. Инструментальные материалы на основе карбидов и оксидов при эксплуатационных температурах разрушаются хрупко.

Цель настоящей работы — разработка способов повышения работоспособности лезвийного инструмента и их теоретическое обоснование.

Способ повышения работоспособности лезвийного инструмента

Одним из путей решения поставленной задачи является совершенствование структуры сплавов при неизменном химическом составе изменением технологии их изготовления.

Структура композиционных инструментальных материалов хорошо изучена и описана в работах [1—3]. Анализ структур исследуемых сплавов показал, что зерна высокомодульной фазы имеют форму неправильных многогранников, при этом наблюдается неравномерность распределения цементирующей связки.

Известно, что прочность данных материалов зависит от размеров зерен высокомодульной фазы. Так, материал с зернами размером 1 мкм прочнее, чем с зернами размером 3 мкм [2, 3]. При хрупком разрушении трещины проходят по границам зерен и цементирующей связки [4]. Установлено, что в структурах рассматриваемых сплавов при охлаждении от температуры спекания до нормальной температуры зерна карбидов находятся в сжатом состоянии [3]. Это объясняется тем, что температурный коэффициент линейного расширения (ТКЛР) кобальта больше ТКЛР карбидов.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 58)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Алюминиевые** сплавы. Справочник / Под ред. В. И. Добаткина. М.: Металлургия, 2003. 352 с.
2. **Диаграммы** состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа / О. А. Банных, П. Б. Будберг, С. П. Алисова и др. М.: Металлургия, 2006. 124 с.
3. **Влияние** циркония на структуру и механические свойства малолегированных сплавов системы Al—Fe—Si / Н. А. Белов, В. В. Истомин—Кастровский, А. Н. Алабин и др. // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2003. № 4. С. 54—60.
4. **Промышленные** алюминиевые сплавы. Справочник / Под ред. Ф. И. Квасова. М.: Металлургия, 1994. 438 с.
5. **Торопова Л. С.** Пересыщенные твердые растворы некоторых переходных металлов в алюминии // Цветная металлургия. 2007. № 12. С. 17—19.
6. **Федоров В. М.** Некоторые особенности легирования алюминиевых сплавов переходными металлами в условиях метастабильной кристаллизации // Авиационная промышленность. 2000. № 12. С. 42—45.
7. **Ибрагимов Х. А.** Влияние легирующих элементов на электрические свойства алюминиевых сплавов // Мат. XVIII республиканской науч. конф. докторантов и молодых исследователей. Баку. 2013. № 1. С. 54—57.
8. **Ибрагимов Х. А.** Структура и свойства эффективных Al—Si сплавов для электротехнических изделий // Научные известия украинского национального техн. ун-та. Львов. 2014. № 24 (8). С. 196—201.
9. **Ибрагимов Х. А.** Состав и свойства алюминиевых сплавов, экономнолегированных титаном // Мат. республиканской конф. "Молодежь и научные инновации". Баку. АзТУ. 2016. С. 234—238.
10. **Исмаилов Н. Ш., Ибрагимов Х. А**. Разработка малолегированного алюминиевого сплава для электротехнических изделий // Успехи современной науки. 2017. № 1. С. 124—129.
11. **Исмаилов Н. Ш., Ибрагимов Х. А.** Экономнолегированный с титаном алюминиевый сплав электротехнического назначения / / Мат. междунар. науч. конф. Киев. 2017. С. 34—37.

Технология изготовления композитных инструментальных материалов основана на операциях порошковой металлургии:

получение порошков исходных ингредиентов в основном дроблением и механическим разрушением до требуемой дисперсности зерен;

смешивание ингредиентов в заданном соотношении и их прессование;

нагревание до температур расплавления цементирующей связки, выдержка и охлаждение.

Данная технология позволяет получить сплав со структурой, содержащей зерна высокомодульной фазы в виде неправильных многогранников, которые не всей поверхностью контактируют со связкой (кобальтом). Поэтому зерна карбида подвергаются неравномерному сжатию со стороны кобальта, а наличие в зернах дефектов (микротрещины, дислокации), возникающих в результате механического дробления исходного сырья, повышают вероятность прохождения трещины по зерну, что снижает прочность сплава.

Повысить прочность зерен композиционного сплава можно изменением формы зерна. Известно, что оптимальная форма — сферическая. Получить исходный порошок для прессования со сферическими зернами можно, например, распылением расплавленного материала центробежным способом с последующей кристаллизацией зерен охлаждением [5].

Повышение работоспособности лезвийного инструмента на примере однокарбидного твердого сплава

Рассмотрим сферическое твердое тело относительно большой массы с нанесенной (например, методом распыления расплава) пленкой из другого материала при нормальной температуре (рис. 1, *а*).

На рис. 1, *б* представлена схема деформаций зерна и связки при охлаждении до нормальной температуры, где $R_{з0}$ и $R_{з1}$ — радиусы зерна соответственно до и после охлаждения; $R_{п0}$ и $R_{п1}$ — радиусы покрытия соответственно до и после охлаждения; E_1 и E_2 — деформации зерна и покрытия.

Покрытие наносят осаждением материала из паровой фазы. Происходит конденсация и охлаждение материала покрытия, в результате которого его объем уменьшается. Это является причиной возникновения в материале сферического зерна напряжений, а в материале покрытия — напряжений растяжения из-за невозможности уменьшения размеров в соответствии с ТКЛР.

Рассчитаем возникающие напряжения и деформации.

При нормальной температуре в системе зерно—покрытие возникающее напряжение в покрытии определяет выражение

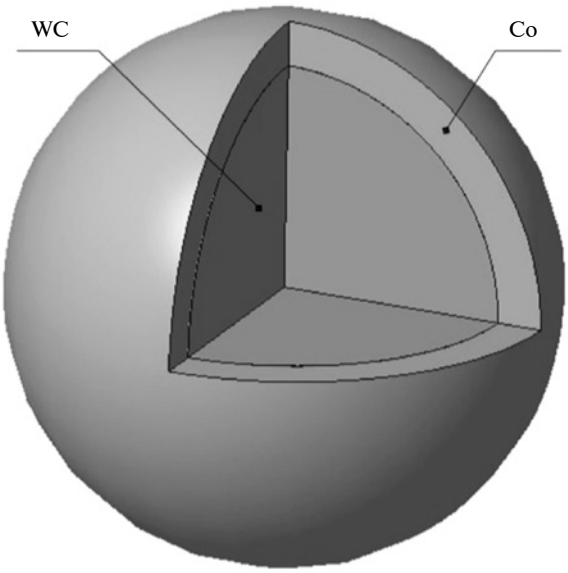
$$\sigma_d = \varepsilon G_d,$$

где G_d — модуль упругости материала покрытия; ε — установившаяся деформация:

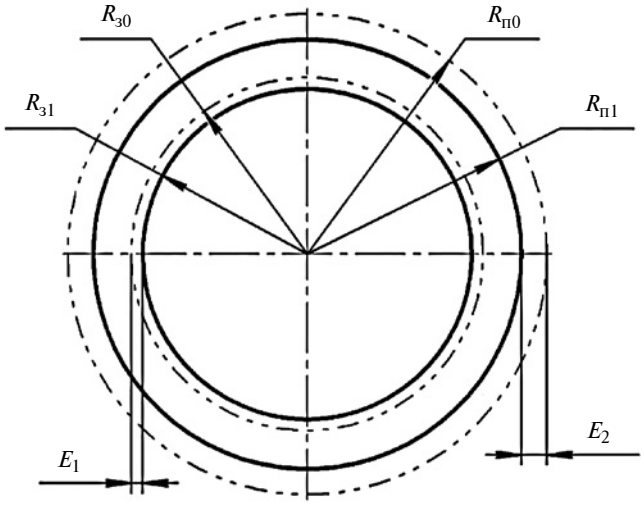
$$\varepsilon = E_2 - E_1.$$

Напряжения растяжения в покрытии зависят от ее толщины h [3] (рис. 2).

Напряжения сжатия в зерне распределяются от границы зерно—покрытие (максимальное значение) до минимального значения в центре зерна. Зерно подвергается всестороннему сжатию, что повышает сопротивляемость растягивающим внешним напряжениям при резании. На границе зерно—



а)



б)

Рис. 1. Сферическая частица карбида вольфрама с покрытием из кобальта (*а*) и схема ее деформаций при охлаждении до нормальной температуры (*б*)

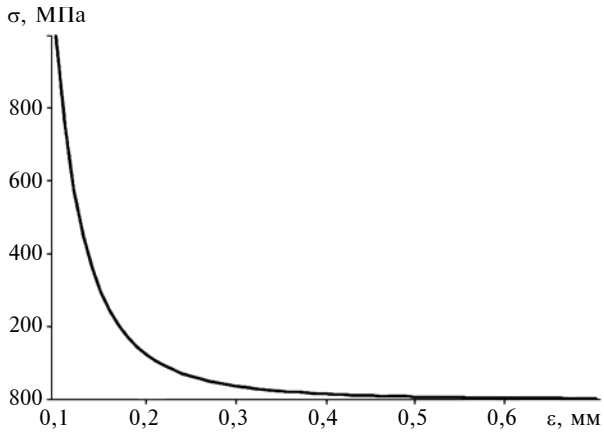


Рис. 2. Зависимость изменения возникающих напряжений σ от толщины *h* покрытия

покрытие сжимающие напряжения в зерне уравновешиваются равными по модулю растягивающими напряжениями в покрытии.

При работе инструмент нагревается в зоне стружкообразования. Если ТКЛР материалов зерна и ТКЛР покрытия близки, то при нагревании существенного перераспределения напряжений между зерном и покрытием не возникнет. Чаще всего ТКЛР покрытия больше ТКЛР зерна. В этом случае напряжения и в зерне, и в покрытии уменьшаются, что уменьшает сопротивляемость системы зерно—покрытие разрушающим воздействиям при резании.

При высокотемпературном нанесении пленки на зерно температура зерна в твердом состоянии на 100÷200 °С ниже температуры плавления материала пленки. Для обеспечения данной разницы температур необходимо, чтобы ТКЛР материала пленки был в 2 раза выше ТКЛР материала зерна. Тогда при эксплуатации инструмента в интервале температур на 300÷350 °С ниже температуры нанесения пленки будет сохраняться благоприятное распределение напряжений в системе.

Граница контакта покрытия с зерном (рис. 3) повторяет профиль шероховатости исходного сферического зерна инструментального материала.

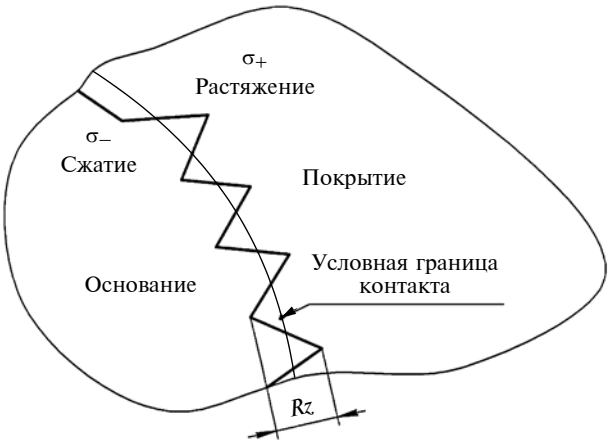


Рис. 3. Схема контактной зоны зерна и покрытия

Поэтому зона контакта будет иметь ширину, равную параметру *Rz* шероховатости поверхности зерна.

Напряжения на границе системы зерно—покрытие описываются выражением

$$\sigma = \sigma_b + \sigma_d = 0.$$

Поверхность зерна представляет собой чередующиеся участки сжатого материала зерна со сжимающими напряжениями и участки материала покрытия с растягивающими напряжениями, что повышает сопротивляемость к разрушению инструментального материала.

Наибольшую плотность упаковки зерен с покрытием в связке обеспечивает расположение трех зерен, представленное на рис. 4. При охлаждении в процессе изготовления изделия материал связки сжимается, зерна инструментального материала сближаются и сдавливаются, что создает растягивающие напряжения. Полное заполнение межзеренного пространства материалом связки исключает появление пор и повышает прочность материала.

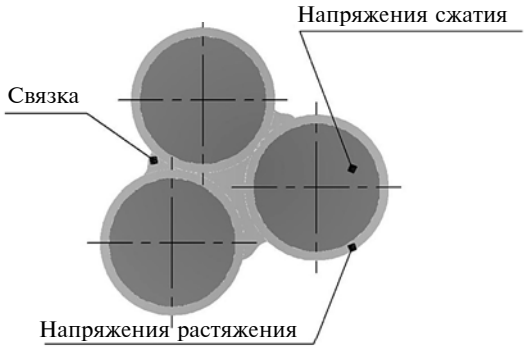


Рис. 4. Оптимальное расположение зерен в связке при спекании композиционного материала

Таким образом, сферическая форма зерна инструментального материала повышает сопротивление разрушению при напряжениях любого знака, т. е. повышает его стойкость.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Артамонов Е. В.** Прочность и работоспособность сменных твердосплавных пластин сборных режущих инструментов: Монография. Тюмень: ТюмГНГУ, 2003. 192 с.

2. **Работоспособность** инструментов и физико-механические характеристики инструментальных твердых сплавов и обрабатываемых материалов / Е. В. Артамонов, Д. С. Василега, М. С. Остапенко, В. А. Шрайнер. Тюмень: Вектор Бук, 2008. 160 с.

3. **Extending** the life of replaceable cutting plates in composite tools / E. V. Artamonov, M. O. Chernishov, T. E. Pomigalova, D. V. Vasil'ev // Russian Engineering Research. 2015. Vol. 35. N. 1. P. 61—63.

4. **Трент Е. М.** Резание металлов. М.: Машиностроение, 1980. 263 с.

5. **Synthesis**, sintering, and mechanical properties of nanocrystalline cemented tungsten carbide — A review / Z. Zak Fang, Xu Wang, Taegong Ryu en at. // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. 2009. Vol. 27. N. 2. P. 288—299.

УДК 621.9.047

Ю. А. МОРГУНОВ, канд. техн. наук, Б. П. САУШКИН, д-р техн. наук, Г. Б. САУШКИН
(Московский политехнический университет), e-mail: morgunov56@mail.ru

Микрообработка элементов конструкций из титановых сплавов

Исследованы влияния показателей режима электролиза на показатели электрохимической обработки углублений 10÷30 мкм на изделиях из титановых сплавов. Даны технологические рекомендации по электрохимическому гравированию.

Ключевые слова: электрохимическая обработка, режим электролиза, титановый сплав.

The influence of the parameters of the electrolysis mode on the parameters of electrochemical treatment of depressions of 10÷30 μm on products made of titanium alloys is studied. Technological recommendations on electrochemical engraving are given.

Keywords: electrochemical treatment, electrolysis mode, titanium alloy.

В последнее время актуальными стали исследования по обработкам элементов изделий с размерами 1÷100 мкм [1—4]. В работе [5] рассмотрены особенности обработки углублений площадью 40 мм^2, равномерно расположенных по окружности торца гайки из стали 30Х2Н2ВФМА, глубиной 15÷20 мкм с допуском 4,5 мкм (рис. 1). К ним предъявляют следующие требования: параметр шероховатости Ra = 0,4 мкм, отклонение от параллельности дна углубления относительно торца не более 3 мкм. В работе [6] представлена схема обработки данных углублений в проточном канале и ее гидродинамический анализ.

В настоящей работе представлены результаты экспериментального исследования обработки подобных углублений на поверхности изделий из титанового сплава ВТ20 по аналогичной методике.

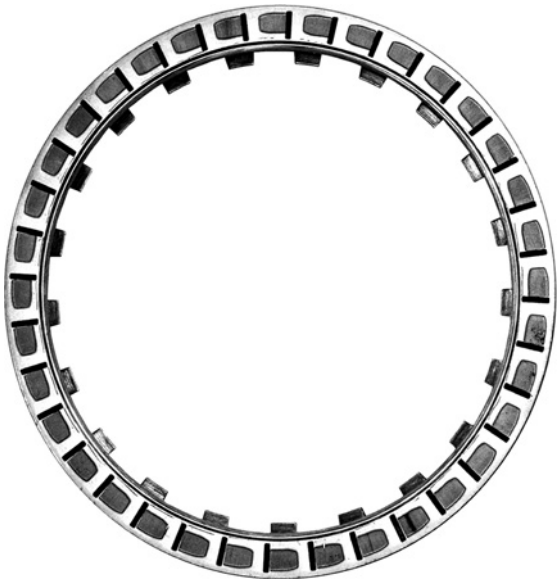


Рис. 1. Гайка с углублениями на торце

Химический состав и электрохимические показатели сплава ВТ20

Содержание легирующих химических элементов, мас. %:	
V	0,8÷1,8
Mo	0,5÷2,0
Al	5,5÷7,5
Zr	1,5÷2,5
Плотность ρ, г/см^3	4,45
Электрохимический эквивалент, 10^{-4} г/(А·с)	1,22
Скорость растворения v, 10^5 см^3/(А·с)	2,75
Выход по току [7]	1

Обрабатываемый торец кольцевого образца предварительно шлифовали до Ra = 1,25 мкм. На каждом режиме изготовляли две площадки, после чего глубину каждой из них измеряли в пяти точках на координатно-измерительной машине или высотомере Microhite 350 (фирма Tesa). Параметр шероховатости поверхности измеряли на профилометре T1000 (фирма Hommel).

