ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

8

2015

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)-269-52-98
Факс: 8-(499)-269-48-97

Адрес редакции:

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

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

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

Цена свободная

Отпечатано в ООО "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:

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, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

СОДЕРЖАНИЕ

Московскому государственному технологическому университету "СТАНКИН" 85 лет

Григорьев С. Н., Козочкин М. П. — Виброакустическое диагностирование электрофизических процессов как метод повышения качества обработки . . . 3

Бушуев В. В., Молодцов В. В. — Методика моделирования механизмов приводов подачи станков с ЧПУ . . . 8

Сабиров Ф. С., Шемякин С. С. — Оперативная оценка виброустойчивости станков и состояния шпиндельных подшипников . . . 14

Гречишников В. А., Маслов А. Р., Пивкин П. М. — Инструментальная система для обработки торцевых канавок на станках с ЧПУ . . . 16

Жигалов А. Н., Маслов А. Р., Шатуров Г. Ф. — Повышение эффективности фрезерования путем совершенствования структуры режущих твердых сплавов . . . 20

Смуров И. Ю., Сова А. А., Окунькова А. А., Котобан Д. В., Подрабинник П. А. — Разработка микрофорсунок для ускорения частиц омпозитных порошковых материалов при холодном газодинамическом напылении . . . 24

Тарасова Т. В., Назаров А. П., Пересторонина А. В. — Исследование процесса селективного лазерного плавления коррозионно-стойкой хромистой стали 20Х13 . . . 27

Еленева Ю. Я., Андреев В. Н. — Организационный капитал предприятия, его формирование и анализ с позиций ресурсного подхода к управлению . . . 31

Кропоткина Е. Ю., Флегентов В. К. — Упрочнение деталей из порошковых сплавов обкатыванием . . . 35

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Маленков М. И., Волов В. А., Гусева Н. К., Лазарев Е. А. — Повышение подвижности марсоходов путем совершенствования систем передвижения и алгоритмов их управления . . . 37

Иванов А. С., Смирнов Н. И., Муркин С. В. — Повышение надежности резьбовых соединений погружных центробежных насосов . . . 45

Кирсанов М. Н. — Расчет жесткости стержневой решетки . . . 48

Кречетов А. А., Трухманов Д. С. — Наносети из углеродных нанотрубок для тензометрических датчиков систем структурного мониторинга состояния ответственных конструкций . . . 52

Ивашов Е. Н., Князева М. П., Федотов К. Д., Яговцев В. О. — Решение задачи оптимизации пьезопривода для нанотехнологии . . . 55

Куренков А. С., Синев И. М., Гаврилов С. А., Щедрин А. В. — Проектирование инструмента со сферическими деформирующими элементами для охватывающей комбинированной обработки длинномерных заготовок . . . 59

Бровман М. Я. — Анализ размерной точности заготовок при их изготовлении деформацией изгиба . . . 61

Ямников А. С., Чуприков А. О. — Токарные патроны для закрепления тонкостенных заготовок . . . 64

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Петрова П. Н., Аргунова А. Г., Исакова Т. А. — Разработка триботехнических материалов на основе политетрафторэтилена . . . 67

Герасимов Д. Г. — Активный контроль при сборочных операциях . . . 71

Рева В. П., Мансуров Ю. Н., Курявый В. Г., Петров В. В., Ким В. А. — Изготовление твердосплавных пластин повышенной стойкости для режущего инструмента . . . 74

Домбровский Ю. М., Степанов М. С. — Новые возможности поверхностного легирования стали в порошковых средах . . . 79

Захаров М. Н., Морозов Е. М., Насонов В. А. — Оценка опасности сварочных дефектов методом приведения к эквивалентной трещине . . . 82

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Ахмедов Х. И., Жумаев А. А. — Производственные испытания фрез . . . 85

Сулаймонов Р. Ш., Мардонов Б. М., Лугачев А. Е. — Модель движения слоя зернистой среды при линтеровании . . . 87

CONTENTS

85th Anniversary of Moscow State Technical University "STANKIN"

Grigor'yev S. N., Kozochkin M. P. — Vibroacoustic diagnostic of electrophysical processes as method of improvement of processing quality

Bushuev V. V., Molodtsov V. V. — Methodic of modeling of feed drive system mechanisms of NC machines

Sabirov F. S., Shemyakin S. S. — Operative assessment of vibration resistance of machines and spindle bearings

Grechishnikov V. A., Maslov A. R., Pivkin P. M. — Tooling system for processing of end grooves on NC machines

Zhigalov A. N., Maslov A. R., Shaturov G. F. — Effectiveness increase of milling by improvement of structure of cutting hard alloys

Smurov I. Yu., Sova A. A., Okun'kova A. A., Kotoban D. V., Podrabinnik P. A. — Development of micronozzles for acceleration of composite powder materials' particles for cold gas-dynamic spraying

Tarasova T. V., Nazarov A. P., Perestoronina A. V. — Research of selective laser melting process of "20X13" corrosion resistant chromous steel

Eleneva Yu. Ya., Andreev V. N. — Enterprise organization capital, its formation and analysis from positions of resource-based view to management

Kropotkina E. Yu., Phlegentov V. K. — Strengthening of parts from powder alloys by rolling

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Malenkov M. I., Volkov V. A., Guseva N. K., Lazarev E. A. — Mobility analysis of mars rovers for the purpose of development of mobility systems and control algorithms of planet rovers of new generation

Ivanov A. S., Smirnov N. I., Murkin S. V. — Reliability improvement of threaded joints of sinking centrifugal pumps

Kirsanov M. N. — The calculation of the stiffness of the rod grille

Krechetov A. A., Trukhmanov D. S. — Nanonetworks from carbon nanotubes for strain gauges of structural state monitoring systems of critical structures

Ivashov E. N., Knyazeva M. P., Fedotov K. D., Yagovtsev V. O. — Solution of optimization problem of piezodrive for nanotechnology

Kurenkov A. S., Sinev I. M., Gavrilov S. A., Schedrin A. V. — Design of tool with spherical deforming elements for wraparound combined processing of long billets

Brovman M. Ya. — Analysis of dimensional accuracy of billets at their production by bending deformation

Yamnikov A. S., Chuprikov A. O. — Turning chucks for clamping-up of thin-walled workpieces

MANUFACTURING ENGINEERING

Petrova P. N., Argunova A. G., Isakova T. A. — Development of tribotechnical materials on the base of polytetrafluoroethylene

Gerasimov D. G. — Active control at assembly operations

Reva V. P., Mansurov Yu. N., Kuryaviy V. G., Petrov V. V., Kim V. A. — Production of hard-alloy plates of increased resistance for cutting tools

Dombrovskyi Yu. M., Stepanov M. S. — New facilities of surface alloyage of steels in powder environments

Zakharov M. N., Morozov E. M., Nasonov V. A. — Risk assessment of welding defects by the method of reduction to the equivalent crack

TECHNICAL INFORMATION

Akhmedov Kh. I., Zhumaev A. A. — Production tests of mills

Sulai'monov R. Sh., Mardonov B. M., Lugachev A. E. — Model of movement of seed rollers at lintering

Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Т. В. Пчелкина*

Сдано в набор 05.05.2015. Подписано в печать 14.06.2015.
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", 2015

Московскому государственному технологическому университету "СТАНКИН" 85 лет

УДК 62-519

С. Н. ГРИГОРЬЕВ, М. П. КОЗОЧКИН, доктора технических наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: astra-mp@yandex.ru

Виброакустическое диагностирование электрофизических процессов как метод повышения качества обработки[1]

Исследованы возможности использования виброакустических сигналов при диагностике и управлении технологическими параметрами электроэрозионной обработки.