Погрешность измерения глубины углублений составляла ±1 мкм, погрешность измерения параметра шероховатости не превышала 10 % от номинальной величины. Для оценки качества переходных участков (радиусов) изготовляли поперечные и продольные шлифы. Запись силы тока и напряжения осуществляли с помощью осциллографа Tectronix TDS3014B.

Эксперименты проводили на технологической оснастке электрохимического копировально-прошивочного станка ЭТМ-22К с источником питания, обеспечивающим подачу серии импульсов заданной частоты и скважности с паузой между сериями. Регулирование входного давления $p_{вх}$ осуществляли дросселем, а изменение межэлектродного зазора (МЭЗ) — с помощью мерных прокладок. Состав используемого электролита: 8 % $NaNO_3$ и 2 % NaCl; удельная электропроводность электролита 8 См/м [7].

За выходные технологические показатели приняли показатели качества поверхностного слоя, производительность и точность выполнения углублений. Режим импульсной обработки: продолжительность импульсов $\tau_и$ = 4 мс; пауза между импульсами $\tau_п$ = 2 мс; амплитудное напряжение $U_а$ = 75 В, число импульсов в серии n = 3; пауза между сериями импульсов $\tau_{п.с}$ = 84 мс (рис. 2).

Варьировали следующие параметры: время t обработки, межэлектродный зазор a_0, входное давление $p_{вх}$. После обработки двух площадок в десяти точках измеряли глубину z снятого материала и па-

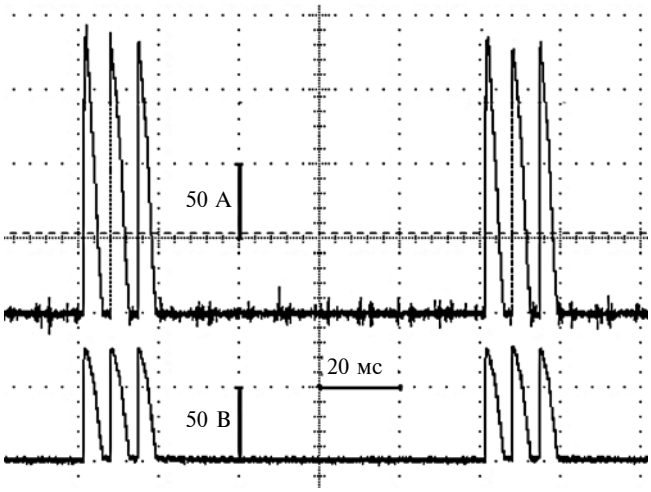


Рис. 2. Осциллограммы тока и напряжения, полученные при a_0 = 0,3 мм и $p_{вх}$ = 1 МПа

Таблица 1

Параметры режима и результаты измерений

Режим	a_0, мм	$p_{вх}$, МПа	$v_э$, м/с	t, с	$z_э$*, мкм	$z_р$*, мкм	Ra, мкм
1	0,27	1,0	30	5	16÷18	19,6	0,51
2		0,8	28		18÷22	19,6	0,56
3		0,6	24		20÷23	19,6	0,53
4		0,4	19		25÷27	19,6	0,67
5		0,2	12		20÷22	19,6	0,67
6		0,8	28	10	35÷40	38,0	0,54
7				20	76÷80	72,0	0,35
8	0,25			30	88÷92	102,0	0,38
9	0,35		—	5	15÷16	15,0	0,66
10	0,52		14		12÷13	10,0	0,75
11	0,25		29		21÷23	21,0	0,50

* Указанный диапазон — поля рассеяния значений по десяти точкам.

раметр Ra шероховатости поверхности. Полученные результаты представлены в табл. 1.

Для теоретического расчета снимаемого припуска определяли среднее значение напряжения на электродах в серии импульсов (три импульса, две паузы) по формуле

$$U_{ср} = \frac{3}{(3\tau_и + 2\tau_п)} \int_0^{T/2} U_а \sin\frac{2\pi}{T} t dt,$$

где T — температура.

По полученным осциллограммам приняли: $U = U_а \sin\frac{2\pi}{T} t dt$; $T = 2\tau_и = 4$ мс. Тогда решение имеет вид: $U_{ср} = 3U_а/(2\pi) = 0{,}48U_а$.

В данном случае при $U_а$ = 75 В имеем $U_{ср}$ = 36 В. В соответствии со справочными данными [7] для сплава ВТ20 принимаем сумму электродных потенциалов $\Delta\varphi$ = 4,3 В. Тогда омическое падение напряжения на межэлектродном промежутке составит $U_{ср.ом} = U_{ср} - \Delta\varphi$ = 31,7 В.

Воспользуемся известным выражением для расчета снимаемого припуска в условиях нестационарного формообразования:

$$z = \sqrt{a_0^2 + 2Kt^*} - a_0 \text{ при } K = v_{уд} U_{ср.ом} \chi_{эл},$$

где a_0 — начальный МЭЗ; $v_{уд}$ — удельная скорость растворения, $\chi_{эл}$ — удельная электропроводность электролита; t^* — истинное время импульсного электролиза, которое для данного случая рассчитывали по формуле $t^* = 0{,}16t$.

Расчетные значения снимаемого припуска представлены в табл. 1. Экспериментальные данные хорошо согласуются с расчетными данными. Это указывает на то, что удельная электропроводность электролита в этих условиях практически не зависит от газо- и тепловыделений и не изменяется во времени.

Для подтверждения данного вывода оценим изменения электропроводности рабочей среды в процессе электролиза в результате тепло- и газовыделения. Воспользовавшись линейным приближением зависимостей приращения температуры ΔT и газосодержания $\Delta\alpha$ от координаты положения электрода [7], отсчитываемой от входа в МЭЗ; определим для выходного сечения МЭЗ значения ΔT, $\Delta\alpha$ и $\Delta\chi$ (табл. 2).

В табл. 2 также приведены значения относительной удельной электропроводности k электролита в рабочем зазоре, рассчитанные по формуле

$$k = (1 + \beta_T \Delta T)(1 - 1{,}5\Delta\alpha),$$

где β_T = 0,02 °С$^{-1}$ — температурный коэффициент электропроводности; $\Delta\alpha$ — приращение газосодержания электролита.

Средняя скорость течения электролита рассчитана по экспериментальному расходному показателю для применяемой оснастки.

Значения ΔT и $\Delta\alpha$ рассчитаны для определенного момента (4 мс после включения тока), что соответствует длительности импульса тока. Поскольку

Таблица 2

Расчетные значения ΔT, $\Delta\alpha$ и $\Delta\chi$ при разном давлении на входе в МЭЗ и a_0 = 0,3 мм

$p_в$, МПа	$v_{ср}$, м/с	ΔT, К	$\Delta\alpha$	$k_1 = \chi_L/\chi_0$	$k_2 = \chi_{ср}/\chi_0$
0,2	10,2	23,5	0,260	0,90	0,99
0,4	15,4	15,6	0,120	1,07	1,06
0,6	20,5	11,7	0,056	1,12	1,06
0,8	24,4	9,8	0,038	1,12	1,06
1,0	26,2	9,1	0,025	1,12	1,06

Примечание. χ_L — удельная электропроводность в выходном сечении.

это время на порядок превышает характерное время $L/v_{ср}$ (L = 5 мм — длина обрабатываемой поверхности по направлению потока электролита), то можно считать, что показатели газосодержания и температуры к моменту времени $\tau_и$ = 4 мс являются установившимися. Выполнение условия $\tau_п \geqslant L/v_{ср}$ означает, что к завершению импульса тока газосодержание и температура раствора достигают наибольших значений, так как продолжительность $\tau_п$ паузы между импульсами обеспечивает релаксацию свойств рабочей жидкости в результате конвекции.

Следовательно, изменение удельной электропроводности электролита в условиях эксперимента не превышает 12 % от номинальной электропроводности электролита для выходного сечения канала (см. табл. 2, показатель k_1). Это означает, что при углублении 20 мкм отклонение от плоскостности его донышка не превысит 2,4 мкм при допустимом отклонении 3 мкм.

Отклонение усредненного значения по длине канала удельной электропроводности электролита в результате внутренних возмущений (см. табл. 2, показатель k_2) не превышает 6 % от номинальной величины, что указывает на хорошее согласование расчетных и экспериментальных значений снятого припуска (см. табл. 1).

Заметим, что при $p_{вх}$ = 0,2 МПа газосодержание в выходном сечении канала достигает 0,26. При

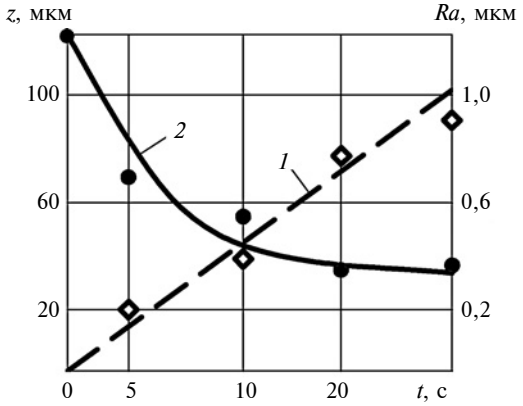


Рис. 3. Зависимости снимаемого припуска *z* (*1*) и параметра *Ra* шероховатости поверхности (*2*) от времени *t* электролиза, полученные при a_0 = 0,27 мм и $p_{вх}$ = 0,8 МПа

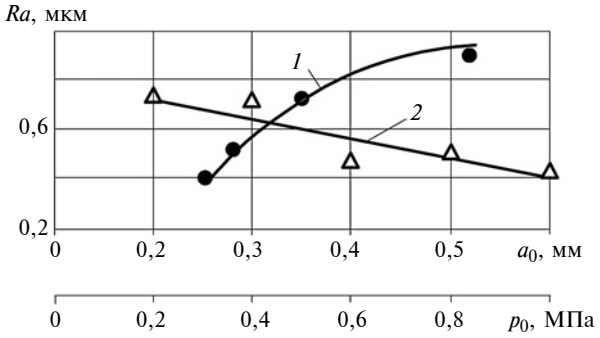


Рис. 4. Зависимости параметра *Ra* шероховатости поверхности от МЭЗ (*1*) и давления $p_{вх}$ (*2*)

средней температуре электролита 45÷50 °С температура в электролитных межпузырьковых мостиках может достигать значений температуры кипения. Возможно, высокое содержание газопаровой фазы в рабочей среде приводит к нарушению гидродинамического режима течения жидкости в МЭЗ и проявляется в электроразрядных процессах в выходном сечении [5, 8].

Таким образом, при низком входном давлении в заданных условиях электролиза внутренние возмущения электролиза становятся значимыми, несмотря на малую длину межэлектродного канала.

На рис. 3 представлены зависимости снимаемого припуска z и параметра *Ra* шероховатости поверхности от времени t электролиза при a_0 = 0,27 мм и $p_{вх}$ = 0,8 МПа, анализ которых показал следующее.

При $z \leqslant$ 27 мкм ($\leqslant$10 % МЭЗ) можно использовать линейное приближение $z = 0{,}33t$. Зависимость $Ra(t)$ характеризуется быстрым выравниванием исходной микрогеометрии с последующим замедлением и асимптотическим приближением параметра *Ra* к значению 0,3 мкм, что согласуется с теорией механизма формирования микрогеометрии поверхности при электрохимической обработке [7].

На рис. 4 показаны зависимости параметра *Ra* шероховатости поверхности от МЭЗ и гидродинамики течения электролита. Изменения параметра шероховатости связаны, главным образом, с влиянием вышеперечисленных факторов на электрическое сопротивление МЭЗ и с соответствующим изменением плотности тока. Заметим, что при необходимости при обработке титанового сплава можно получить шероховатость поверхности до *Ra* = 0,05÷0,1 мкм, используя электролиты на водно-органической основе [9].

Анализ металлографического шлифа показал, что после электрохимической обработки микроструктура поверхностного слоя не отличается от микроструктуры исходного материала, практически не изменяется и твердость поверхностного слоя. Поверхностные дефекты типа сколов, микротрещин или растравливания по границам зерен отсутствуют.

Таким образом, установлены закономерности влияния параметров режима обработки на выходные показатели и определены оптимальные условия электролиза при выполнении углублений на изделиях из титанового сплава ВТ20.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Микрообработка** поверхностных рельефов с применением физико-химических методов воздействия на материал / Ю. П. Астахов, С. А. Кочергин, Ю. А. Моргунов и др. // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2012. № 7. С. 33—38.

2. **Saushkin B. P., Atanasyants A. G., Sychev G. A.** Problems and outlook of the development of pulse electrochemi-

УДК 621.7

М. Я. БРОВМАН, д-р техн. наук (ОАО "ОСНАСТКА", г. Тверь), И. В. ЦВЕТКОВ (Тверской ГТУ),
e-mail: brovman@mail.ru; tsvet.ivan@yandex.ru

Усовершенствование процесса деформации сварных труб для магистральных трубопроводов

Исследуется вероятность появления трещин и разрывов при экспандировании труб. Предложено технологическое решение для снижения дефектов, возникающих при деформации труб для магистральных трубопроводов.

Ключевые слова: труба, сварной шов, экспандер, деформация, точность, качество.

The probability of occurrence of cracks and ruptures at expansion of pipes is investigated. A technological solution is proposed to reduce defects that occur when deforming pipes for main pipelines.

Keywords: pipe, welded seam, expander, deformation, accuracy, quality.

Месторождения нефти и газа, как правило, значительно удалены от потребителей, поэтому основным способом их транспортировки являются трубопроводы из стальных сварных труб диаметрами 800÷1500 мм [1—3]. В настоящее время такие трубы изготовляют пластической деформацией (изгиб-вальцовка) из стальных листов толщиной до 50 мм. При этом используют стали классов прочности К38—К65 и Х42—Х80, Х90, Х100 и Х120 [4]. После вальцовки осуществляют сварку одним швом по образующей цилиндра или двумя швами при изготовлении трубы из двух заготовок.

Так как при изгибе трудно придать необходимую кривизну краевым участкам листов, их деформируют с помощью штампов. Технология с использованием пошаговой формовки цилиндрических заготовок из листов по схеме JCOE [1], разработанная фирмой SMSMeer (Германия), получила широкое применение в России, Германии, Китае, Индии [1—4] и, в частности, при строительстве газопровода "Северный поток 2", где используют трубы с внутренним диаметром 1153 мм и толщиной стенки 41 мм [4]. При этом отклонение размеров составляет не более 1 мм, а овальность концов труб не превышает 3 мм (допускается овальность до 5 мм).

Также в этих целях применяют спиралешовные трубы, которые можно изготовлять из листов меньшей ширины.

Однако точность сварных труб после их изготовления недостаточна для надежной эксплуатации трубопроводов. Поэтому необходима дополнительная операция — обработка давлением (экспандирование), в ходе которой диаметр трубы увеличивается в результате воздействия сегментов экспандера на внутреннюю сторону трубы.

На рис. 1 показано расположение сегментов экспандера до и после деформации.

Некоторые конструкции экспандеров описаны в работах [1, 5].

На рис. 2 показан ввод экспандера фирмы SMS-Meer (Германия) [5] в полость трубы. После выполнения деформации на этом участке трубы экспандер перемещают вглубь трубы на определенную величину (шаг) и осуществляют расширение следующего участка с перекрытием деформированных участков, таким образом, экспандирование осуществляется пошагово.

В работах [6, 7] предложен способ совместного экспандирования двух соседних труб перед их сваркой с фиксацией сварным швом положения труб при сборке. Этот метод исключает образование в трубопроводах ступенек на стыках труб.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 65)

cal machining // Electronic machining of material. 2003. № 2. P. 10—22.

3. **Веников В. С., Саушкин Б. П., Дикусар А. И.** Анализ технологий изготовления поверхностных занижений глубиной 10...20 мкм // Упрочняющие технологии и покрытия. 2008. № 6. С. 48—53.

4. **Саушкин Г. Б., Моргунов Ю. А.** Электрохимическое нанесение информации на поверхность деталей машин // Упрочняющие технологии и покрытия. 2009. № 12. С. 45—49.

5. **Моргунов Ю. А., Саушкин Г. Б., Вилигданов Т. В.** Электрохимическое гравирование аэродинамических занижений в оснастке с проточным каналом // Металлообработка. 2010. № 2. С. 70—74.

6. **Саушкин Г. Б., Моргунов Ю. А.** Теоретический анализ процесса электрохимического гравирования аэродинамических занижений // Известия МГТУ "МАМИ". 2011. № 1. С. 184—188.

7. **Электрохимическая** обработка изделий авиационно-космической техники: учебное пособие / В. И. Ломаев, Ю. А. Моргунов, Б. П. Саушкин и др.; под ред. Б. П. Саушкина. М.: ФОРУМ, 2013. 480 с.

8. **Saushkin B. P.** Electrical discharge in liquid and gas mediumis the base of a new generation of methods and technologies in machine building production // Electronic machining of material. 2004. N. 3. P. 4—17.

9. **Саушкин Б. П.** Электрохимическая отделочная обработка материалов // Металлообработка. 2001. № 1. С. 27—30.