Ключевые слова: лазерное излучение, электрическая эрозия, виброакустическии сигнал, продукты эрозии.

The opportunities of application of vibroacoustic signals at diagnostics and control of technological parameters of electroerosion processing are investigated.

Keywords: laser emission, electrical erosion, vibroacoustic signal, products of erosion.

При электроэрозионной обработке (ЭЭО) для оптимизации процесса (обеспечения максимальной производительности, высокого КПД, чистоты обработанной поверхности и т. п.) необходимо поддерживать постоянный режим или регулировать ряд параметров, определяющих ход процесса. Такими параметрами являются: зазор s между электродами, концентрация продукта эрозии в межэлектродном пространстве (МЭП), температура рабочей жидкости, скорость ее прокачки и т. п. Зазор s является основным параметром, так как от него в значительной степени зависит качество ЭЭО [1, 2]. Электрическая эрозия происходит в МЭП. Даже небольшое увеличение зазора может изменить условия пробоев и даже прекратить их полностью, а уменьшение ухудшает выход продуктов эрозии, снижает производительность процесса, приводит к зашлаковыванию электродов и коротким замыканиям. Отсутствие качественного автоматического регулирования зазора может сделать процесс ЭЭО малоэффективным [3]. При регулировании необходимо обеспечивать зазор больше минимального зазора, при котором возникают короткие замыкания, и меньше максимального, при котором пробой становится невозможным и возникают холостые импульсы.

Поддержание оптимального зазора обусловлено необходимостью равенства между производительностью $M_п$ образования частиц в МЭП и производительностью $M_в$ их выхода из МЭП, при этом производительность $M_п$ является функцией концентрации γ образующихся частиц:

$$M_п = f(\gamma). \qquad (1)$$

При нарушении равенства $M_п$ и $M_в$ изменение концентрации определяется выражением

$$\Delta\gamma = M\Delta t/Q, \qquad (2)$$

где $M = M_п - M_в$; Q — объем МЭП.

При стабильном процессе $\Delta\gamma = 0$, однако ввиду влияния ряда факторов случайного характера обеспечивать постоянную концентрацию образующихся частиц весьма затруднительно. Возникающие флуктуации приходится оперативно ликвидировать управляющими воздействиями, которые изменяют технологические параметры, на основе текущей диагностической информации.

На рис. 1 приведены зависимости производительности M процесса ЭЭО от зазора s при разных производительностях выхода $M_{в1} > M_{в2} > M_{в3}$, анализ которых показал [2], что при уменьшении $M_в$ снижается максимальная производительность процесса, что обусловлено ухудшением отвода продуктов эрозии по мере внедрения ЭИ в материал и уменьшением числа рабочих импульсов.

На рис. 2 представлены зависимости производительности M, числа $n_р$ рабочих импульсов, чис-

[1] Статья выполнена в рамках государственного задания № 9.1188.2014/К.

ла $n_{х.х}$ холостых импульсов и числа $n_{к.з}$ импульсов короткого замыкания от зазора s. Анализ показал, что зазор, соответствующий максимальной производительности M_{max}, не совпадает с зазором максимальных рабочих импульсов ($n_{р\ max}$) и смещен в сторону больших значений. Это объясняется тем, что при $n_{р\ max}$ имеет место избыток продуктов эрозии и появляются импульсы короткого замыкания, что нарушает стабильность процесса [3]. Поэтому используемые системы регулирования процесса ЭЭО настроены на поддержание коэффициента $K_{и.и}$ использования импульсов, равного отношению числа $n_р$ рабочих импульсов, осуществляющих съем металла, к общему числу импульсов: $K_{и.и} = n_р/n$, в диапазоне 0,7÷0,9, что весьма важно при изменениях в МЭП. Для адаптивного управления процессом коэффициент $K_{и.и}$ очень информативен, но его использование затруднено ввиду сложности схем и требуемых для этого устройств, а также из-за их высокой инерционности.

Кроме того, вызывает трудности оценка эффективности ЭЭО относительно коэффициента $K_{и.и}$ [4, 5]. При загрязнении рабочей жидкости продуктами эрозии не вся энергия отдельных импульсов затрачивается на съем металла — часть расходуется на разрушение продуктов эрозии.

В некоторых публикациях число рабочих импульсов оценивается по общей ширине разрядных импульсов или по высоте их переднего и заднего фронтов, что приводит к неточной оценке эффективности ЭЭО. Более точную оценку можно получить, связав эффективность процесса с отношением полезной энергии, затрачиваемой на разрушение материала, к общей энергии, подаваемой в зону обработки в виде разрядных импульсов.

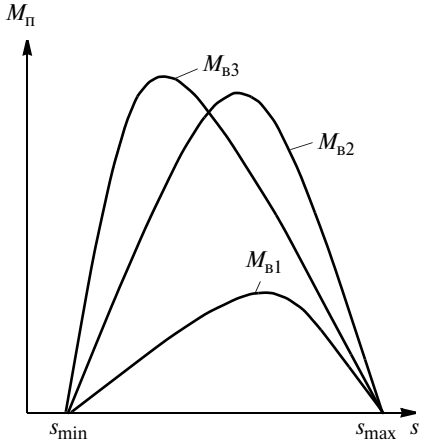


Рис. 1. Зависимости относительной производительности $M_п$ ЭЭО от зазора s при разных производительностях выхода продукта эрозии ($M_{в1} > M_{в2} > M_{в3}$)

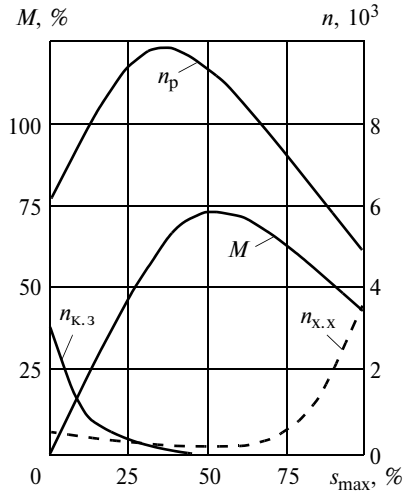


Рис. 2. Зависимости производительности M ЭЭО, чисел импульсов рабочих ($n_р$), холостых ($n_{х.х}$) и короткого замыкания ($n_{к.з}$) от зазора s

При работе независимых генераторов энергия подаваемых разрядов пропорциональна эффективной силе разрядного тока $I_э$. Данную энергию можно оценивать с помощью датчика силы тока.

Для оценки полезной энергии было решено использовать параметры виброакустического (ВА) сигнала, регистрируемого акселерометром, который устанавливали на приспособлении для крепления заготовки. Методы ВА диагностики применяют для оценки состояния режущих инструментов при традиционных технологиях обработки материалов [6—9]. Однако широкое использование ВА сигналов при контроле процесса резания и трения сдерживается тем, что при непосредственном контакте инструмента и заготовки или при контакте индентора с контртелом формируется замкнутая система с нелинейной зависимостью формируемого ВА сигнала от нагрузки в контакте [10—12]. При воздействии на заготовку импульсов энергии этой связи нет, что позволяет приблизить динамическую систему к линейной модели, в которой характер динамической связи источника нагрузки и заготовки не меняется, т. е. модель динамической системы существенно упрощается и ее использование для контроля и регулирования процессов обработки энергетическими потоками упрощается [13, 14].

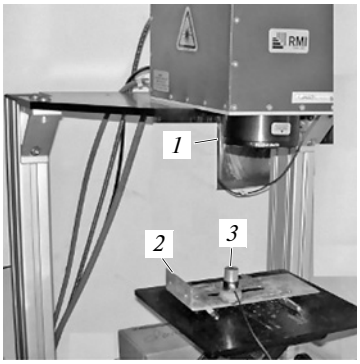
Получено отображение лазерного воздействия на заготовку в параметрах ВА сигнала. Для этого использовали твердотельный лазер U-15 компании RMI с диодной накачкой. Лазерный луч подавали на стальную пластину толщиной 0,6 мм с установленным акселерометром KD 35. Частота подаваемых импульсов составляла 10 кГц, частота периодической релаксации — 33 Гц. Эксперименты проводили на разных режимах, изменяя мощность. На рис. 3, *а* представлен стенд, на рис. 3, *б* — зависимости изменения эффективной амплитуды $A_э$ ВА сигнала от потребляемой мощности для ВА сигнала во всем частотном диапазоне и для октавной полосы 16 кГц.

Эффективная амплитуда ВА сигнала в разных частотных диапазонах монотонно растет с увеличением мощности. Данную зависимость можно аппроксимировать степенной функцией с по-

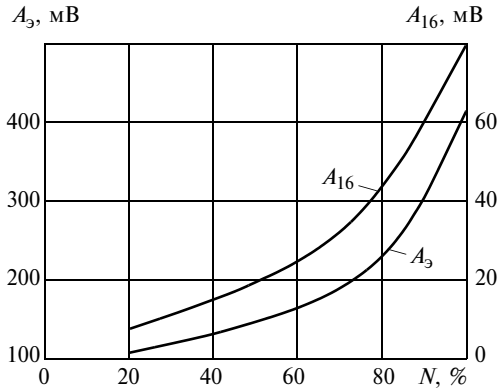
казателем 1,3. Так как мощность ВА сигнала пропорциональна $A_э^2$, то очевидно, что мощность реального воздействия на заготовку не соответствует значениям мощности лазера по шкале системы управления. При увеличении мощности лазера энергия, принимаемая заготовкой, увеличивается в соответствии со степенной зависимостью с показателем 2,6.

На рис. 4 показан спектр ВА сигнала в окрестности частоты подаваемых импульсов (≈10 кГц) — стандартный спектр для периодического импульсного воздействия, модулированного паузами с частотой 33 Гц. Основной спектральный максимум (СМ) располагается на частоте импульсов. Боковые составляющие (БС) отстоят от СМ на величину, кратную частоте модуляции лазерных импульсов (33 Гц). Для полного представления показаны участки записей ВА сигнала за 5 мс и 0,7 с. Видно, что каждый отдельный импульс лазерного излучения находит отражение в ВА сигнале. Хорошо заметна модуляция серий импульсов.

На рис. 5 представлены три спектра ВА сигнала в частотном диапазоне, превышающем частоту импульсов. Спектры получены при разной мощности лазера, однако формы их практически одинаковы. Спектральные максимумы соответствуют высшим собственным частотам заготовки и не меняют своего положения, изменяются только соответствующие им амплитуды. Таким образом, можно представить динамическую систему в виде линейной модели. Кроме того, на рис. 5 также показаны эффективные амплитуды $A_э$ ВА сигнала при непрерывной работе лазера в течение 9,5 с (верхняя соответствует 100 %-й, а нижняя 20 %-й мощности лазера). Видно, что с течением времени интенсивность воздействия импульсов ослабе-



а)



б)

Рис. 3. Стенд (*а*) и зависимости эффективной амплитуды $A_э$ ВА сигнала после фильтрации в октаве 16 кГц от мощности, потребляемой лазером (*б*):
1 — лазер *U*-15; *2* — стальная пластина; *3* — акселерометр

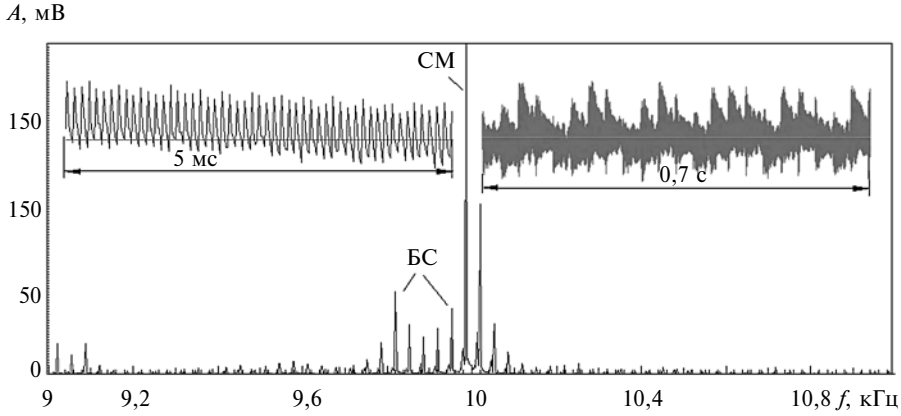


Рис. 4. Примеры записи ВА сигнала и его спектр в диапазоне 9÷11 кГц при импульсном лазерном воздействии