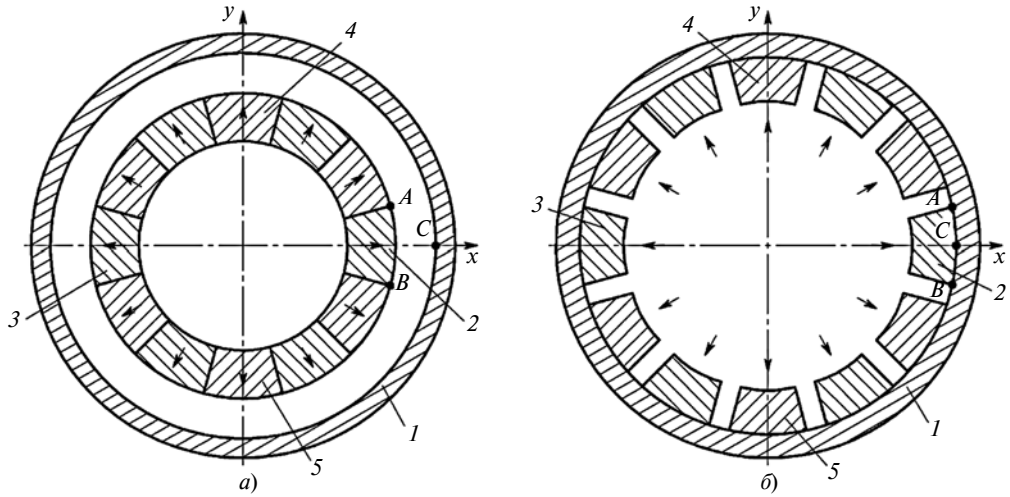


Рис. 1. Схема расположения сегментов до (*а*) и после (*б*) деформации трубы (*1* — труба; *2—5* — сегменты)

Определим силу, необходимую для экспандирования. Для этого, используя кинематически допустимого поля скоростей течения деформированного металла [8], определим максимально допустимое усилие:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{\text{т}} hl,$$

где $\sigma_{\text{т}}$ — предел текучести при одноосном растяжении-сжатии; h — толщина стенки; l — длина деформируемого участка.

По краям участка трубы, прилегающего к сегменту, действуют две силы P. Их равнодействующая сила F направлена к оси трубы и определяет силу, необходимую для перемещения одного сегмента экспандера:

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{\text{т}} hl\sin(\alpha/2), \qquad (1)$$

где α — угол между соседними сегментами.

При экспандировании трубы из стали диаметром 1235 мм и толщиной h = 41 мм из материала с пределом текучести $\sigma_{\text{т}}$ = 600 МПа при l = 2 м по формуле (1) получим: F = 14,7 МН, следовательно, для перемещения сегментов необходим мощный привод.

На рис. 3 показана схема перемещения двух соседних сегментов. Экспандирование не является процессом расширения трубы под действием постоянного радиального давления. После перемещения одного сегмента в положение AB (см. рис. 3, *а*) на величину и радиус поверхности AB не изменяется (при условии отсутствия зазора между внутренней поверхностью трубы и сегментами экспандера в момент его ввода в трубу) и остается равным R, а при расширении трубы давлением с использованием газа или жидкости радиус поверхности AB составил бы $(R + u)$. Так как сегмент DE перемещается в направлении оси x_2, а сегмент AB — по оси x_1, то для исключения разрыва трубы необходимо удлинение сектора трубы AB на величину $2BC \approx u\sin(0{,}5\alpha)$

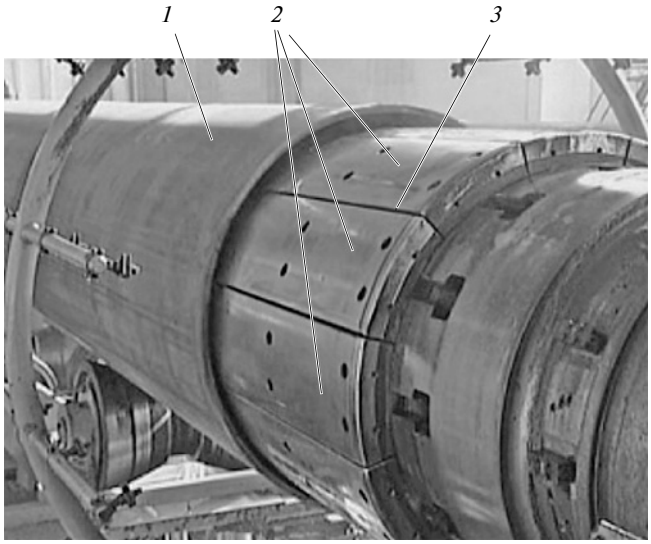


Рис. 2. Труба с экспандером фирмы SMS-Meer (Германия): *1* — труба; *2* — сегменты; *3* — зазоры между сегментами

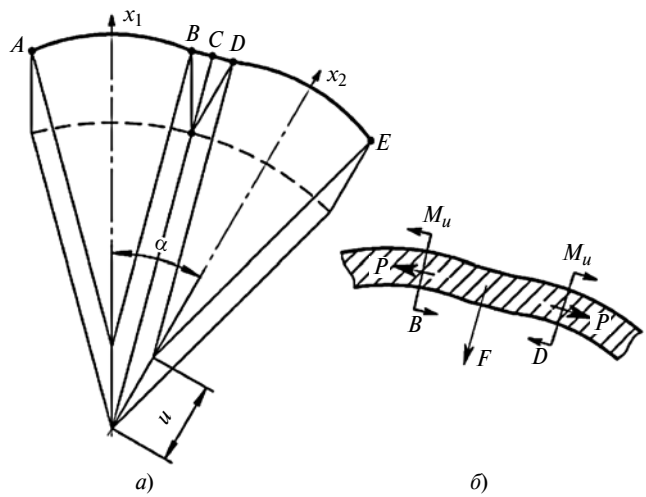


Рис. 3. Схема перемещения участков трубы при движении сегментов экспандера (*а*) и схема действующих сил и моментов на граничном участке (*б*)

($2BC \approx 0{,}5u\alpha$ при малых значениях α). В результате симметрии на такую же величину будет увеличиваться сектор DE. В радиальном сечении, проходящем через точку C, возникнет разность двух углов, равная $u\alpha$. Однако такой деформации не происходит, а имеет место изгиб обоих частей (см. рис. 3, линия BCD), при этом возникают не только растягивающие силы P, а и изгибающие моменты M_u (см. рис. 3, *б*).

При экспандировании для обеспечения скольжения деформируемого листа относительно поверхностей сегментов используют смазочный материал, чтобы деформация растяжения трубы не сосредоточивалась на участках между сегментами по линии BCD. Как правило, для этих целей используют масло или водомасляную эмульсию.

На рис. 3, *а* показано начальное положение сегментов, когда точки B и D совпадают, однако между сегментами и трубой всегда есть зазор, что увеличивает длины участков BC и CD и уменьшает радиусы участков ABC и CDE. Зазор u вносит дополнительную неопределенность в величину деформации при экспандировании.

Из рис. 3, *б* видно, что металл на границе между сегментами испытывает и деформации растяжения, и деформации изгиба, что может привести к появлению трещины.

При случайном расположении сегментов в трубе сварной шов может оказаться как напротив центра одного из сегментов (рис. 4, *а*), так и рядом со стыком двух сегментов (рис. 4, *б*). В последнем случае в материале сварного шва будут действовать и растягивающие напряжения, и напряжения изгиба (рис. 4, *в*), что повышает вероятность возникновения и развития трещины. Кроме того, вероятность возникновения трещины возрастает при некачественной сварке, наличии в сварном шве пор, несплошностей, расслоений и пр.

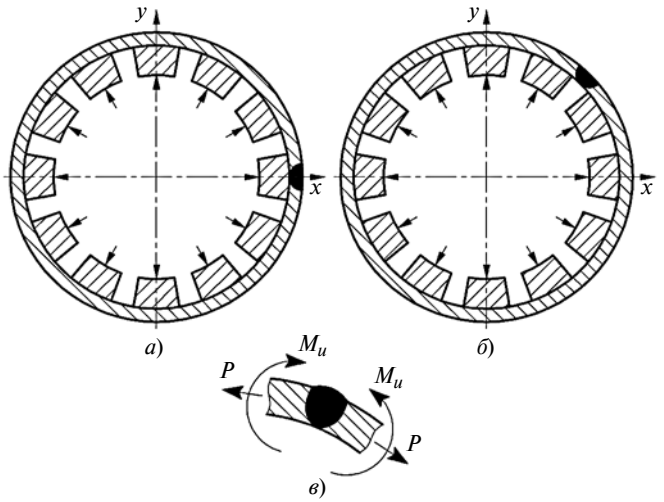


Рис. 4. Возможные расположения сварного шва относительно сегментов экспандера:

а — в центре сегмента; *б* — на стыке двух сегментов; *в* — растягивающие напряжения и напряжения изгиба при расположении сварного шва на стыке двух сегментов

Для определения вероятности появления трещин оценим возможные отклонения размеров трубы и прочность металла. Предельное давление, превышение которого приведет к разрыву трубы, можно определить по критерию Шинкина [1]:

$$p_{\text{п}} = 2\sigma_{\text{в}}\frac{h}{d}\left(1 - \frac{h}{d}\right).$$

При $h/d \ll 1$ имеем:

$$p_{\text{п}} = 2\sigma_{\text{в}}\frac{h}{d}.$$

При отклонениях ($\Delta\sigma_{\text{в}}$, Δh и Δd) параметров $\sigma_{\text{в}}$, h и d можно оценить возможные отклонения давления $p_{\text{п}}$:

$$\Delta p_{\text{п}} \approx \frac{\partial p_{\text{п}}}{\partial \sigma_{\text{в}}}\Delta\sigma_{\text{в}} + \frac{\partial p_{\text{п}}}{\partial h}\Delta h + \frac{\partial p_{\text{п}}}{\partial d}\Delta d;$$

$$\Delta p_{\text{п}} = 2\Delta\sigma_{\text{в}}\frac{h}{d} + 2\sigma_{\text{в}}\frac{\Delta h}{d} - \frac{2\sigma_{\text{в}}h}{d^2}\Delta d$$

или

$$\frac{\Delta p_{\text{п}}}{p_{\text{п}}} = \frac{\Delta\sigma_{\text{в}}}{\sigma_{\text{в}}} + \frac{\Delta h}{h} - \frac{\Delta d}{d},$$

где $\sigma_{\text{в}}$ — предел прочности на растяжение-сжатие; d — диаметр трубы.

Максимально возможные отклонения составят: $\Delta\sigma_{\text{в}}/\sigma_{\text{в}} = 0{,}1 \div 0{,}15$ при $\Delta h/h = 0{,}02$ и $\Delta d/d = 0{,}05$. При неблагоприятном соотношении отклонений: $\Delta\sigma_{\text{в}}/\sigma_{\text{в}} > 0$, $\Delta h/h > 0$, $\Delta d/d < 0$ можно снизить разрушающее давление на величину $(0{,}15 + 0{,}02 + 0{,}05)p_{\text{п}} = 0{,}22p_{\text{п}}$.

Все разрушения на российских магистральных газопроводах диаметром 1420 мм в результате стресс-коррозии происходили, когда напряжения в материале трубы составляли $\geqslant 70$ % от регламентированного предела текучести стали (РПТС) [1], что указывает на влияние случайных отклонений на надежность трубопроводов.

Вероятность появления или развития трещин зависит от положения сварного шва при сборке трубопровода. Оценим вероятность появления трещин, если при случайном выборе положения трубы сварной шов будет находиться не в центральной части сегмента экспандера (см. рис. 4, *а*), а на стыке сегментов (см. рис. 4, *б*). При этом материал шва будет испытывать и растягивающие, и изгибающие напряжения, что повысит вероятность возникновения в металле сварного шва трещин.

Размер $h_{\text{ш}}$ сварного шва составляет $(1 \div 1{,}5)h$ (h — толщина стенки трубы). Для трубы при толщине стенки $h = 41$ мм имеем $h_{\text{ш}} = 41 \div 61{,}5$ мм. Длина сварного шва равна длине наружной окруж-

ности трубы, при диаметре трубы $d = 1235$ мм длина шва составит 3877,9 мм. Тогда при случайном выборе положения трубы вероятность попадания сварного шва в зону повышенной опасности составит:

$$\frac{(1 \div 1{,}5)h}{\pi d} = (10{,}5 \div 15{,}8)10^{-3}.$$

В данном случае опасных участков 12, следовательно, параметр распределения вероятности $\lambda = 0{,}126 \div 0{,}19$.

Используем распределение Пуассона [9]

$$P_0 = \frac{\lambda^k}{k!} e^{-\lambda}, \qquad (2)$$

где k — число возможных дефектов сварного шва.

Тогда при $\lambda = 0{,}126$ и $k = 1$ вероятность попадания сварного шва в опасную зону по формуле (2) составит $P_0 = 0{,}11$.

Наибольший интерес представляет случай, когда опасных ситуаций не возникнет, т. е. $k = 0$.

При $\lambda = 0{,}126$ и $k = 0$ (принимаем $0! = 1$) имеем:

$$P_0(0) = e^{-0{,}126} = 0{,}878.$$

При $\lambda = 0{,}19$; $k = 0$; $P_0(0) = 0{,}827$ вероятность противоположного события, когда будет реализован хотя бы один опасный случай, составит $1 - P_0(0) = 0{,}173$. Случаи, когда $k = 1, 2, ..., n$, не имеют практического значения, поскольку при $k > 0$ появление хотя бы одной трещины, а тем более двух, трех и т. д., в равной степени является опасным и может привести к невозможности эксплуатации трубопровода.

Вероятность того, что возникнет хотя бы один опасный случай мала (0,120÷0,173), но при многократном повторении такие ситуации возможны. При сварке трубы двумя продольными швами вероятность опасного случая существенно возрастает. Действительно, если $\lambda = 2 \cdot 0{,}19 = 0{,}38$ и $P_0(0) = 0{,}684$, то вероятность появления хотя бы одной опасной зоны повышается до 0,316. В данном случае вероятность попадания сварного шва на участок между сегментами не означает обязательного появления в сварном шве трещины, но означает существенное повышение вероятности ее появления и развития.

Для оценки вероятности возникновения аварий, связанных с разрушением труб, определим вероятность числа аварий за один год при длине трубопровода 1000 км. Если длина одной трубы 18 м, то общее число труб в данном трубопроводе составит $5{,}56 \cdot 10^4$. Имеющиеся данные могут быть не точными, но если число отказов за год в Европе составляет 0,32, а в США — 0,48 [1], то вероятности выхода из строя одного соединения составят соответственно $5{,}58 \cdot 10^{-6}$ и $8{,}63 \cdot 10^{-6}$.

Наиболее частые причины аварий на российских трубопроводах: стресс-коррозия — 22,5 %, брак в металле и трубах — 14,1 %, нарушение технологии при строительно-монтажных работах — 23,2 %, воздействие внешних факторов — 34,3 % [1].

Если принять параметр Пуассона в формуле (2) $\lambda = 0{,}32$, то при $k = 0$ получим $P_0(0) = e^{-0{,}32} = 0{,}72$, а при $\lambda = 0{,}48$ имеем $P_0(0) = e^{-0{,}48} = 0{,}619$. Следовательно, вероятности появления хотя бы одного дефекта составят соответственно 0,28 и 0,38.

В рассматриваемом примере следует полагать, что эти величины опасные, так как в России из-за аварий нефтепроводов в год вытекает до 10÷15 млн т, что составляет 4÷5 % от добываемой нефти, при этом экономический ущерб в год достигает 270 млн долл. США [1].

Поэтому для исключения случайных факторов при экспандировании следует контролировать положение трубы и не допускать попадания сварного шва в зону стыка соседних сегментов. Для этого достаточно сделать отметку в середине сегмента экспандера, которая будет соответствовать расположению сварного шва. Тогда сварной шов, в материале которого возникают напряжения и возможны дефекты, будет располагаться напротив середины сегмента.

При применении спиралешовных труб какие-то участки шва неизбежно будут располагаться в зоне изгибных напряжений, поэтому такие сварные швы повышают вероятность возникновения аварийных ситуаций на трубопроводах.

Таким образом, для снижения вероятности возникновения дефектов и разрывов при экспандировании труб на экспандере целесообразно устанавливать указатель расположения центра одного из сегментов, чтобы при сборке исключить попадание сварного шва на стык сегментов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Шинкин В. Н.** Сопротивление материалов для металлургов. М.: Изд. дом МИСиС. 2013. 655 с.
2. **Shinkin V. N., Kolikov A. P.** Engineering calculations for processes involved in the production of large diameter pipes by the SMS-Meer technology // Metallurgist. 2012. Vol. 56. N. 11, 12. P. 833—840.
3. **Осадчий В. Я., Катков А. П.** Производство и качество стальных труб. М.: МГУПИ, 2012. 370 с.
4. **Коликов А. П., Звонарев Д. Ю.** Моделирование процесса экспандирования сварных труб большого диаметра // Сталь. 2017. № 3. С. 41—43.
5. **Мокроусов В. А.** Прочность стальных труб при дефекте внешней фаски продольного сварного шва // Молодой ученый. 2015. № 20 (100). С. 44—49.
6. **Бровман М. Я.** Усовершенствование технологии изготовления сварных трубопроводов // Машиностроитель. 2017. № 6. С. 24—30.
7. **Бровман М. Я.** Усовершенствование процесса сборки трубопроводов // Технология машиностроения. 2017. № 10. С. 20—26.
8. **Анучкин М. П.** Прочность сварных магистральных трубопроводов. М.: Гос. науч.-техн. изд-во нефтяной и горно-топливной литературы. 1963. 196 с.
9. **Вентцель Е. С.** Теория вероятностей. М.: Наука, 1969. 576 с.

УДК 621.983.5

М. А. ВАСЕЧКИН, О. Ю. ДАВЫДОВ, кандидаты технических наук
(Воронежский государственный университет инженерных технологий),
С. В. ЕГОРОВ (ОАО "Научно-исследовательский институт автоматизированных средств производства и контроля", г. Воронеж), e-mail: vmax77@mail.ru

Расчет устойчивости тонкостенных элементов трубопровода при калибровке обжатием многосекторным инструментом перед сборкой в трассу

Рассмотрены теоретические основы процесса калибровки тонкостенных трубных заготовок многосекторным инструментом. Получена зависимость для определения критического давления обжатия, при котором за один переход калибровки образуется складка в продольном направлении в результате потери устойчивости стенки трубы. Даны рекомендации для повышения устойчивости калибровки тонкостенных труб обжатием.

Ключевые слова: тонкостенная труба, калибровка, критическое давление, устойчивость.

The theoretical foundations of the process of calibration of thin-walled pipe billets with a multi-sector tool are considered. A dependence is obtained for determining the critical compression pressure at which a fold in the longitudinal direction is formed in one calibration transition as a result of loss of stability of the pipe wall. Recommendations are given for improving the stability of calibration of thin-walled pipes by compression.

Keywords: thin-walled pipe, calibration, critical pressure, stability.

Транспортировку различных жидкостей и газов осуществляют по трубопроводам из коррозионностойких сталей, титановых или алюминиевых сплавов. Используемые трубы могут иметь толщину стенок 0,5÷1,5 мм и наружные диаметры от 25 до 160 мм. При сборке трубопроводов трубные заготовки подготавливают к автоматической сварке. Качество данных сварных соединений значительно снижается при несовпадении стыкуемых кольцевых кромок, что может быть обусловлено овальностью (отклонением от круглости) и разностью наружных диаметров стыкуемых элементов. Для устранения данных дефектов перед сборкой в трассу применяют калибровку концевых элементов трубных заготовок [1].

Наиболее эффективной калибровкой является обжатие концов трубы многосекторным инструментом. Устройство для калибровки обжатием (рис. 1) позволяет калибровать цилиндрические элементы при толщине стенок 0,5÷1,5 мм и наружных диаметрах 25÷160 мм с допуском на диаметр не более 0,15 мм. Данное устройство подключают к гидравлической системе, обеспечивающей необходимое давление, нагружающее секторы обжимного инструмента [2, 3].

При калибровке цилиндрическую трубную заготовку устанавливают в обжимной многосекторный инструмент на заданную длину (рис. 2). Под давлением секторы инструмента смещаются в радиальном направлении.

В работе [1] получены зависимости усилия калибровки от толщины стенки и диаметра трубы, длины обжимаемого участка и числа секторов инструмента, а также от механических свойств материала трубной заготовки. Однако данные зависимости не позволяют определить необходимое дав-

Рис. 1. Устройство для калибровки цилиндрических труб обжатием

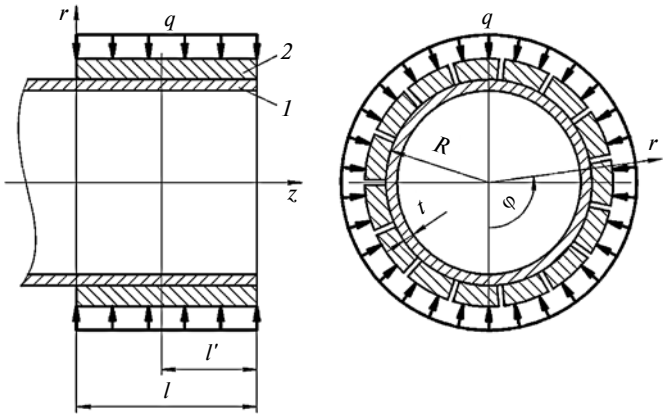


Рис. 2. Схема калибровки цилиндрической трубы обжатием:
1 — труба; *2* — обжимной многосекторный инструмент

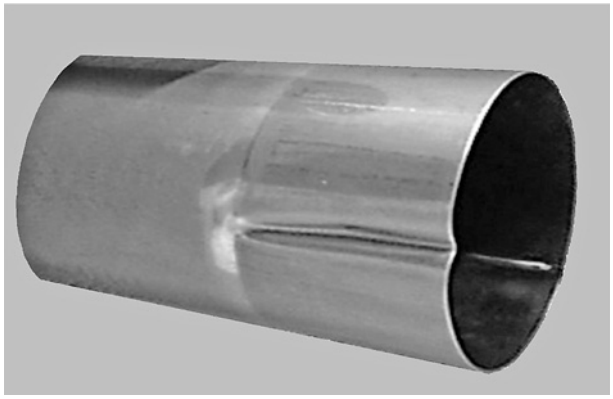


Рис. 3. Труба с гофром, образовавшемся в ходе калибровки обжатием (потеря устойчивости)

ление обжатия, обеспечивающее за один переход калибровки устойчивое формоизменение, с учетом пластического упрочнения материала трубы.

При обжатии определенное сочетание давления, диаметра и толщины трубы, а также особенности конструкции инструмента и свойства материала трубной заготовки могут привести к потере устойчивости стенки трубы и образованию гофра (складок) (рис. 3).

При значительной длине калибруемого участка высота гофра мало меняется в продольном направлении и резко снижается в конце зоны калибровки. Следовательно, устойчивость стенки можно исследовать в любом поперечном сечении трубы, находящемся на некоторых расстояниях от краев калибруемого участка.

Считаем, что при потере устойчивости стенки трубы дополнительные перемещения возникают во всем ее объеме, а нормали к срединной поверхности (условной поверхности, находящейся на одинаковых расстояниях от внутренней и внешней поверхностях трубы) остаются перпендикулярными к этой поверхности в деформированном состоянии.

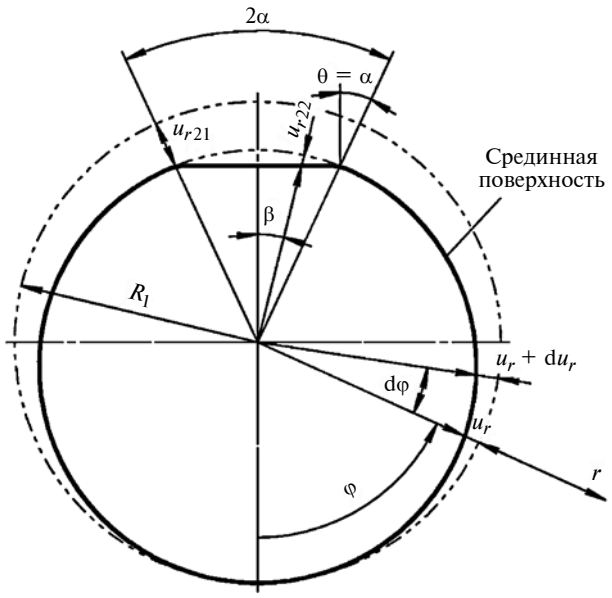


Рис. 4. Срединная поверхность трубы при потере устойчивости

Рассмотрим поперечное сечение трубной заготовки, представляющее собой кольцо, находящееся от края калибруемого участка на расстоянии $l' < l$ (см. рис. 2). Под действием приложенного усилия срединная поверхность переместится на величину $u_r(\varphi)$, при этом нормали к срединной поверхности повернутся на угол θ (рис. 4). В результате поворота нормалей к срединной поверхности в зоне, ограниченной центральным углом 2α сектора инструмента, угол θ станет равным углу α. Следовательно, часть цилиндрической поверхности трубы станет плоской. Данный момент можно считать началом образования гофра.

Связь между перемещением u_r и углом θ поворота нормали при малых значениях u_r определяет выражение

$$\theta \approx \mathrm{tg}\theta = \frac{1}{(R_1 - u_r)}\frac{\mathrm{d}u_r}{\mathrm{d}\varphi} \approx \frac{1}{R_1}\frac{\mathrm{d}u_r}{\mathrm{d}\varphi}, \qquad (1)$$

где R_1 — радиус срединной поверхности.

Принимаем, что угол поворота нормали изменяется линейно:

$$\theta = C_1\varphi + C_0,$$

где C_1, C_0 — константы аппроксимирующей функции.

Функция θ(φ) должна удовлетворять краевым условиям (φ = 0 и θ = 0; φ = π − α и θ = α). С учетом этого получим:

$$\theta = \frac{\alpha}{\pi - \alpha}\varphi. \qquad (2)$$

Решение дифференциального уравнения (1) с учетом формулы (2) и краевого условия (φ = 0 и $u_r = 0$) имеет вид:

$$u_r = \frac{\alpha R_1}{2(\pi - \alpha)}\varphi^2. \qquad (3)$$

Для оценки устойчивости стенки цилиндрического элемента используем энергетический критерий, согласно которому потеря устойчивости становится возможной при равенстве работы внешних сил и работе внутренних напряжений (ввиду симметрии будем рассматривать половину трубы):

$$A_{q1} + A_{q2} = A_{\sigma1} + A_{\sigma2} + A_{\sigma3} + A_{\sigma4}, \qquad (4)$$

где A_{q1} — работа давления, обеспечивающее перемещение $u_{r1} = u_r$ на основном участке трубы ($0 \leqslant \varphi \leqslant \pi - \alpha$); A_{q2} — работа давления, обеспечивающее перемещение u_{r2} в зоне гофра ($\pi - \alpha \leqslant \varphi \leqslant \pi$); $A_{\sigma1}$ — работа нормальных напряжений при деформации сжатия в окружном направлении на основном участке трубы; $A_{\sigma2}$ — работа нормальных напряжений при изгибной деформации на основном участке трубы; $A_{\sigma3}$ — работа нормальных напряже-

ний при деформации сжатия в окружном направлении в зоне гофра; $A_{\sigma 4}$ — работа нормальных напряжений при изгибной деформации в зоне гофра.

Работа давления при перемещении u_{r1} составит:

$$A_{q1} = \int_{L_1} q u_{r1} \mathrm{d}L_1, \qquad (5)$$

где L_1 — длина наружной окружности сечения трубы.

При малом угле α и $R_1 \approx R$ получим формулу работы при перемещении u_{r1} в тонкостенной трубе, подставив формулу (3) в выражение (5):

$$A_{q1} = q \int_0^{\pi-\alpha} \frac{\alpha R_1}{2(\pi-\alpha)} \varphi^2 R \mathrm{d}\varphi \approx \frac{\pi^2}{6} q R^2 \alpha, \qquad (6)$$

где R — радиус наружной поверхности трубы.

Работу при перемещении u_{r2} определяет выражение

$$A_{q2} = \int_{L_2} q u_{r2} \mathrm{d}L_2, \qquad (7)$$

где L_2 — длина наружной окружности сечения трубы в зоне гофра.

Перемещение u_{r2} составит:

$$u_{r2} = u_{r21} + u_{r22}, \qquad (8)$$

где $u_{r21} = u_{r1}(\pi - \alpha)$ — перемещение края зоны гофра, обусловленное перемещением основной трубы; u_{r22} — перемещение в зоне гофра в результате преобразования цилиндрической поверхности в плоскую поверхность:

$$u_{r22} = \frac{(R - u_{r21})(\cos\beta - \cos\alpha)}{\cos\beta} \approx \frac{1}{2} R(\alpha^2 - \beta^2). \qquad (9)$$

С учетом формул (3), (8) и (9) выражение (7) примет вид:

$$A_{q2} = \frac{q}{2} \int_0^{\alpha} (R_1 \alpha(\pi - \alpha) + R(\alpha^2 - \beta^2)) R \mathrm{d}\beta \approx \frac{\pi}{2} q R^2 \alpha^2. \qquad (10)$$

Работа внутренних нормальных напряжений определяется выражением

$$A_\sigma = \frac{1}{2} E_k \int_S \varepsilon^2 \mathrm{d}S,$$

где E_k — касательный модуль упрочнения; ε — окружная относительная деформация сжатия или изгиба; S — площадь поперечного сечения трубы.

Окружная деформация сжатия в зоне основной трубы

$$\varepsilon_1 = \frac{u_{r1}}{r} = \frac{\alpha R_1}{2(\pi - \alpha) r} \varphi^2. \qquad (11)$$

Окружная деформация изгиба в зоне основной трубы

$$\varepsilon_2 = \frac{y \mathrm{d}\theta}{(R_1 + y)\mathrm{d}\varphi} = \frac{y}{R_1 + y} \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}\varphi}, \qquad (12)$$

где y — расстояние от цилиндрической поверхности до срединной поверхности.

Окружная деформация сжатия в зоне гофра

$$\varepsilon_3 = \frac{u_{r21}}{r} = \frac{\alpha(\pi - \alpha) R_1}{2r}. \qquad (13)$$

Окружная деформация изгиба в зоне гофры

$$\varepsilon_4 = \frac{(R_1 - u_{r21})\sin\alpha - (R_1 + y)\alpha}{(R_1 + y)\alpha} \approx -\frac{y}{R_1 + y}. \qquad (14)$$

С учетом формул (11)—(14) получим работы нормальных напряжений:

$$A_{\sigma 1} = \frac{R^2 E_k}{8(\pi - \alpha)^2} \alpha^2 \int_0^{\pi-\alpha} \int_{R-t}^{R} \frac{\varphi^4}{r} \mathrm{d}r \mathrm{d}\varphi \approx \frac{\pi^3}{40} E_k R t \alpha^2; \qquad (15)$$

$$A_{\sigma 2} = \frac{E_k}{2} \frac{\alpha^2}{(\pi - \alpha)^2} \int_0^{\pi-\alpha} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \frac{y^2}{R_1 + y} \mathrm{d}y \mathrm{d}\varphi \approx \frac{1}{24\pi} \frac{E_k t^3}{R} \alpha^2; \qquad (16)$$

$$A_{\sigma 3} = \frac{1}{8} E_k \alpha^2 (\pi - \alpha)^2 R_1^2 \int_0^{\alpha} \int_{R-t}^{R} \frac{1}{r} \mathrm{d}r \mathrm{d}\beta \approx \frac{\pi^2}{8} E_k R t \alpha^3; \qquad (17)$$

$$A_{\sigma 4} = \frac{1}{2} E_k \int_0^{\alpha} \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \frac{y^2}{R_1 + y} \mathrm{d}y \mathrm{d}\beta \approx \frac{1}{24} \frac{E_k t^3}{R} \alpha. \qquad (18)$$

Подставив в формулу (4) выражения (6), (10), (15)—(18), получим уравнение критического давления, при котором стенка трубы может потерять устойчивость:

$$q = \frac{E_k t \alpha (1{,}234\alpha + 0{,}775)}{R(1{,}571\alpha + 1{,}645)}.$$

Центральный угол 2α сектора обжимного инструмента связан с радиусом R калибруемой трубы зависимостью

$$2\alpha = \frac{h + 1}{R},$$

где h — ширина сектора обжимного инструмента.

Касательный модуль E_k упрочнения определяем по формуле [4]

$$E_k = \frac{\mathrm{d}\sigma_и}{\mathrm{d}\varepsilon_и},$$

где $\sigma_и$ и $\varepsilon_и$ — интенсивности соответственно напряжений и деформаций при пластическом формоизменении.

Запишем интенсивность напряжений в цилиндрической системе координат [5]:

$$\sigma_и = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_r-\sigma_\varphi)^2+(\sigma_\varphi-\sigma_z)^2+(\sigma_z-\sigma_r)^2+} \rightarrow$$

$$\rightarrow \overline{+6(\tau_{r\varphi}^2+\tau_{\varphi z}^2+\tau_{zr}^2)}.$$

При обжатии тонкостенной трубы напряжение в осевом направлении равно нулю, напряжением в радиальном направлении можно пренебречь, тогда $\sigma_и = \sigma_\varphi$.