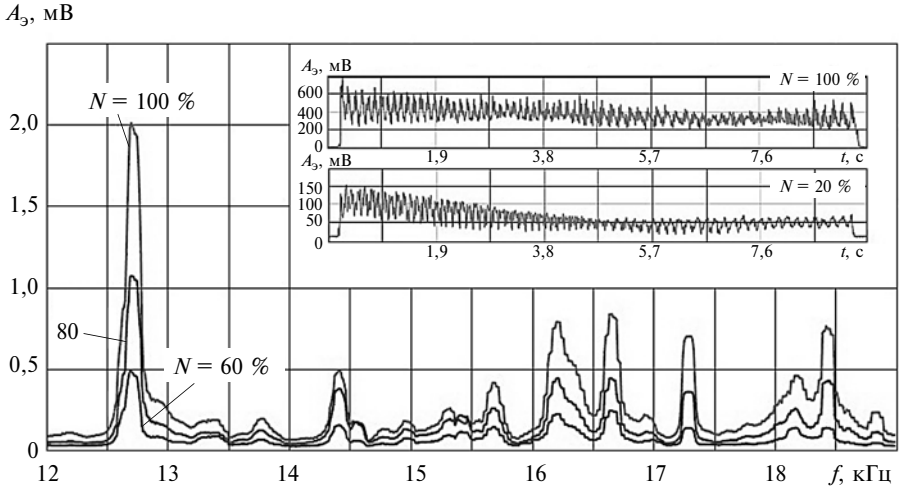


Рис. 5. Спектры ВА сигнала в диапазоне *f* = 12÷19 кГц и изменение эффективной амплитуды $A_э$ ВА сигнала при мощности лазера 100 и 20 %

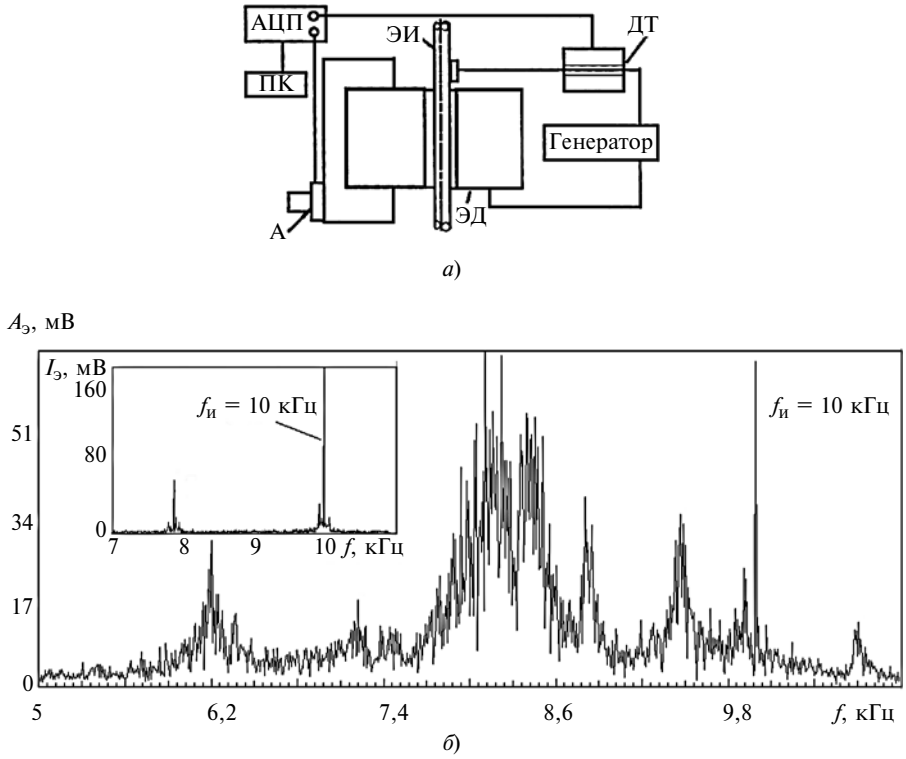


Рис. 6. Схема размещения датчиков на станке для ЭЭО (*а*) и спектры снимаемых сигналов (*б*):
ЭД — электрод-деталь; ЭИ — электрод-инструмент; А — акселерометр; ДТ — датчик тока; ПК — компьютер

вает, возможно, это обусловлено тем, что лазерная накачка не успевает полностью восстанавливаться.

Таким образом, на примере отображения энергии лазерного излучения в параметрах ВА сигнала видно, что воздействие на упругую систему потоками фотонов вызывает в ней волновые механические явления, которые фиксируются акселерометрами. Следовательно, потоки заряженных частиц (электронов, ионов), используемых при ЭЭО, будут вызывать аналогичное отображение в ВА сигналах. Повышение интенсивности воздействия разрядных импульсов на деталь должно пропорционально увеличивать энергию ВА сигналов. Для более точной оценки полезной энергии при ЭЭО с помощью ВА сигналов составлена измерительная схема (рис. 6, *а*) и получены спектры сигналов с акселерометра и датчика силы тока (рис. 6, *б*).

При расчетах пользоваться энергией импульса, т. е. работой, совершаемой импульсом в МЭП, неудобно. Поэтому для независимых генераторов эту энергию оценивают средним значением силы тока [3]. В экспериментах для регистрации разрядного тока применялся датчик Холла. Эффективная сила тока $I_э$ после усиления и обработки фильтром высоких частот дает представление об энергии, поступающей в МЭП. Сигнал, определяемый энергией, затрачиваемой на съем материала, поступал с акселерометра, установленного на упругой системе со стороны заготовки. С помощью фильтра высоких частот сигнал очищали от низкочастотных помех, затем определяли его эффективную амплитуду $A_э$, квадрат которой пропорционален энергии ВА сигнала, возникающего в упругой системе в результате возмущений от разрядных импульсов.

На рис. 7 показаны зависимости изменения $A_э$ и $I_э$ после обработки фильтрами высоких частот (частота среза фильтров для ВА сигналов — 2 кГц, для тока — 100 Гц). ЭЭО осуществляли на прошивном станке Drill 20 фирмы Agie Charmilles, в качестве ЭИ применяли латунный пруток диаметром 2 мм, обрабатываемый материал — пластина из алюминиевого сплава толщиной 14,2 мм. Программа прошивки отверстия была составлена так, что проход ЭИ в 2 раза превышал толщину пластины. Эффективная амплитуда $A_э$ постепенно увеличивается в течение 12 с и быстро умень-

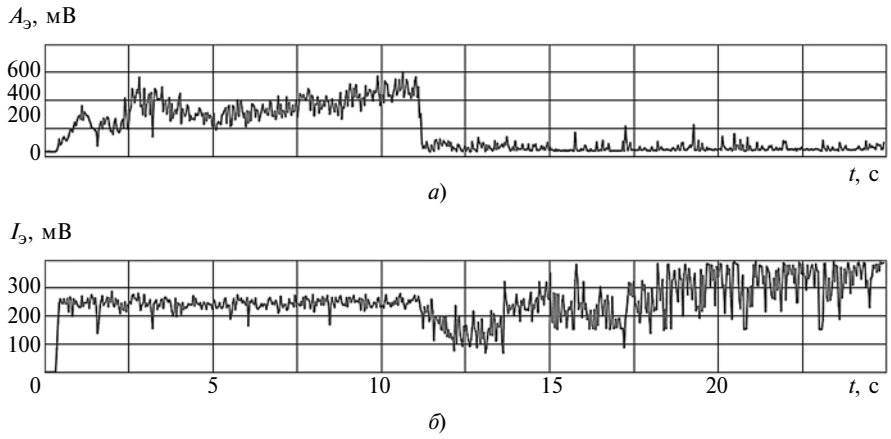


Рис. 7. Параллельная запись $A_э$ (*а*) и $I_э$ (*б*) при прошивке отверстия на станке Drill 20

шается до минимума с началом холостого хода ЭИ. Эффективная сила тока $I_э$ быстро увеличивается в начале процесса обработки, остается стабильной на протяжении прошивания отверстия и при холостом ходе инструмента не снижается, а даже незначительно повышается в какие-то моменты, что связано с пробоем через газовую фазу или кратковременными замыканиями между электродами по стенкам отверстия, однако полезной работы в эти моменты не совершается.