Многочисленными экспериментами были получены зависимости $\sigma_и = f(\varepsilon_и)$ (рис. 5), которые позволили определить выражения для касательного модуля упрочнения E_k, учитывающего изменение механических свойств материала калибруемой трубы в зависимости от величины обжатия:

для алюминиевого сплава АМг3М:

$$E_k = 146\varepsilon_и^{-0,684};$$

для титанового сплава ВТ1-0:

$$E_k = 196\varepsilon_и^{-0,813};$$

для титанового сплава ПТ-7М:

$$E_k = 388\varepsilon_и^{-0,741};$$

для стали 12Х18Н10Т:

$$E_k = 317\varepsilon_и^{-0,738}.$$

Необходимую относительную деформацию при обжатии в окружном направлении можно определить по формуле

$$\varepsilon_и = \varepsilon_\varphi = \left|\ln\frac{R-b}{R}\right|,$$

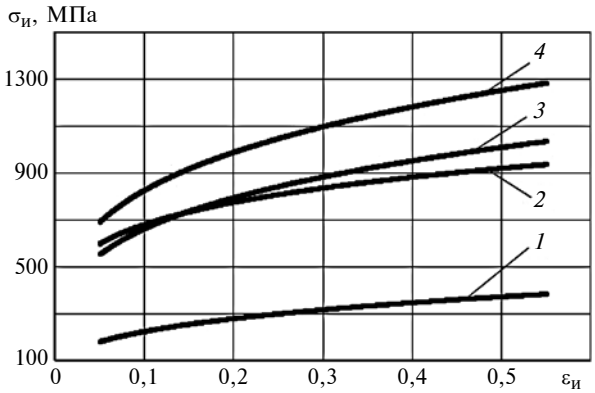


Рис. 5. Зависимости интенсивности напряжений $\sigma_и$ от интенсивности деформаций $\varepsilon_и$ при обжатии труб из сплавов АМг3М (*1*); ВТ1-0 (*2*); ПТ-7М (*3*) и стали 12Х18Н10Т (*4*)

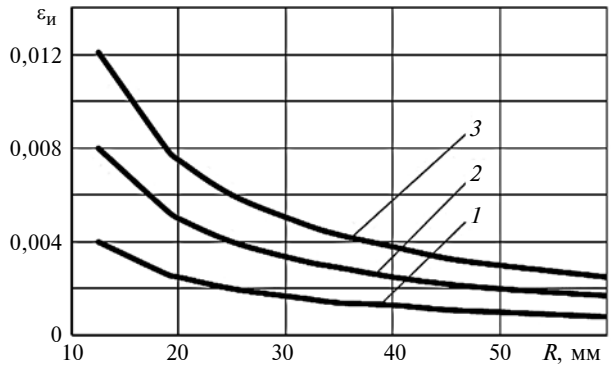


Рис. 6. Зависимости интенсивности и деформаций $\varepsilon_и$ от радиуса *R* наружной поверхности калибруемой трубы при устранении смещений *b* = 0,05 (*1*); 0,10 (*2*); 0,15 мм (*3*)

где *b* — радиальное смещение свариваемых кромок труб перед калибровкой.

Зависимости интенсивности деформаций от радиуса *R* калибруемой трубы и смещения *b* кромок представлены на рис. 6.

Для оценки устойчивости калибровки тонкостенных труб обжатием многосекторным инструментом по приведенным выше выражениям были построены зависимости (рис. 7—9), анализ которых показал следующее.

Критическое давление *q* обжатия, при котором за один переход калибровки может образоваться гофр в продольном направлении в результате потери устойчивости стенки трубы, уменьшается с увеличением радиусов *R* наружных поверхностей исследуемых труб (см. рис. 7). При прочих равных условиях для труб из материала с более высокими механическими показателями потеря устойчивости происходит при большом давлении обжатия.

При устранении большего смещения *b* потеря устойчивости стенки трубы происходит при меньшем критическом давлении *q* (см. рис. 8). При устранении одинаковых смещений кромок свариваемых труб (*b* = const) потеря устойчивости стенки трубной

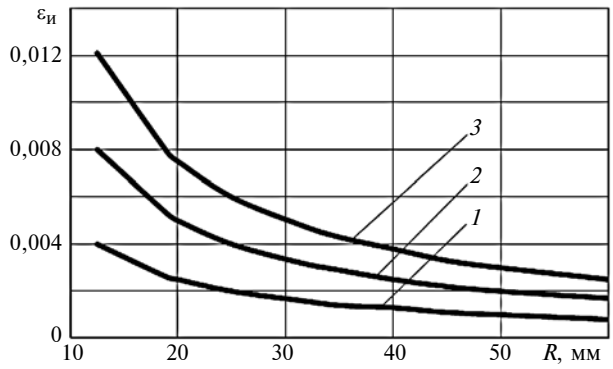


Рис. 7. Зависимости критического давления *q* обжатия от радиуса *R* наружной поверхности калибруемой трубы при толщине стенки *t* = 1 мм и устранении смещения *b* = 0,15 мм для труб из сплавов АМг3М (*1*); ВТ1-0 (*2*); ПТ-7М (*3*) и стали 12Х18Н10Т (*4*)

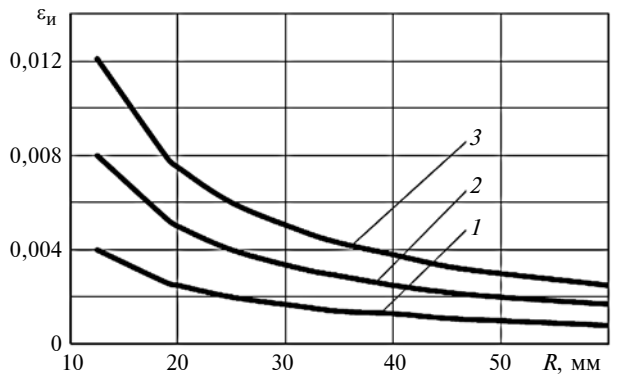


Рис. 8. Зависимости критического давления *q* обжатия от смещения *b* для труб из сплава ВТ1-0 при толщине стенки *t* = = 1,0 мм и радиусах наружной поверхности *R* = 12,5 (*1*); 25 (*2*); 40 (*3*); 60 мм (*4*)

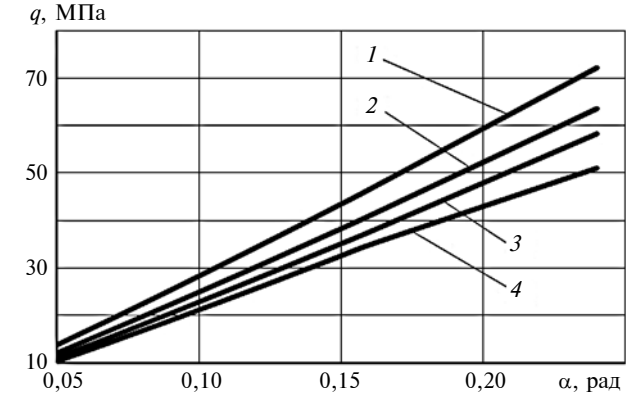


Рис. 9. Зависимости критического давления *q* обжатия от угла α сектора инструмента для труб из сплава ВТ1-0 с толщиной стенки *t* = 1,0 мм при смещении *b* = 0,15 мм и радиусах наружной поверхности *R* = 12,5 (*1*); 25 (*2*); 40 (*3*); 60 мм (*4*)

заготовки с меньшим радиусом наружной поверхности произойдет при более высоком давлении *q*.

С увеличением центрального угла 2α сектора инструмента и при одновременном уменьшении радиуса *R* наружной поверхности калибруемой трубной заготовки критическое давление *q* обжатия возрастает (см. рис. 9).

Число секторов обжимного инструмента можно определить по формуле

$$N \approx \frac{\pi R}{\alpha}.$$

С уменьшением радиуса *R* трубы или с увеличением центрального угла 2α сектора инструмента число секторов уменьшается, что снижает равномерность распределения нагрузки на трубную заготовку, а следовательно, повышает вероятность потери устойчивости. Экспериментально было установлено, что при калибровке труб диаметром от 25 до 160 мм оптимальное число секторов обжимного инструмента составляет $N = 20 \div 40$ шт. [1, 2].

Таким образом, устойчивость калибровки обжатием зависит от геометрических параметров тонкостенных труб, механических свойств материала трубных заготовок, силы обжатия и величины деформации. Чем больше радиус наружной поверхности трубы или значение центрального угла сектора инструмента и величина деформации при обжатии, тем меньше критическое давление калибровки.

Повысить устойчивость процесса калибровки тонкостенных труб обжатием можно увеличением толщины стенки трубы, использованием трубных заготовок из материала с более высокими механическими свойствами, применением инструмента с бóльшим числом секторов, а также выполнением калибровки за несколько переходов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Калибровка** тонкостенных прецизионных труб поперечным обжимом и раздачей многосекторным инструментом / М. А. Васечкин, О. Ю. Давыдов, С. В. Егоров, А. Б. Коломенский // Вестник машиностроения. 2016. № 2. С. 59—63.
2. **Installation** for calibration of thin-walled precision pipes / M. A. Vasechkin, S. V. Shakhov, I. N. Maslov, S. V. Egorov // Journal of Engineering and Applied Sciences. 2015. Vol. 10. N. 8. P. 208—213.
3. **Егоров В. Г., Васечкин М. А., Матвеева Е. В.** Оборудование для создания прецизионных тонкостенных высокоресурсных трубопроводных систем // Инновационное развитие современной науки: проблемы, закономерности, перспективы: Сб. статей 2-й междунар. науч.-практ. конф. 2017. С. 41—44.
4. **Яковлев С. С., Дудка Д. В.** Условие потери устойчивости стенки трубной заготовки из анизотропного материала // Изв. ТулГУ. Технические науки. 2011. Вып. 1. С. 14—21.
5. **Писаренко Г. С., Можаровский Н. С.** Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести. Киев: Наука думка, 1981. 496 с.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

УДК 621.762.27.001

В. В. СЛЕПЦОВ, д-р. техн. наук, А. В. САВКИН, канд. техн. наук, Е. А. ТРУНОВА, Д. Ю. КУКУШКИН, А. О. ДИТЕЛЕВА (МАИ), e-mail: savkin@mati.ru, 1525395@mail.ru

Исследование процесса электроискрового диспергирования материалов для получения наноразмерных компонентов перспективных порошковых композиций для аддитивных технологий[1]

Разработана лабораторная электроискровая установка, позволяющая создавать перенапряжение на межэлектродном промежутке между диспергируемыми электродами. Показана возможность получения нанопорошков токопроводящих материалов методом электроискровой эрозии в условиях значительного перенапряжения разрядного промежутка. Показаны перспективы получения порошковых материалов в малотоннажных объемах для аддитивных технологий с высокой экономической эффективностью.

Ключевые слова: наночастицы, нанопорошки, аддитивные технологии, порошковые композиции, электроискровое диспергирование.

A laboratory electric spark machine was developed, that makes it possible to create an overvoltage at the interelectrode gap between the dispersible electrodes. The possibility of obtaining nanopowders of conductive materials by the method of electrospark erosion under the conditions of a significant overvoltage of the discharge gap is shown. The prospects of obtaining powder materials in low tonnage volumes for additive technologies with high economic effectiveness are shown.

Keywords: nanoparticles, nanopowders, additive technologies, powder compositions, electrospark dispersion.

В начале XXI века в высокотехнологичных отраслях промышленности значимой проблемой стал низкий коэффициент использования материала: по результатам обработки заготовок до 70÷80 % закупленного материала становятся промышленными отходами. Решать эту проблему начали внедрением передовых производственных технологий. В настоящее время наиболее действенной признана концепция так называемых аддитивных технологий, подразумевающая не обработку заготовки с получением нужной формы, а формообразование деталей нужной формы из сырья, которого требуется ровно столько, сколько содержит деталь. В наше время появление аддитивных технологий в высокотехнологичной промышленности выглядит вполне реалистичным. Это в первую очередь связано с развитием лазерной техники, которая позволила создать относительно недорогую технологию получения деталей послойным лазерным спеканием из порошковых материалов. Одновременно стало понятно, что такие аддитивные технологии экономически целесообразно применять при изготовлении небольших партий изделий с большой добавленной стоимостью, т. е. внедрение аддитивных технологий — это следующий шаг к повышению конкурентоспособности для ракето-, двигателе-, авиа-, судостроения, а также для энергетического, транспортного и сельскохозяйственного машиностроения. Производители, которые не смогут перейти на новые технологии, будут вынуждены уйти с рынка.

Однако для внедрения аддитивных технологий в высокотехнологичную промышленность требуется огромный ассортимент порошков разнообразных металлов и сплавов, но в относительно небольших количествах из-за невысокой серийности производства высокотехнологичных изделий, поэтому для промышленности наибольший интерес представляют универсальные технологии производства порошков металлов и сплавов, позволяющие работать с любыми материалами и получать порошки различных фракций в малотоннажных объемах. Следует отметить, что технологии производства порошков для аддитивных технологий должны иметь и хорошие экономические показатели, так как стоимость этих порошков в настоящее время слишком высока для их массового применения [1].

Одновременно с повышением экономической эффективности при производстве порошков для аддитивных технологий ведутся работы по совершенствованию их составов и композиций для получения изделий более высокого качества. Буквально за прошедший год возник интерес к использованию для этих целей нанопорошков металлических и других материалов. Нанопорошки предлагается смешивать с частицами микронных размеров для повышения точности, уменьшения шероховатости и улучшения служебных характеристик деталей, получаемых методами послойного лазерного или электронно-лучевого спекания. Например, работы в этом направлении стартовали в формате государственно-частного партнерства по линии Российской академии наук в ИФПМ СО РАН [2]. Однако на пути внедрения аддитивных технологий в Российской Федерации стоит значительное препятст-

[1] Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ, проект № 8.7552.2017/БЧ.

вие, которое вызвано частичным запретом на поставки в нашу страну оборудования для производства микро- и нанопорошков. С таким ограничением столкнулись не только промышленные предприятия оборонно-промышленного комплекса, но даже научно-исследовательские организации, например ВИАМ [3].

Существуют два основных способа получения нанопорошков металлов и сплавов — химический и физический (диспергирование) [4—6]. При производстве конкретных нанопорошков в больших объемах преимущество, как правило, имеет химический способ. При производстве широкой номенклатуры нанопорошков в малотоннажных объемах целесообразно применение физических методов, среди которых наиболее перспективными считают: электрический взрыв проволоки; вакуумно-дуговое диспергирование; лазерную абляцию; электроэрозионное диспергирование материалов.

Для получения субмикронных и наноразмерных порошков токопроводящих магнитных материалов для устройств магнитной записи учеными из Калифорнийского университета под руководством профессора Берховица был предложен весьма простой и доступный метод их синтеза на основе электроискровой эрозии исходных материалов в жидком диэлектрике [7]. Фактически в их работе был использован известный метод электроискровой обработки материалов, но реализованный по другой схеме, направленной на интенсивное разрушение материалов рабочих электродов с целью получения порошков этих материалов. Однако этому методу в случае получения порошков нанометровых размеров, как и большинству других известных высокопроизводительных методов получения нанопорошков, присущ недостаток, заключающийся в большом разбросе размеров получающихся в едином процессе наночастиц, которые могут составлять от единиц до сотен нанометров, что значительно осложняет получение или выделение фракций наночастиц с требуемыми характеристиками для составления порошковых композиций для аддитивных технологий.

Дальнейшие исследования, направленные на изучение процессов электроискрового синтеза нанопорошков, подтвердили возможность получения нанопорошков различных токопроводящих материалов, включая сплавы сложного состава [8, 9]. Были проведены исследования влияния на процесс синтеза нанопорошков используемых диэлектрических жидких сред, как традиционных для электроискровой обработки материалов (например, керосина), так и иных органических и неорганических жидкостей, в том числе криогенных [10, 11]. На данный момент полученные различными группами результаты исследований позволили лучше понять процесс электроискрового синтеза наночастиц, но не позволили устранить недостаток этого метода получения нанопорошков, связанный с большим разбросом размеров наночастиц. По нашему мнению, это может быть вызвано сразу несколькими факторами. В работе [10] для синтеза нанопорошков предлагается использовать разрядные импульсы с энергией менее 100 мДж, что затруднительно при применении стандартных генераторов импульсов для электроискровых установок, которые, как правило, использовались исследователями при проведении экспериментов. Кроме того, математическое моделирование поведения парогазовых пузырьков, образующихся при пробое в жидком диэлектрике, проведенное в работе [12], показало, что их схлопывание в ряде случаев сопровождается делением на несколько частей, размеры которых зависят от условий их образований, что приводит к появлению нескольких наночастиц разных размеров.

На основании изучения уже известных результатов авторы сделали предположение, что уменьшение разброса размеров частиц нанопорошков возможно путем изменения условий протекания искрового пробоя таким образом, чтобы пробой протекал быстрее и при этом был локализован на меньшей площади электродов. Этого, по-видимому, можно добиться, если на электродах, подвергаемых электроискровому диспергированию, создать значительное перенапряжение, что невозможно ни в одной ранее описанной схеме. Для создания перенапряжения на электродах в схему должен быть добавлен еще один коммутационный элемент, который коммутировал бы заряженный до высокого напряжения конденсатор с электродами при напряжении на конденсаторе, значительно большем, чем пробивное напряжение между этими электродами для используемой диэлектрической жидкой среды.

Для проведения эксперимента была разработана экспериментальная электроискровая лабораторная установка, позволяющая создавать перенапряжение на диспергируемых электродах, функциональная схема которой показана на рис. 1.

В лабораторной установке при проведении экспериментов был использован высоковольтный конденсатор (*C*) емкостью 1000 пФ. Конденсатор заряжался от высоковольтного трансформатора пере-

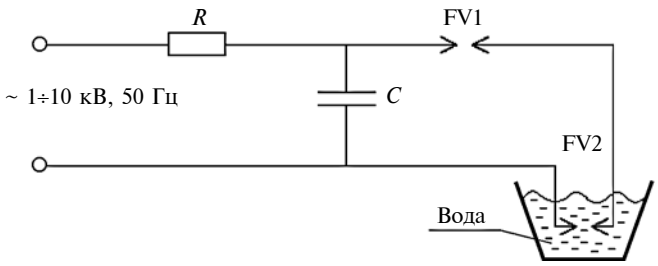
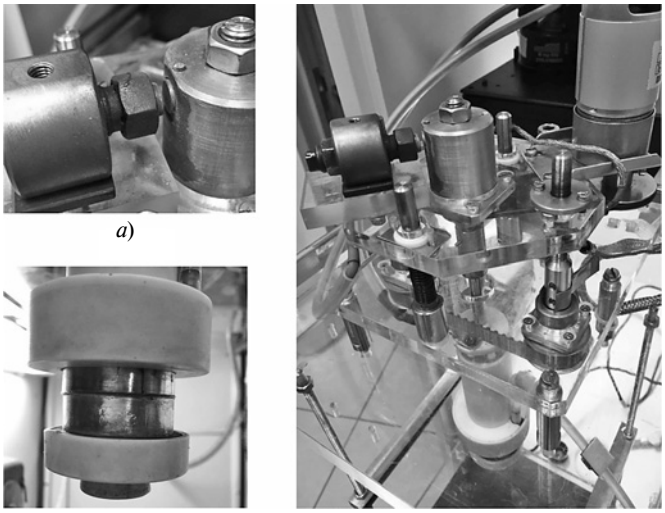


Рис. 1. Функциональная схема экспериментальной электроэрозионной установки:

C — высоковольтный конденсатор; *R* — ограничительный резистор; FV1 — неуправляемый воздушный разрядник; FV2 — межэлектродный зазор между диспергируемыми электродами



а) *б*) *в*)

Рис. 2. Неуправляемый воздушный разрядник (*а*), диспергируемые электроды из серебра (*б*), общий вид лабораторной электроискровой установки (*в*)

менного тока с частотой 50 Гц до напряжения в диапазоне от 1 до 10 кВ. Для коммутации высоковольтного конденсатора был использован неуправляемый воздушный разрядник FV1, представляющий собой воздушный зазор шириной 1 мм между двумя электродами площадью 50 мм^2. Фотография использованного в лабораторной установке неуправляемого воздушного разрядника показана на рис. 2, *а*. Скорость заряда конденсатора в схеме лабораторной установки задавалась сопротивлением R зарядного контура.

В качестве жидкого диэлектрика для заполнения межэлектродного зазора, образующегося между двумя диспергируемыми электродами FV2, в экспериментах использовалась дистиллированная вода. Электроды лабораторной установки были изготовлены из серебра (рис. 2, *б*). Во время проведения экспериментов между электродами был установлен зазор в 70 мкм. Для равномерного расходования электродов в процессе электроискровой эрозии было предусмотрено вращение поверхностей рабочих электродов относительно друг друга. Общий вид лабораторной установки с неуправляемым воздушным разрядником, электродами и системой приводов вращения представлен на рис. 2, *в*.

При проведении экспериментов конденсатор, заряженный до высокого напряжения, достаточного для одновременного пробоя воздушного разрядника и межэлектродного зазора, разряжался через воздушный разрядник на рабочие электроды, погруженные в ванну с дистиллированной водой объемом 1 л. Для установленных значений параметров лабораторной электроискровой установки напряжение пробоя составляло порядка 4 кВ, при этом сила тока разряда в импульсе составляла от 1 до 2 кА. Электроискровое диспергирование электродов проводили в течение 10 мин.

Полученные в экспериментах образцы нанопорошков серебра были подвергнуты исследованию распределения по размерам частиц методом динамического рассеивания света (DLS). Измерение проводили прибором Photocor Compact-Z. Диаграмма распределения частиц полученных нанопорошков серебра по размерам (рис. 3) показала, что это распределение — достаточно узкое, при этом более 80 % наночастиц имеют диаметр от 20 до 45 нм. Помимо метода DLS для измерения распределения частиц нанопорошков по размерам были использованы снимки, полученные на просвечивающем электронном микроскопе (ПЭМ) LEO-912 AB OMEGA. Типичные для ПЭМ снимки частиц представлены на рис. 4. Видно, что большинство частиц имеют сферическую форму, а их размеры составляют 20÷40 нм, что подтверждает результаты исследования методом DLS.

Для оценки состава полученных нанопорошков серебра была сделана их электроннограмма, которую использовали для сравнения с электроннограммой образца кристаллического серебра. Сравнение показало, что полученные частицы нанопорошка состоят из кристаллического серебра без заметной примеси окислов или солей. Электроннограммы частиц полученного нанопорошка серебра

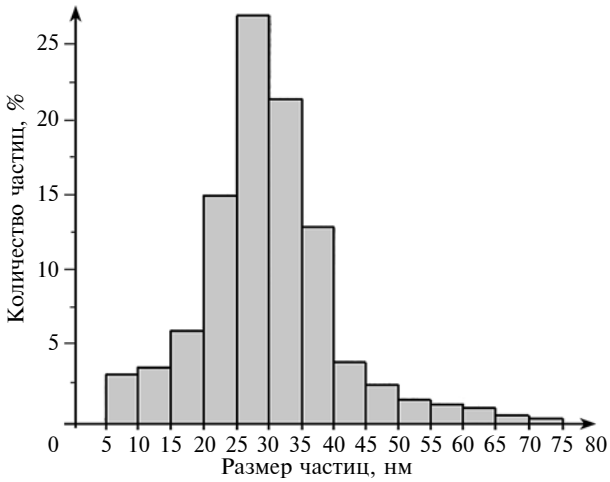
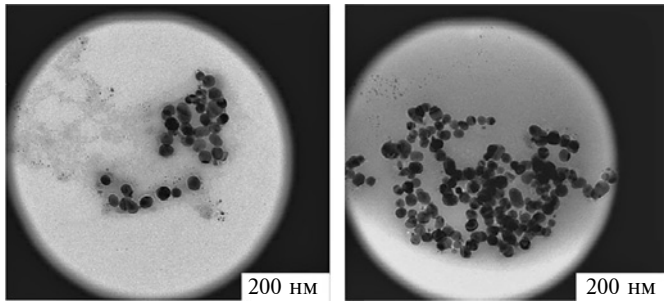
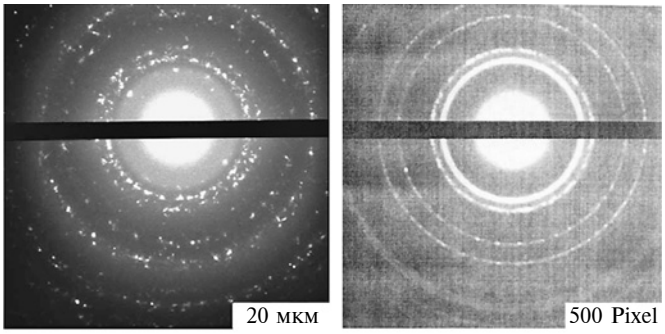


Рис. 3. Диаграмма распределения полученных частиц нанопорошков серебра по размерам



а) *б*)

Рис. 4. Типовые ПЭМ снимки полученных частиц нанопорошков серебра



а) *б*)

Рис. 5. Электроннограммы частиц нанопорошка серебра (*а*) и образца кристаллического серебра (*б*)

и образца кристаллического серебра приведены на рис. 5, *а* и *б* соответственно.

Исследования показали возможность получения нанопорошков токопроводящих материалов с небольшим разбросом размеров частиц методом электроискровой эрозии в условиях значительного перенапряжения разрядного промежутка. Полученные частицы нанопорошков серебра имели сферическую форму и довольно узкое распределение по размерам. По-видимому, исследуемый процесс перспективен для создания на его основе технологии получения порошковых материалов из металлов и сплавов для аддитивных технологий и оборудования для их производства в малотоннажных объемах. Экономическую эффективность такой технологии можно косвенно оценить через производительность станков для электроэрозионной резки материалов. Так, для станков серии LS ZNC компании LIEN SHENG Mechanical & Electrical Co., Ltd. при потребляемой мощности 10 кВт · ч максимальное количество диспергируемого материала составляет 42 000 мм^3/ч или 42 см^3/ч, что соответствует затратам на получение 1 см^3 порошка, равным ≈ 1 руб., при условии использования диэлектрической жидкости по замкнутому циклу.

Для лучшего изучения процесса получения нанопорошков и понимания влияния перенапряжения разрядного промежутка на этот процесс необходимо дальнейшее его исследование для различных соотношений разрядных зазоров и различных токопроводящих материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Попадюк С.** Пять особенностей металлических порошков для 3D-печати // Фотоника. 2018. Т. 12. № 3. С. 308—311.

2. **Томские** ученые разрабатывают новые отечественные материалы для 3D печати: новостное сообщение / ФАНО, М., 25.12.2017. URL: http://fano.gov.ru/ru/press-center/card/?id_4=39207 (дата обращения 26.12.2017 г.).

3. **Макаров М.** Дорогие "игрушки" или реальный путь модернизации машиностроения в России? // Фотоника. 2015. № 5. 53. С. 20—32.

4. **Magnetic** nanoparticles: preparation, structure and properties / S. P. Gubin, Yu. A. Koksharov, G. B. Khomutov, G. Yu. Yurkov // Russian Chemical Reviews. 2005. № 74. 6. P. 489—520.

5. **Magnetic** Nanoparticles: Synthesis, Protection, Functionalization and Application / An-Hui Lu, E. L. Salabas, Ferdi SchÜth // Angewandte Chemie. 2007. V. 46. Is. 8. P. 1222—1244.

6. **Namita Rajput** Methods of preparation of nanoparticles — a review // International Journal of Advances in Engineering & Technology. 2015. V. 7. Is. 4. P. 1806—1811.

7. **Berkowitz A. E., Walter J. L.** Spark erosion: A method for producing rapidly quenched fine powders // Journal of Materials Research. 1987. V. 2. Is. 2. P. 277—288.

8. **Fabrication** of spherical particles with mixed amorphous/crystalline nanostructured cores and insulating oxide shells / J. I. Hong, F. T. Parker, V. C. Solomon et al. // J. Mater. Res. 2008. V. 23. P. 1758—1763.

9. **Spark** erosion: a high production rate method for producing Bi0.5Sb1.5Te3 nanoparticles with enhanced thermoelectric performance / P. K. Nguyen, K. H. Lee, J. Moon et al. // Nanotechnology. 2012. 23. 415604.

10. **Spark-eroded** particles: Influence of processing parameters / J. Carrey, H. B. Radousky, A. E. Berkowitz // Journal of applied physics. 2014. V. 95. Is. 3. P. 823—829.

11. **Monastyrsky G.** Nanoparticles formation mechanisms through the spark erosion of alloys in cryogenic liquids // Nanoscale Research Letters. 2015. 10: (503).

12. **Mohammad T. Shervani-Tabar, Nima Mobadersany.** Numerical study on the hydrodynamic behavior of the dielectric fluid around an electrical discharge generated bubble in EDM // Theoretical and Computational Fluid Dynamics. 2013. V. 27. P. 701—719.

УДК 621.31

В. Г. ГОФФМАН, д-р. техн. наук (Саратовский ГТУ им. Ю. А. Гагарина),
В. В. СЛЕПЦОВ, д-р. техн. наук, С. Н. КУЛИКОВ, канд. техн. наук (МАИ),
e-mail: 1525395@mail.ru

Синтез модифицированных полититанатов калия для сверхъемких конденсаторных структур[1]

Рассматривается синтез новых функциональных материалов для суперконденсаторов. Легированием активных диэлектриков на основе полититаната калия получены наногибридные материалы с заданными свойствами, обладающие высокой диэлектрической проницаемостью, пригодные для создания сверхъемких конденсаторных структур нового поколения.

Ключевые слова: суперконденсатор, наноматериал, полититанат калия, диэлектрическая проницаемость.

The synthesis of new functional materials for supercapacitors is considered. By the alloying of active dielectrics on the basis of potassium polititanate the hybrid materials with predetermined properties are produced that possess high dielectric permittivity, suitable for creating new-generation super-capacitor structures.

Keywords: supercapacitor, nanomaterial, potassium polititanate, dielectric permittivity.

Сегодня в энергетической, транспортной, электронной и других областях техники очень большой спрос на хранение электрической энергии. Поэтому производство накопителей энергии становится самостоятельной отраслью. Ученые и специалисты развитых стран работают над созданием энергоэффективного и экологически чистого электротранспорта, например, уже созданы тяговые электроприводы с КПД 93 %. Последней, до конца не решенной проблемой является автономное электропитание.

В последнее время наибольшее предпочтение отдается комбинированным или гибридным источникам автономного энергоснабжения, состоящим из аккумулятора и суперконденсатора, с управляющей микропроцессорной системой, оптимизирующей процессы заряда/разряда. Аккумулятор как источник энергии обеспечивает стационарный режим работы, суперконденсатор как источник мощности отдает в переходных режимах бóльшую мощность, но работает значительно меньшее время и подзаряжается от аккумулятора в стационарном режиме.

Если энергоемкость литиевых источников тока составляет 220÷250 Вт · ч/кг, то сверхъемких конденсаторных структур (СКС) — всего лишь 10÷15 Вт · ч/кг, поэтому сегодня актуальной задачей является повышение энергоемкости СКС до 20÷50 Вт · ч/кг.

Известно, что энергия $E = CU^2/2$, запасаемая в конденсаторной структуре (КС), зависит от ее емкости и квадрата напряжения, где $C = \varepsilon\varepsilon_0 S/d$. Здесь ε — диэлектрическая проницаемость среды (в вакууме $\varepsilon = 1$); ε_0 — диэлектрическая постоянная обкладок конденсатора, равная $8{,}854187817 \cdot 10^{-12}$; d — расстояние между электродами для керамических конденсаторов или толщина двойного электрического слоя для электролитических конденсаторов.

Ресурс повышения емкости за счет увеличения поверхности S уже практически исчерпан — порошки и ткани на основе углерода обеспечивают $S \approx 1500 \div 2000$ м^2/г, перспективный материал графен — до 2500 м^2/г. Исследования и практические результаты увеличения энергоемкости совершенствованием электродных материалов даны в работе [1].

Перспективное направление увеличения емкости КС — увеличение диэлектрической проницаемости ε, а в целом энергоемкости — еще и за счет повышения рабочего напряжения. Уже создана керамика с диэлектрической проницаемостью $\varepsilon \approx 10^4$, существуют органические материалы, у которых $\varepsilon \approx 10^5$ [2], а применение нанотехнологий позволило в лабораторных условиях получить поликерамические наноструктуры с диэлектрической проницаемостью $\varepsilon \approx 10^8$ и пробивным напряжением 0,02÷0,1 мВ/м.

Работы по созданию СКС привели исследователей к использованию сегнетоэлектриков, физические свойства которых изучал еще И. В. Курчатов в конце 1930 гг. при исследовании сегнетовой соли [3]. Однако практическое применение сегнетоэлектрики нашли только с развитием радиотехники, электроакустики, квантовой электроники, при этом используются такие их свойства, как высокий пьезомодуль, наличие петли диэлектрического гистерезиса, необычные электрооптические характеристики; большая диэлектрическая проницаемость таких материалов вызвала интерес и у разработчиков СКС.

Перспективным направлением является создание КС на основе полититанатов щелочных металлов, имеющих слоистую структуру с диэлектрической проницаемостью $\varepsilon > 10^6$ и металла с высокой электропроводностью (например, серебра).

Полититанаты калия (ПТК) с общей химической формулой $K_2O \cdot nTiO_2$ представляют собой новый вид функциональных материалов и могут составить основу

[1] Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ, уникальный идентификатор проекта RFMEFI57717X0275.

активных диэлектриков, способных выполнять функции обоих компонентов системы "полупроводник — активный диэлектрик", безопасны для здоровья технического персонала при производстве и использовании.

Однако синтез ПТК — дорогостоящий процесс с использованием высоких температур и сложных многостадийных операций. Поэтому разработка новых методов получения разных модификаций ПТК, существенно снижающих их стоимость, позволяющих создавать продукты с регулируемым размером частиц и новые ранее не отмеченные виды морфологии кристаллов, весьма актуальна. В наибольшей степени решению поставленной задачи соответствуют чешуйчатые ПТК (рис. 1) с наноразмерами порядка 200÷400 нм и толщиной 40÷80 нм. Такие ПТК марок TIBREX-ALFA, TERRACESS и FRICONP являются самостоятельным коммерческим продуктом, представленным на мировом рынке и производимым на основе японских патентов.