Таким образом, контролируя эффективную силу разрядного тока и ВА сигналов со стороны детали, можно оценивать эффективность ЭЭО. Так, размер лунки, образующейся после разряда, зависит от длительности импульса [14]. Варьируя при ЭЭО длительности импульсов и отслеживая параметры ВА сигналов, можно оптимизировать соотношение эффективных значений ВА сигналов и силы тока.

Аналогично можно варьировать и значения других параметров, например, зазора в МЭП, поддерживая постоянным отношение полезной и затрачиваемой энергий [15]. Спектральный анализ ВА сигналов при лазерном воздействии и при ЭЭО показал, что при ЭЭО сигнал усложняется. Вблизи спектрального максимума на частоте импульсного воздействия появляются значимые составляющие, которые указывают на наличие непериодических фрикционных или кавитационных процессов на поверхности заготовки, вносящих свой вклад в энергию ВА сигналов. Если технологический процесс настроен на грубую прошивку отверстия, допускающую частые контакты подвижного ЭИ и заготовки, то в составе ВА сигнала появляются помехи, связанные с фрикционным контактом ЭИ и заготовки (см. рис. 6, *б*). В этом случае требуется более тонкая фильтрация ВА сигнала, настроенная на частоту подаваемых импульсов.

Результаты исследований энергетических потоков лазерного излучения с помощью ВА сигналов показали, что они надежно регистрируются акселерометрами. Спектральный состав ВА сигнала полностью отображает периодический характер импульсных последовательностей, монотонно реагируя на изменение мощности подаваемого излучения смещением амплитуды сигнала. Используя изменения параметров ВА сигналов, можно решить ряд прикладных задач.

Таким образом, на основе контроля ВА сигналов и разрядного тока можно создать многопараметрическую систему управления [4, 8, 9, 14] ЭЭО, более эффективную по сравнению с подобными системами, опирающимися только на измерение электрических параметров. В зависимости от требований к качеству ЭЭО можно рассматривать различные параметры ВА сигналов и алгоритмы его обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Коренблюм М. В., Левит М. Л., Лившиц А. Л.** Адаптивное управление электроэрозионными станками. М.: НИИНмаш, 1977. 80 с.

2. **Гуткин Б. Г.** Автоматизация электроэрозионных станков. Л.: Машиностроение, 1971. 160 с.

3. **Немилов Е. Ф.** Справочник по электроэрозионной обработке материалов. Л.: Машиностроение, 1989. 164 с.

4. **Козочкин М. П.** Многопараметрическая диагностика технологических систем для обработки материалов резанием // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 13—19.

5. **Козочкин М. П., Порватов А. Н.** Оценка неопределенности при решении задач многопараметрической диагностики // Измерительная техника. 2015. № 2. С. 41—45.

6. **Проблемы** технической диагностики станочного оборудования на современном этапе развития / С. Н. Григорьев, М. П. Козочкин, Ф. С. Сабиров, В. А. Синопальников // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4. С. 27—36.

7. **Diagnostic** systems as basis for technological improvement / S. N. Grigoriev, M. P. Kozochkin, F. S. Sabirov, A. A. Kutin // Procedia CIRP. 2012. Т. 1. С. 599—604.

8. **Бушуев В. В., Сабиров Ф. С.** Направления развития мирового станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 24—30.

9. **Козочкин М. П., Порватов А. Н., Сабиров Ф. С.** Оснащение технологического оборудования информационно-измерительными системами // Измерительная техника. 2012. № 5. С. 29—32.

10. **Козочкин М. П.** Нелинейная динамика процесса резания // СТИН. 2012. № 1. С. 6—12.

11. **Козочкин М. П.** Влияние динамических характеристик станочных узлов на вибрации при резании // СТИН. 2014. № 2. С. 4—8.

12. **Козочкин М. П., Порватов А. Н.** Влияние адгезионных связей во фрикционном контакте на виброакустический сигнал и автоколебания // Трение и износ. 2014. Т. 35. № 5. С. 575—583.

13. **Козочкин М. П., Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С.** Диагностика и мониторинг сложных технологических процессов с помощью измерения виброакустических сигналов // Измерительная техника. 2006. № 7. С. 30—34.

14. **Козочкин М. П., Маслов А. Р., Порватов А. Н.** Управление процессом резания посредством интеграции подсистемы диагностирования в систему металлообрабатывающего станка // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 3. С. 110—111.

15. **Окунькова А. А.** Проектирование и изготовление формообразующих деталей пресс-форм при помощи интегрированных CAD/CAM-систем (при помощи использования Pro/Engineer) // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 3 (11). С. 56—60.

УДК 62-523.001.57

В. В. БУШУЕВ, В. В. МОЛОДЦОВ, канд. техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: v_molodtsov@mail.ru

Методика моделирования механизмов приводов подачи станков с ЧПУ[1]

Разработана методика моделирования механизма привода подачи станков с ЧПУ на основе передачи винт—гайка, обеспечивающая обоснованный выбор параметров механической части привода и оптимизацию характеристик контуров скорости и положения.

Ключевые слова: привод подачи, механизм, передача винт—гайка, математическая модель.

The methodic of modeling of feed drive system mechanism of NC machines on the base of screw gear, providing the substantiated selection of parameters of mechanical drive part and optimization of characteristics of speed loop and orientation, is developed.

Keywords: feed drive system, mechanism, screw gear, mathematical model.

В современных станках, реализуемых, как правило, на мехатронных принципах, приводы подачи являются важнейшими элементами, обеспечивающими согласование перемещений [1—5]. Задание на перемещение исполнительных узлов передается им через информационную сеть системы ЧПУ, которая во многом определяет точность изготовляемых деталей [6—9], так как обусловливает погрешности приводов и их запаздывание. Динамичность системы зависит от упругих инерционных свойств механизмов приводов подачи, например, возникающие в механической части привода резонансы снижают коэффициенты усиления контуров скорости и положения.