Исследования позволили установить, что при термической обработке (900÷1100 °С) этих материалов происходит кристаллизация с формированием полупроводниковых структур, которые можно использовать для синтеза активных диэлектриков с заданными электрофизическими свойствами. Размеры и морфологию получаемых частиц можно регулировать выбором условий обжига (рис. 2), и, тем самым, придавать системе

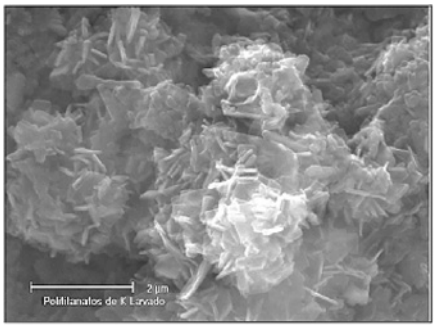


Рис. 1. Частица чешуйчатого ПТК, взятого за основу для получения активных диэлектриков

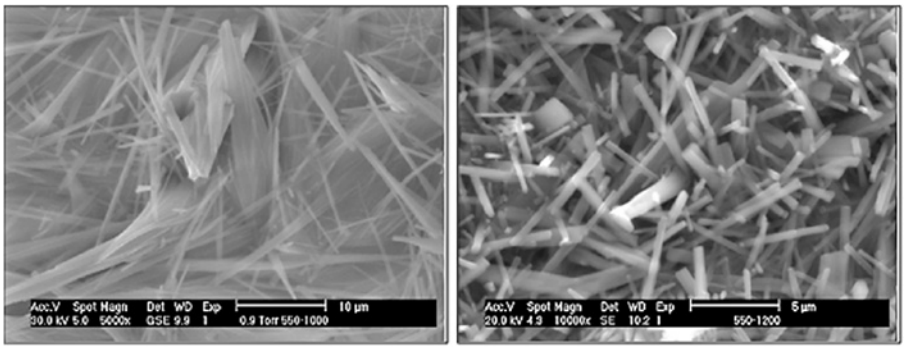


Рис. 2. Модификации волокнистых титанатов калия, синтезированных на основе чешуйчатых ПТК при температуре *T* обжига 900 (*а*) и 1100 °С (*б*)

"металл — полупроводник — активный диэлектрик" требуемую структуру активного слоя.

Установлено, что перекристаллизация чешуйчатых ПТК в волокнистые проходит при достаточно высоких температурах внутри матричной структуры композиционного материала.

Гетероструктурные наноматериалы имеют широкий спектр уникальных физико-химических свойств — от диэлектрических до металлических и от диамагнитных до ферромагнитных. Свойства можно варьировать, изменяя химический состав исходного соединения [4, 5].

Обратимое внедрение молекул-гостей в межслойное пространство основы известно как реакция интеркаляции. В основе большинства интеркаляционных процессов лежат разнообразные химические взаимодействия между гостем и основой, такие как ионный обмен, кислотно-основные реакции, образование водородных связей и электрохимические окислительно-восстановительные реакции [6].

Легированием титанатов удалось получить наногибридные материалы с заранее заданными свойствами, которые от других соединений ПТК отличаются значительно большим межслойным расстоянием. Поэтому ионообменная емкость ПТК значительно больше, чем других производных оксида титана со слоистой структурой, что позволяет варьировать содержание переходного металла в составе интеркалированного ПТК от долей процента до 20÷25 %. В результате появляется возможность синтезировать ПТК с высоким и регулируемым содержанием легирующей добавки.

В качестве приемов легирования активных диэлектриков на основе ПТК использовали методы протонирования (частичной эксфолиации), интеркаляции и декорирования.

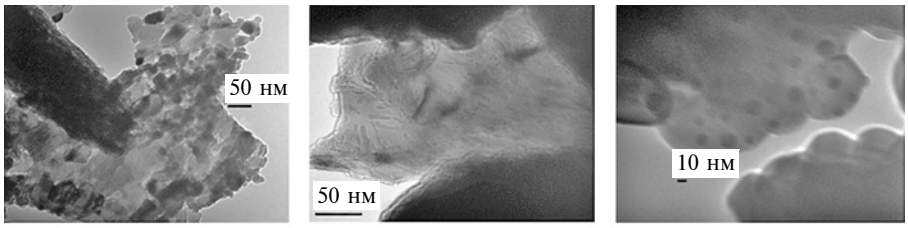
Протонированный полититанат (ПТКП) получали путем обработки водной суспензии базового ПТК (массовое соотношение воды и ПТК 20:1) серной кислотой при перемешивании при нормальной температуре. При этом серную кислоту вводили в водную суспензию ПТК (pH = 11,2) в виде 30 %-го раствора H_2SO_4 до получения стабильного значения водной суспензии pH = 5,6. После протонирования твердую фазу отделяли центрифугированием, тщательно промывали дистиллированной водой и высушивали при температуре 30 °С.

Рентгеновские дифрактограммы порошков базового и протонированного ПТК показали, что структура частиц как исходного, так и протонированного ПТК имеет аморфный характер. Однако протонированная форма ПТК имеет более упорядоченную структуру — на рентгеновских дифрактограммах присутствуют более ярко выраженные рефлекции, возможно связанные с формированием структур типа кристаллогидратов.

Измерения удельной площади исследуемых наноматериалов показали, что в результате прото-

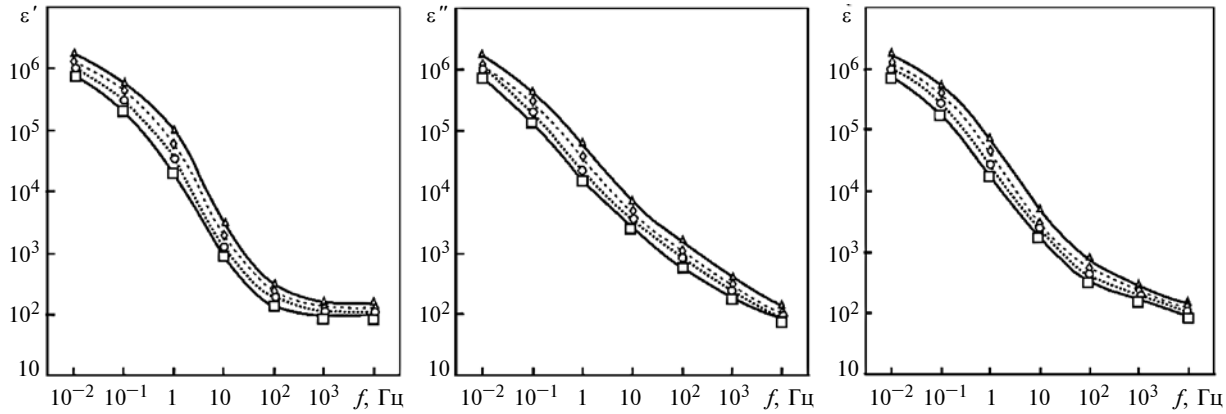
нирования удельная поверхность ПТК увеличилась с 5,6 до 196,1 м^2/г (более чем в 30 раз) за счет замены ионов K^+ на H_3O^+, интеркаляции молекул воды в межслойное пространство частиц ПТК и их частичной эксфолиации.

При проведении экспериментов величина *pH* соответствовала условиям формирования на поверхности ПТК множественных хаотично расположенных включений наноразмерных частиц $MeO/Me(OH)_n/MeOOH$ при модифицировании в растворах солей кобальта и никеля или наноразмерных частиц Ag при модифицировании в растворах нитрата серебра (рис. 3). Для всех частиц полученных продуктов характерны овальная форма и толщина 10÷40 нм. Частицы ПТК, модифицированные разными металлами, отличаются только эффективным диаметром, который варьировался в диапазоне от 20÷50 нм для Co^{2+} до 200÷700 нм для Ni^{2+}.



а) *б*) *в*)

Рис. 3. Частицы гибридных материалов на основе протонированного ПТК, содержащего Ag (*а*), Ni (*б*) и Co (*в*)



а) *б*) *в*)

Рис. 4. Зависимости действительной (*а*), мнимой (*б*) и комплексной (*в*) диэлектрической проницаемости ε протонированного ПТК от частоты *f* при температуре 130 (□), 110 (○), 70 (◊) и 30 °С (△)

Для исследования электрофизических свойств синтезированных материалов полученные порошки ПТК компактировали в тефлоновые ячейки с титановыми контактами до плотности 2,2 г/см^3. Исследования импеданса проводили с помощью импедансметров Novocontrol Alpha-AN, Z350, Z2000 в частотном диапазоне от 1 МГц до 0,01 Гц с амплитудой 50 мВ при нормальной температуре, а также в интервале температур 30÷130 °С. По измеренным Z′ и Z″ определяли действительную ε′ и мнимую ε″ составляющие диэлектрической проницаемости.

Исследования показали, что частотные зависимости действительной составляющей ε′ при разных температурах (рис. 4, *а*) имеют частотно независимый участок выше 10 кГц и наклонные участки с увеличением частоты начала наклона и при повышении температуры, что связано, по-видимому, с физической потерей релаксаторов — адсорбционной воды. В то же время зависимости мнимой составляющей ε″ при разных температурах (рис. 4, *б*) почти не имеют частотно независимых участков. Частотные зависимости комплексной диэлектрической проницаемости при разных температурах (рис. 4, *в*) имеют закономерности, аналогичные ее составляющим частям.

Таким образом, полученный материал можно использовать для построения СКС "металл — активный диэлектрик — полупроводник".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Тонкопленочные** технологии формирования покрытий на поверхности высокопористых рулонных материалов для конденсаторных структур / В. В. Слепцов, С. Н. Куликов, Д. Ю. Кукушкин, Ву Дык Хан // Научно-технический и производственный журнал "Наноинженерия". 2015. № 3. С. 7—14.
2. **Физические** величины: Справочник / Под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
3. **Курчатов И. В.** Сегнетоэлектрики. М.: ГТТИ, 1933. 108 с.
4. **Controlled** polarizability of one-nanometer-thick oxide nanosheets for tailored, high-κ nanodielectrics / M. Osada, G. Takanashi, B. W. Li, K. Akatsuka, et. al. // Advanced Functional Materials. 2011. N. 21 (18). P. 3482—3487. DOI: 10.1002/adfm.201100580.
5. **Fabrication** of ruthenium metal nanosheets via topotactic metallization of exfoliated ruthenate nanosheets / K. Fukuda, J. Sato, T. Saida, et. al. // Inorganic chemistry. 2013. N. 52 (5). P. 2280—2282. doi: 10.1021/ic302720d
6. **Paek S.-M., Oh J.-M., Choy J.-H.** A lattice-engineering route to heterostructured functional nanohybrids // Chem. AsianJ. 2011. N. 6. P. 324—338.

УДК 621.9

Е. А. КУДРЯШОВ, И. М. СМИРНОВ, доктора технических наук (АО "Научно-исследовательский инженерный институт", г. Балашиха), Е. И. ЯЦУН, канд. техн. наук (Юго-Западный ГУ, г. Курск), Н. А. ХИЖНЯК (АО "Научно-исследовательский инженерный институт", г. Балашиха) e-mail: kea-swsu@mail.ru

Разработка инструмента с элементами стабилизации процесса точения при обработке сложных поверхностей

Рассмотрены особенности точения сложных поверхностей проходным резцом с режущим элементом из хрупкого инструментального материала. Предложены конструкции инструментов с элементами, стабилизирующие процесс прерывистого точения.

Ключевые слова: точение, поверхность, проходной резец, режущий элемент, прерывистое резание, вибрации, демпфирование.

Features of the turning of complex surfaces by a passing cutter with a cutting element of brittle tool material are considered. Structures of tools with elements that stabilize the intermittent turning process are proposed.

Keywords: turning, surface, passing cutter, cutting element, intermittent cutting, vibration, damping.

Сегодня в машиностроительном производстве более 40 % трудоемкости механической обработки приходится на лезвийную обработку. Использование в конструкциях машин деталей из труднообрабатываемых конструкционных материалов и наличие на обрабатываемых поверхностях многочисленных разнообразных разрывов в виде шлицев, шпонок, пазов, отверстий, срезов и др. в различных сочетаниях обусловливают прерывистость точения при их обработке, что требует надежного инструментального обеспечения.

Современный уровень инструментального обеспечения определяется не только оснащением прогрессивным режущим материалом, обладающим высокой стойкостью и обеспечивающим высокое качество обработанных поверхностей, а и наличием надежного инструмента, способного обрабатывать поверхности различной конструктивной сложности в условиях прерывистого резания.

Анализ научных и исследовательских работ показал, что при прерывистом точении основной причиной снижения стойкости резцов из композитных материалов, в отличие от непрерывистой обработки, является усталостное разрушение, которое возникает в результате вибраций, циклических тепловых и механических нагружений. Одним из способов устранения негативных факторов прерывистого резания является применение в токарном инструменте элементов стабилизации процесса обработки путем конструктивных изменений, обеспечивающих саморегулирование при обработке сложных профилей.

Цели настоящей работы — определение оптимальной конструкции инструмента, обеспечивающего демпфирование ударных нагрузок при прерывистом резании и повышение качества токарной обработки поверхностей сложного профиля.

Основные причины возникновения вибраций и способы их снижения

Основные причины возникновения вибраций при токарной обработке сложных поверхностей связаны с эксплуатацией станочного оборудования — несбалансированность частей станка вследствие недостаточной жесткости системы станок—приспособление—инструмент—деталь (СПИД) и прерывистый характер процесса резания ввиду наличия шпонок, пазов, отверстий и пр.

Первая причина возникновения вибраций устраняется балансировкой вращающихся частей станка и закрепляемой на нем заготовки.

Вторая причина связана с наличием разрывов, из-за которых происходит временное прекращение врезания инструмента в заготовку, а последующий за этим контакт с обрабатываемой поверхностью имеет ударный характер, что и приводит к возникновению вибраций и может стать причиной разрушения вершины резца.

Для устранения вибраций, как правило, увеличивают жесткость обрабатываемой детали. Однако при конструктивной сложности изготовляемого изделия это не всегда удается.

Негативные факторы прерывистого точения можно уменьшить изменением геометрических параметров режущего элемента и корректировкой режимов точения (таблица).

Известно, что на чистовых операциях, т. е. при малой глубине резания и малой подаче, процесс резания менее устойчив, так как глубина резания соизмерима со скруглением режущей кромки и раз-

Решения по снижению вибраций, основанные на изменении геометрии режущего элемента и режимов точения

Исходная конструкция	Причина вибраций	Измененный вариант	Решение
	Большая протяженность режущей кромки		Уменьшить протяженность режущей кромки
	$r > 0{,}6$ мм		$r = 0{,}2 \div 0{,}4$ мм
	$\alpha > 6°$; $-\gamma$		$\alpha < 6°$; $+\gamma$
	Недостаточный вспомогательный угол φ_1 в плане		Увеличить угол φ_1
	Слишком острая режущая кромка		Притупить режущую кромку
	Недостаточная подача S_0		Увеличить подачу S_0
	Не снизились вибрации при применении вышеперечисленных решений		Уменьшить глубину t резания

мером площадки износа по задней поверхности инструмента.

Вибрации увеличиваются и при уменьшении угла в плане главной режущей кромки резца.

При положительных передних углах резца и прочих равных условиях вибрации снижаются. Это объясняется тем, что металл деформируется меньше, чем при больших углах или равных нулю, а тем более при отрицательных значениях.

Перечисленные выше способы по снижению вибраций, а именно, изменение геометрии режущего элемента и режимов точения, по эффективности уступают способам, основанным на оптимизации места касания передней поверхности режущего элемента с обрабатываемой поверхностью заготовки сложного профиля.

Как уже отмечалось [1, 2], для сохранения высокой работоспособности инструмента точки касания с заготовкой должны располагаться в области передней поверхности циклоидального профиля как можно дальше от хрупкой вершины режущего элемента и его режущих кромок.

Рассмотрим методы определения благоприятных точек встречи инструмента с заготовкой и расчет, направленный на гашение вибрационных нагрузок при прерывистом резании.

Расчет виброгашения для повышения устойчивости прерывистого резания

Расчет виброгашения включает в себя определение собственных частот с учетом принципа малых виртуальных перемещений. Положение центра тяжести объекта в пространстве в любой момент времени определяется тремя перемещениями по осям x, y, z и тремя поворотами на углы ζ_x, ζ_y, ζ_z вокруг этих осей.

Из условия динамического равновесия запишем уравнения движения центра масс:

$$P_x = \zeta_x\omega^2,\ M_x = m\rho_x^2\varphi_x\omega^2,$$
$$P_y = \zeta_y\omega^2,\ M_y = m\rho_y^2\varphi_y\omega^2, \qquad (1)$$
$$P_z = \zeta_z\omega^2,\ M_z = m\rho_z^2\varphi_z\omega^2,$$

где P_x, P_y, P_z, M_x, M_y, M_z — наибольшие амплитуды значений упругих сил и их моментов; ζ_x, ζ_y, ζ_z, φ_x, φ_y, φ_z — наибольшие амплитуды значений перемещений центра масс резца по осям x, y, z; ω — частота вращения центра масс; $\rho_x^2 = I_x/m$, $\rho_y^2 = I_y/m$, $\rho_z^2 = I_z/m$ — квадраты радиусов моментов I инерции; m — масса резца.

Компоненты полных перемещений точки, лежащей на передней поверхности режущего элемента, выразим через координаты центра тяжести:

$$S_{ix} = \zeta_x - z_i\varphi_y + y_i\varphi_z,$$
$$S_{iy} = \zeta_y - x_i\varphi_z + z_i\varphi_x,$$
$$S_{iz} = \zeta_z - y_i\varphi_x + x_i\varphi_y,$$

где x_i, y_i, z_i — координаты i-й точки на передней поверхности режущего элемента.