Влияние упругих свойств и инерционных характеристик вращающихся элементов привода на его динамику изучали на стенде, представленном на рис. 1. Механическая часть стенда состоит из станины *1* с прямолинейными направляющими *2* качения, по которым с помощью передачи винт—гайка *3* перемещается стол *4*. Винт *5* передачи с шагом 6 мм установлен на двух опорах: радиально-упорной (*6*) и радиальной (*7*). Вращение винта через сильфонную муфту *8* осуществляется вентильным двигателем *10*, закрепленным на станине с помощью кронштейна *9*.

Исследования предусматривали определение логарифмических амплитудно-частотных характеристик (ЛАЧХ) и фазово-частотных характеристик (ЛФЧХ) контура скорости. Снятая с помощью датчиков вращения ЛАЧХ двигателя имеет сложный состав с большим числом резонансных пиков, многие из которых расположены вне полосы пропускания контура скорости, т. е. от 500 до 2500 Гц (рис. 2).

Для того чтобы выявить источники резонансов в приводе, были проведены дополнительные исследования с отдельными элементами механической части. Сравнительный анализ частотных характеристик всего механизма привода и привода без муфты и тягового устройства показал, что при отсоединении винта и муфты все резонансные пики исчезают за исключением одного — на частоте 2467 Гц. Таким образом, было установлено, что основным источником резонансов в приводе является его механическая часть.

Частотные характеристики контура скорости привода с двигателем, муфтой и ходовым винтом практически идентичны частотным характеристикам, представленным на рис. 2. Единственным отличием является отсутствие слабовыраженного пика на частоте 94 Гц. Резонансы на данной частоте обусловлены осевыми колебаниями в системе "стол — ходовой винт", которые передаются через шариковую винтовую передачу вращающимся элементам привода. Слабое влияние массы перемещаемого узла объясняется большой редукцией передачи винт—гайка. Резонансные пики на частотах 544, 1110, 1685 и 1978 Гц связаны с включением в динамическую систему привода муфты и ходового винта и вызваны крутильными колебаниями в нем.

Для объективного представления колебаний вращающихся элементов привода выполнено моделирование методом конечных элементов (МКЭ) и проведены динамические расчеты в среде ANSYS. Схема модели приведена на рис. 3. Формы крутильных колебаний механической части привода с незакрепленным ротором показаны сплошными линиями на рис. 4, *а—е*, углы закручивания нормированы так, чтобы максимальная относительная

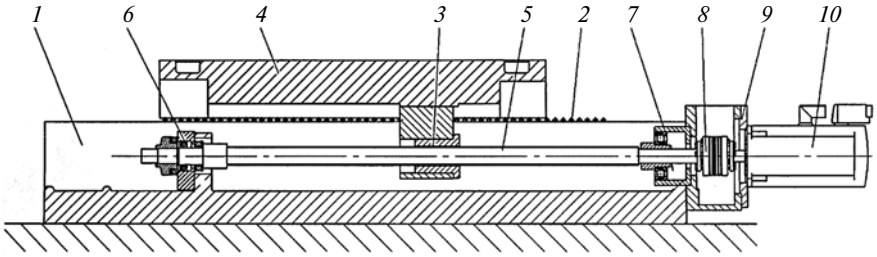


Рис. 1. Измерительный стенд

[1] Работа выполнена в рамках государственного задания № 9.1429.2014/К Министерства образования и науки РФ в сфере научной деятельности.

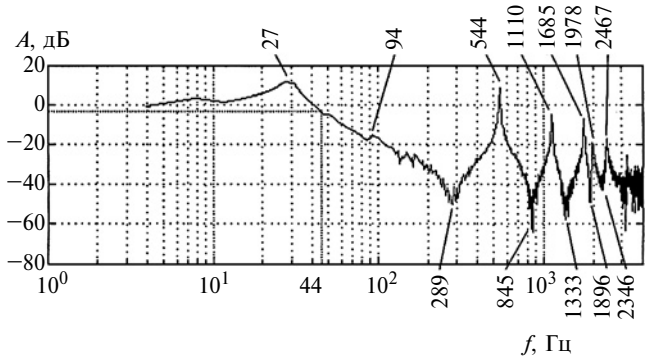


Рис. 2. Частотные характеристики контура скорости привода

величина закручивания Θ на каждом графике была равна единице.

Для учета влияния упругих свойств посадочных соединений элементов использовали прием, который заключается в снижении модуля упругости материала конструкции. Численные эксперименты показали, что для получения рассогласования собственных частот расчетной модели с результатами экспериментов, не превышающего 10 %, необходимо снизить модуль на 20 % (с $2 \cdot 10^5$ до $1{,}6 \cdot 10^5$ МПа). Результаты расчетов и экспериментальные данные сведены в табл. 1.

Конечно-элементную модель вращающейся части механизма привода подачи нельзя использовать непосредственно при моделировании его контуров управления в силу громоздкости, избыточности и закрытости. Наиболее удобными являются дискретные модели, представленные на рис. 5, обеспечивающие удовлетворительное описание динамических процессов механической части. Получение данных моделей на основании результатов конечно-элементного моделирования (КЭМ) — цель данной работы.

Обозначив упругодиссипативную связь между смежными массами i и $(i + 1)$, с помощью параметра $k_{i,\,i+1}(s) = b_{i,\,i+1}s + c_{i,\,i+1}$ запишем систему

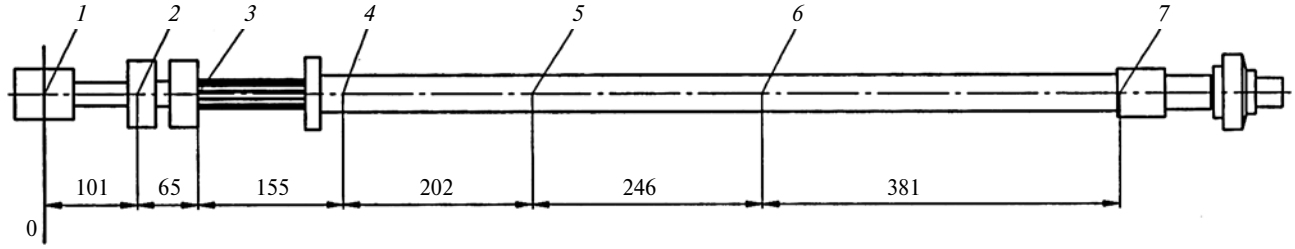


Рис. 3. Исходная модель КЭМ (*1—7* — центры масс дисков замещающей цепной системы)

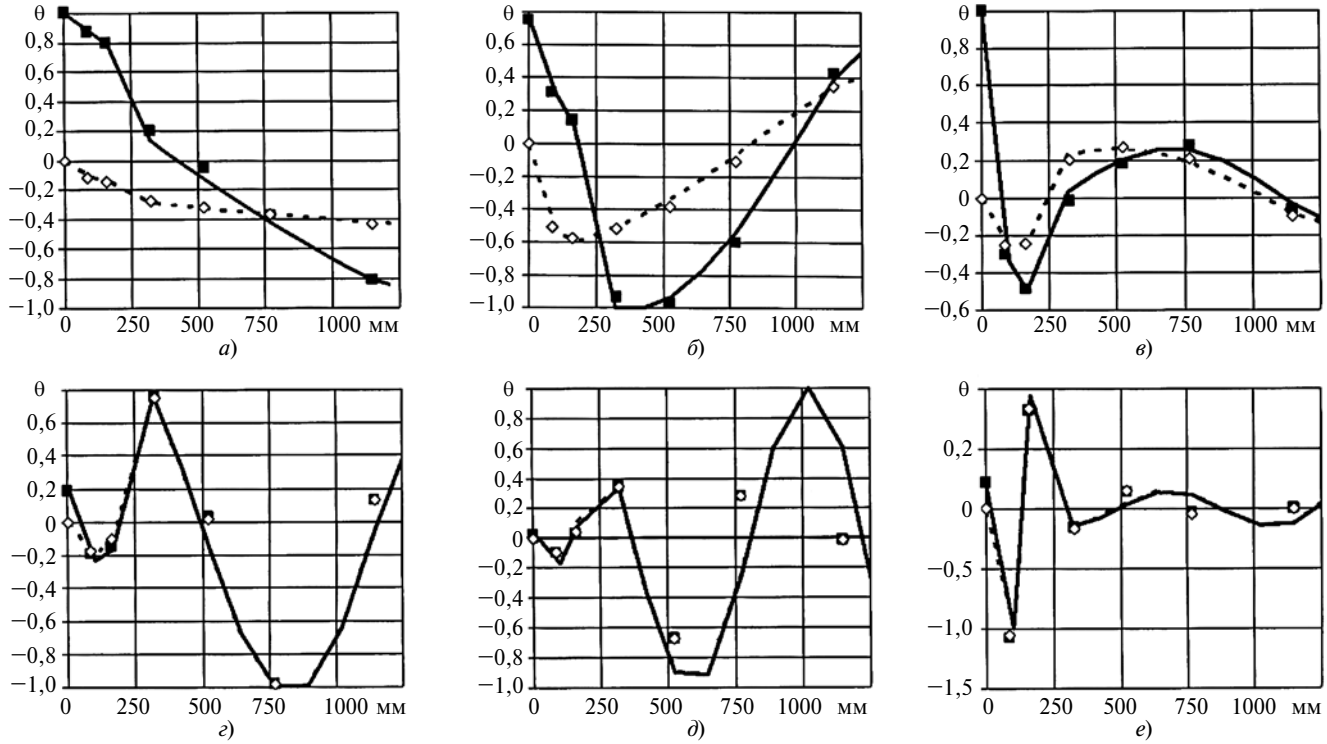


Рис. 4. Формы крутильных колебаний с незакрепленным (▬▬) и закрепленным (- - -) ротором на собственных частотах: 593/305,2 (*а*) 1262,1/931,5 (*б*) 1884,9/1442,1 (*в*) 2348,3/2339,6 (*г*) 3589,7/3588,5 (*д*) 4009,3/3981,5 (*е*) Гц (в знаменателе для незакрепленного ротора, в числителе для закрепленного)

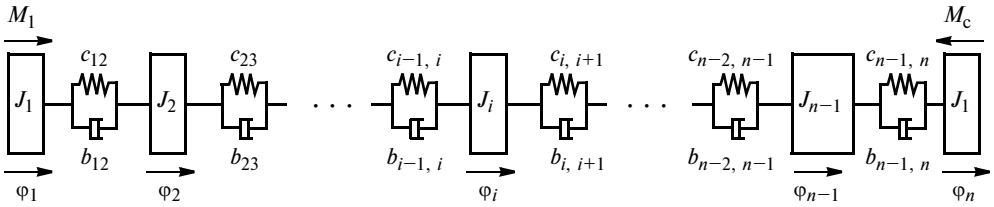


Рис. 5. Расчетная схема дискретной цепной системы с *n* сосредоточенными вращающимися массами

уравнений для модели с n сосредоточенными вращающимися массами:

$$\left.\begin{aligned}
&J_1 s^2 \varphi_1(s) = M(s) - k_{1,2}(s)[\varphi_1(s) - \varphi_2(s)];\\
&\qquad\qquad \vdots\\
&J_i s^2 \varphi_i(s) = k_{i-1,\,i}(s)[\varphi_{i-1}(s) - \varphi_i(s)] -\\
&\quad - k_{i,\,i+1}(s)[\varphi_i(s) - \varphi_{i+1}(s)];\\
&\qquad\qquad \vdots\\
&J_n s^2 \varphi_n(s) = k_{n-1,\,n}(s)[\varphi_{n-1}(s) - \varphi_n(s)] - M_c(s),
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

где J_i и $\varphi_i(s)$ — момент инерции и угол закручивания i-й вращающейся массы.

Решая уравнения, получим выражения для углов закручивания первой и второй массы:

$$\varphi_1(s) = \frac{G_{n-1}(s)}{G_n(s)} M(s) - \frac{\prod\limits_{l=1}^{n-1} k_{l,\,l+1}(s)}{G_n(s)} M_c(s); \quad (2)$$

$$\varphi_2(s) = \frac{k_{1,2}(s)\, G_{n-2}(s)}{G_{n-1}(s)} \varphi_1(s) - \frac{\prod\limits_{l=2}^{n-1} k_{l,\,l+1}(s)}{G_{n-1}(s)} M_c(s), \quad (3)$$

где $G_n(s)$, $G_{n-1}(s)$, $G_{n-2}(s)$ — характеристические многочлены.

Сравнение выражений (2) и (3) показало, что многочлен $G_{n-1}(s)$ в числителе первого слагаемого выражения (2), отвечающий за нули функции $\varphi_1(s)$ при $M_c(s) = 0$, является характеристическим многочленом выражения (3). Если в выражении (3) задать $\varphi_1(s) = 0$, то второе его слагаемое будет описывать поведение динамической системы, включающей $(n - 1)$-ю массу с заделкой, находящейся в точке расположения первой массы. Хотя порядок полинома $G_n(s)$ на s^2 выше, чем у $G_{n-1}(s)$, один из его корней равен нулю и соответствует перемещению незакрепленной системы как жесткого тела.

Нули функции $\varphi_1(s)$ можно наблюдать на экспериментальных частотных характеристиках контура скорости (см. рис. 2). Представить колебания вращающихся элементов привода с заделкой в точке расположения первой массы можно моделированием с использованием МЭК. Собственные частоты, полученные в результате моделирования, соответствуют нулям функции $\varphi_1(s)$ (см. табл. 1).

Сравнение расчетов собственных значений вращающихся элементов привода с закрепленным и свободным ротором выявило особенность: начиная с частоты 4776,3 Гц и выше значения собственных частот этих систем совпадают со всеми значениями, выводимыми программой.