Уравнение потенциальной энергии системы с n точками на передней поверхности режущего элемента имеет вид:

$$\Pi_n = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}(k_{ix}S_{ix}^2 + k_{iy}S_{iy}^2 + k_{iz}S_{iz}^2) =$$

$$= \frac{1}{2}\sum_{i=1}(k_{ix}(\zeta_x - z_i\varphi_i + y_i\varphi_z)^2 + k_{iy}(\zeta_y - x_i\varphi_z + z_i\varphi_x)^2 +$$

$$+ k_{iz}(\zeta_z - y_i\varphi_x + z_i\varphi_y)^2, \qquad (2)$$

где k_{ix}, k_{iy}, k_{iz} — упругие жесткости i-го элемента по осям x, y, z.

Упругие силы P_x, P_y, P_z и моменты M_x, M_y, M_z сил относительно осей координат можно представить как частные производные от потенциальной энергии системы по обобщенной координате $q_i(\zeta_x, \zeta_y, \zeta_z, \varphi_x, \varphi_y, \varphi_z)$:

$$\frac{\partial \Pi_n}{\partial q_i}.$$

Продифференцировав уравнение (2) и подставив значения упругих сил P_x, P_y, P_z и моментов M_x, M_y, M_z в уравнение (1), получим шесть уравнений движения точек режущей кромки на упругих опорных элементах и частоты собственных колебаний системы по осям x, y, z:

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}k_{ix}},\ \omega_2 = \sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}k_{iy}},\ \omega_3 = \sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}k_{iz}}. \qquad (3)$$

Собственные частоты крутильных колебаний относительно осей x, y, z определяем из условий:

$$\omega_4 = \frac{1}{\rho_x}\sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}(k_{iy}z_i^2 + k_{iz}y_i^2)},$$

$$\omega_5 = \frac{1}{\rho_y}\sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}(k_{iz}z_i^2 + k_{ix}z_i^2)}, \qquad (4)$$

$$\omega_6 = \frac{1}{\rho_z}\sqrt{\frac{1}{m}\sum_{i=1}^{n}(k_{ix}y_i^2 + k_{iy}x_i^2)}.$$

Коэффициенты жесткости виброгасителей по осям x, y, z определяем из уравнений

$$\sum_{i=1}^{n}k_{ix} = nk_x,\ \sum_{i=1}^{n}k_{iy} = nk_y,\ \sum_{i=1}^{n}k_{iz} = nk_z. \qquad (5)$$

Подставив значения координат x_i, y_i, z_i и жесткостей из системы уравнений (3) в системы уравнений (4) и (5), определим частоты линейных и крутильных колебаний:

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{nk_x}{m}}c^{-1};\ \omega_2 = \sqrt{\frac{nk_y}{m}}c^{-1};\ \omega_3 = \sqrt{\frac{nk_z}{m}}c^{-1};$$

$$\omega_4 = \frac{h}{\rho_x}\sqrt{\frac{nk_y}{m}}c^{-1};\ \omega_5 = \frac{h}{\rho_y}\sqrt{\frac{nk_x}{m}}c^{-1};\ \omega_6 = 0.$$

Тогда имеем:
частота собственных колебаний, Гц,

$$\nu = \frac{\omega_i}{2\pi},\ i = 1, 2, 3, ..., 6;$$

частота вынужденных колебаний, c^{-1},

$$\Omega = \frac{\pi n_r}{30};$$

частота возбуждения, Гц,

$$F = \frac{\Omega}{2\pi} = \frac{n_r}{60}.$$

Коэффициент μ передачи вибрационной нагрузки равен отношению передаваемой на резец силы P к возбуждаемой силе P_ν: $\mu = P/P_\nu$. Коэффициент μ можно выразить через коэффициент Ψ гашения колебаний виброгасителем:

$$\mu = \frac{P}{P_\nu} = \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{\Omega}{\omega}\right)^2\right]^2 + \Psi^2\left(\frac{\Omega}{\omega}\right)^2}\sqrt{1 + \Psi^2\left(\frac{\Omega}{\omega}\right)^2}.$$

Коэффициент μ передачи вибрационной нагрузки определяет эффективность принятых решений по гашению негативных эффектов прерывистого резания при обработке сложных поверхностей.

Инструменты и элементы, повышающие устойчивость прерывистого резания

Основным элементом системы СПИД, определяющим производительность и качество обработки, является резец. Поэтому было предложено для устранения вибраций при прерывистом резании использовать в конструкции проходного резца специальный элемент демпфирования.

На рис. 1 показана классификация известных демпфирующих резцов, которые имеют как достоинства, так и недостатки.

Если в процессе точения образуются большие силы резания, то из-за ослабленной выборки происходит деформация выступающей части державки. Кроме того, режущий элемент и узел его крепления расположены непосредственно в державке, жестко закрепленной в резцедержателе, что приводит к недостаточному демпфированию возникаю-

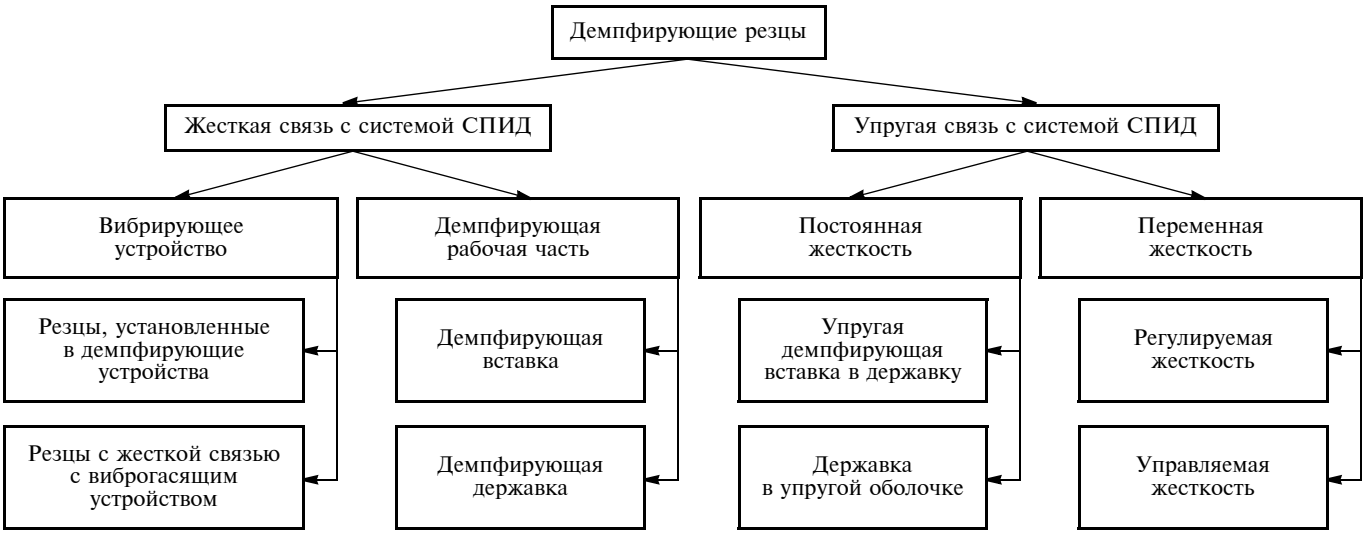


Рис. 1. Классификация демпфирующих резцов

щих в процессе резания колебаний вставкой из композиционного материала, размещенной в выборке державки.

На рис. 2 и 3 показаны конструкции резцов [3—6], повышающие устойчивость процесса резания и качество обработки.

В демпфирующем резце, представленном на рис. 2, имеется равномерная по периметру державки *3* выборка. Державка с выборкой находится в металлическом стакане *4*. Зазор *t* между державкой и стенками стакана везде одинаковый и заполнен смесью *5* из самовулканизирующейся жидкой резины и наполнителем с разными фракциями. Таким образом, державка нигде не контактирует со стаканом.

При испытании данного демпфирующего резца выявлены недостатки: трудоемкость демонтажа резца при замене демпфирующей вставки, неравномерное заполнение зазоров между стенками стакана и державкой демпфирующим материалом.

Общий недостаток большинства демпфирующих резцов заключается в том, что вибрации гасятся демпфирующим устройством только в одном направлении — по центру режущей кромки режущего элемента. Отсутствует возможность регулировки и настройки степени демпфирования и по величине, и по направлению вибраций.

Конструкция резца, представленного на рис. 3, позволяет устранить указанные недостатки.

Уменьшение возникающих при прерывистом резании вибраций достигается точной настройкой элемента демпфирования, учитывающей конструктивную сложность обрабатываемой поверхности. Коэффициент сложности определяется отношением площади элементов разрыва к общей площади обрабатываемой поверхности.

Данный резец имеет державку *1*, режущий элемент *2* и окно *3*, в котором находится элемент демпфирования, представляющий собой сменную конструкцию. Он состоит из центральной пластины *5* и настроечных пластин *6*, которые подбирают для каждого конкретного случая с учетом конструктивной сложности обрабатываемой поверхности. Пластины, находящиеся во вкладыше, воспринимают вибрации разных направлений и гасят их. Вкладыш *4* устанавливают в окно, фиксируя от смещения и выпадения удерживающей пластиной *7*, которую крепят к нижней плоскости головки дер-

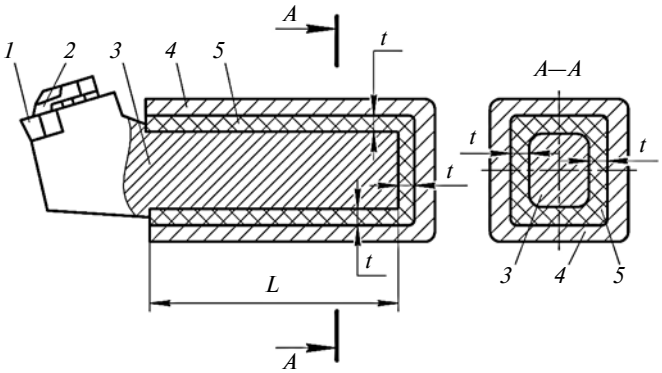


Рис. 2. Демпфирующий резец:

1 — режущий элемент; *2* — прижим; *3* — державка; *4* — стакан; *5* — самовулканизирующийся наполнитель

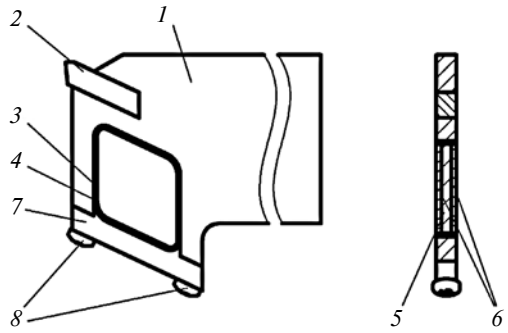


Рис. 3. Конструкция резца с элементом демпфирования

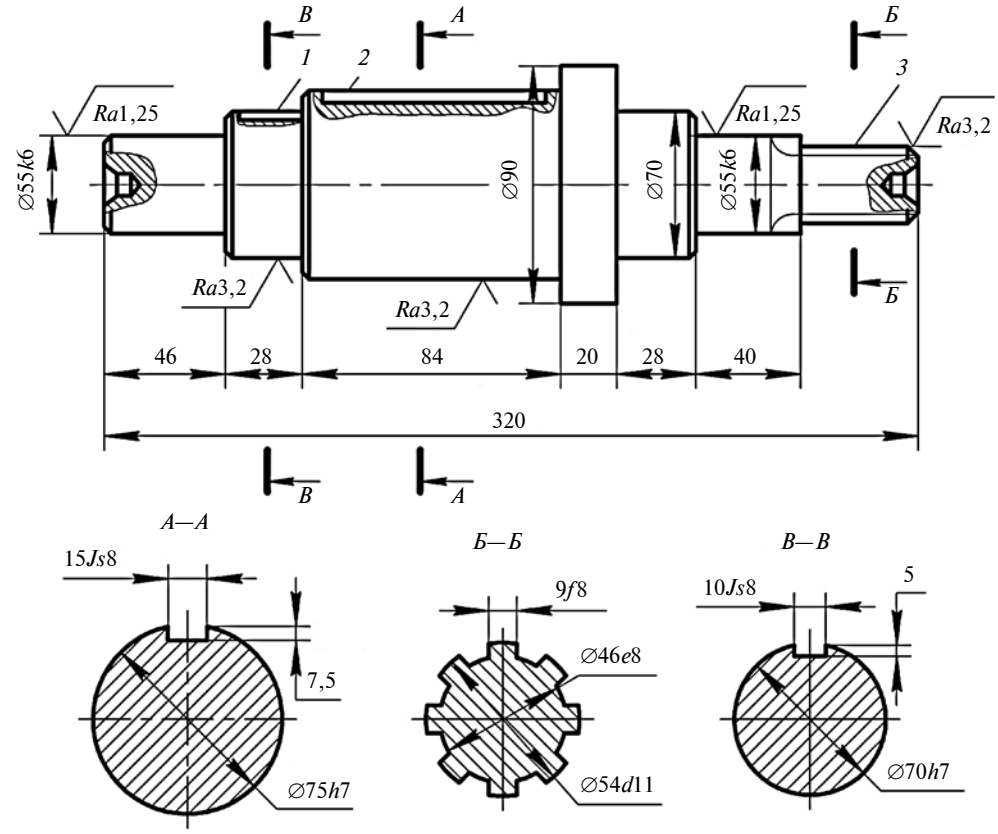


Рис. 4. Чертеж вала

жавки резца двумя винтами *8* так, чтобы обеспечить доступ к ней при замене вкладыша для обработки другой поверхности.

Проведены испытания стандартным (см. рис. 2) и новым (см. рис. 3) проходными резцами на разных режимах обработки поверхностей *1—3* вала (рис. 4) из стали 40Х для сравнения параметров *Ra* шероховатости обработанных поверхностей. Эксперименты проводили на наиболее применяемых для чистового точения режимах: скорость точения v = 90÷150 м/мин; подача S = 0,05÷0,15 мм/об; глубина резания t = 0,05÷0,10 мм.

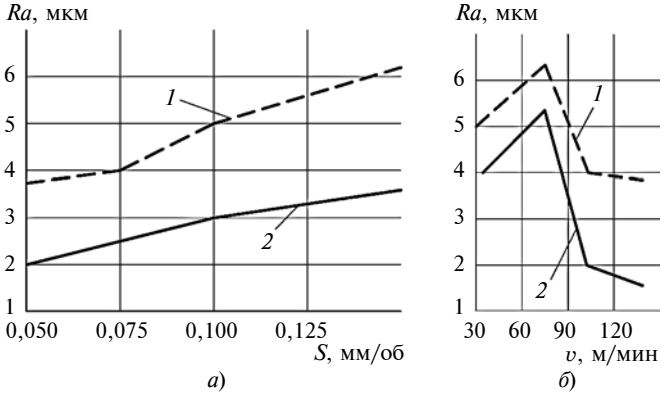


Рис. 5. Зависимости параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности от подачи *S* при *v* = 90 м/мин и *t* = 0,1 мм (*а*) и скорости *v* резания при *S* = 0,1 мм/об и *t* = 0,1 мм (*б*) при обработке стандартным резцом (*1*) и резцом с элементом демпфирования (*2*)

По данным испытаний построены зависимости параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности от показателей режимов резания (рис. 5, *а*, *б*), анализ которых показал, что при прочих равных условиях при точении поверхностей седьмого квалитета точности инструментом с элементом демпфирования параметр шероховатости обработанной поверхности улучшается на 20÷70 % по сравнению с точением стандартным инструментом.

При твердости 35÷75 по Шору композиционного материала коэффициент гашения вибраций составляет Ψ = 0,15÷0,25. При передаче вибраций на резец эффект виброизоляции находится за резонансной областью и на 30÷70 % эффективнее по сравнению с гашением вибраций в резце без демпфирующего элемента.

Таким образом, предложенные конструкции резцов позволяют повысить устойчивость процесса прерывистого резания и качество обработки деталей со сложными профилями, так как снижают вибрации и ударные нагрузки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Совершенствование** инструментального обеспечения процессов точения конструктивно сложных поверхностей / Е. А. Кудряшов, И. М. Смирнов, Е. И. Яцун, Е. В Павлов // СТИН. 2017. № 9. С. 23—28.
2. **Кудряшов Е. А., Смирнов И. М.** Создание рациональных условий хрупким сверхтвердым режущим элементам для точения поверхности из разнородных конструкционных материалов // Изв. вузов. Машиностроение. 2018. № 2 (695). С. 75—85.
3. **Пат. 2457077 Рос. Федерации:** МПК В 23 В 27/00. Демпфирующий резец.
4. **Пат. 178436 Рос. Федерации:** МПК В 23 В 27/00. Резец с устройством демпфирования.
5. **Инструментальное** обеспечение процессов механической обработки твердыми сплавами и композитами: монография / Е. И. Яцун, В. В. Малыхин, О. С. Зубкова и др. Курск: Университетская книга, 2016. 225 с.
6. **Кудряшов Е. А., Смирнов И. М., Павлов Е. В.** Обоснование конструкции и параметров демпфирующего резца для изготовления деталей гидроцилиндров высокого давления буровых установок // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. 2017. № 3. С. 65—69.