Формы крутильных колебаний механической части привода с закрепленным ротором на рис. 4, *а—е* показаны шриховыми линиями, а соответствующие им собственные значения — в подписи к рисунку в числителе. Как и в предыдущем случае, снижение модуля упругости материала конструкции на 20 % (с $2 \cdot 10^5$ до $1{,}6 \cdot 10^5$ МПа) достаточно для рассогласования собственных частот модели, превышающего результаты экспериментов не более, чем на 10 % (табл. 2).

Таблица 1

Расчетные и экспериментальные значения собственных частот контура скорости, Гц

Полюса		Рассогласование, %	Нули		Рассогласование, %
Эксперимент	Расчет		Эксперимент	Расчет	
544	530 (593)	2,5	289	273 (305,2)	5,8
1110	1128 (1262,1)	1,7	844	833 (931,5)	1,3
1756	1685 (1884,9)	4,0	1333	1290 (1442,1)	3,3
1978	2100 (2348,3)	5,8	1896	2091 (2339,6)	9,4
—	3211 (3589,7)	—	—	3210 (3588,5)	—
—	3586 (4009,3)	—	—	3561 (3981,5)	—
—	4272 (4776,3)	—	—	4272 (4776,3)	—

Примечание. В скобках указаны значения собственных частот, вычисленные до снижения модуля упругости материала конструкции.

Таблица 2

Значения моментов инерции сосредоточенных масс модели, кг · м^2

i	Расчет $E = 1{,}6 \cdot 10^5$ МПа	Эксперимент
1	0,000356	0,00036
2	0,000502	0,000555
3	0,000622	0,000573
4	0,000499	0,000712
5	0,000384	0,000681
6	0,000475	0,001419
7	0,001462	—

Возможно, что причинами отсутствия на экспериментальных частотных характеристиках резонансных пиков (3589,7 и 4009,3 Гц) и провалов (3588,5 и 3981,5 Гц) КЭМ являются их взаимное подавление (фильтрация) и шумы в высокочастотной части спектра.

Чтобы установить связь между моделями крутильных систем, описываемыми уравнениями (1) и получаемыми КЭМ, рассмотрим особенности нахождения собственных значений для данной системы уравнений, при этом не будем учитывать демпфирование в системе, т. е. $k_{i,j}(s) = c_{i,j}$ [10].

Для удобства вычислений уравнения преобразуем систему уравнений (1) в матричную форму и переменные собственных векторов представим в обратном порядке:

$$[C]\{\Phi\}_i = x_i[M]\{\Phi\}_i, \tag{4}$$

где $[M]$ и $[C]$ — матрицы соответственно масс и жесткости; $x_i \geq 0$; $\{\Phi\}_i = [\Phi_n \ldots \Phi_1]^{\mathrm{T}}$ — i-е собственное значение и собственный вектор.

Матричное уравнение (4) представляет собой задачу о собственных значениях с двумя матрицами коэффициентов. Матрица масс в уравнении (4) — положительная определенная диагональная, матрица жесткости — симметричная трехдиагональная положительная полуопределенная.

Чтобы привести задачу к стандартному виду $[A]\{\Phi\}_i = x_i\{\Phi\}_i$ без потери симметрии матрицей коэффициентов, требуется поменять систему координат. При диагональной положительной определенной матрице масс это преобразование задается зависимостью $\{\Phi\}_i = [M]^{-1/2}\{\Psi\}_i$, где $[M]^{-1/2}$ — диагональная матрица, элементами которой являются величины, обратные квадратным корням из соответствующих элементов матрицы $[M]$; $\{\Psi\}_i = [M]^{1/2}\{\Phi\}_i$ — собственный вектор в новой системе координат [10]. Подставив данную зависимость в уравнение (4) и умножив обе части уравнения на $[M]^{-1/2}$ получим:

$$([\tilde{\alpha}] - x_i[E])\{\Psi\}_i = \{0\}, \tag{5}$$

где $[\tilde{\alpha}] = [M]^{-1/2}[C][M]^{-1/2}$ — симметричная трехдиагональная положительная полуопределенная матрица квадратов парциальных частот.

После перемножения матриц получим:

$$[\tilde{\alpha}]_n = \begin{bmatrix} \alpha_m & -\sqrt{\alpha_m\alpha_{m-1}} & \ldots & 0 & 0 \\ -\sqrt{\alpha_m\alpha_{m-1}} & \alpha_{m-1}+\alpha_{m-2} & \ldots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \ldots & \alpha_3+\alpha_2 & -\sqrt{\alpha_2\alpha_1} \\ 0 & 0 & \ldots & -\sqrt{\alpha_2\alpha_1} & \alpha_1 \end{bmatrix},$$

где $\alpha_j = c_{l,\,l+1}/J_i$ — квадрат j-й парциальной частоты системы уравнений (1), $j = 1, \ldots, m$ ($m = 2n - 2$).

Связь между индексами i, l и j задается выражениями: $i = j/2 + 1$ и $l = (j + 1)/2$, где $i = 1, \ldots, n$ и $l = 1, \ldots, n - 1$. В этих выражениях операцию деления следует рассматривать как целочисленную.

Преимуществом симметричных трехдиагональных матриц является относительная простота нахождения коэффициентов характеристического многочлена, который используют в ряде алгоритмов на заключительном этапе поиска собственных значений [11].

Характеристический многочлен матрицы

$$[\alpha]_r = \begin{bmatrix} a_1 & b_2 & \ldots & 0 & 0 \\ b_2 & a_2 & \ldots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \ldots & a_{r-1} & b_r \\ 0 & 0 & \ldots & b_r & a_r \end{bmatrix},$$

где $r = 1, \ldots, n$, можно записать как

$$f_r(x) = (-1)^r d_0^{(r)} + (-1)^{r-1} d_1^{(r)} x + \\ + (-1)^{r-2} d_2^{(r)} x^2 + \ldots - d_{r-1}^{(r)} x^{r-1} + x^r. \tag{6}$$

Коэффициенты характеристического многочлена $f_r(x)$ можно выразить через коэффициенты a_r и b_r матрицы $[\alpha]_r$, а коэффициенты характеристических многочленов $f_{r-1}(x)$ и $f_{r-2}(x)$ матриц $[\alpha]_{r-1}$ и $[\alpha]_{r-2}$ — найти с помощью рекуррентных зависимостей [12]. Образуемая последовательность многочленов известна как последовательность Штурма [11].

С учетом особенностей структуры матрицы $[\tilde{\alpha}]_n$ схема нахождения ее коэффициентов разделяется на $(n - 2)$-циклов, в рамках каждого выполняются одинаковые шаги.

Вычислительный алгоритм в i-м цикле, где $i = 1, \ldots, n - 2$ имеет вид:

$$\left.\begin{aligned} &\text{шаг 1 — } \alpha_{2i-1} = \tilde{d}_{n-i}^{(n-i+1)} - d_{n-i-1}^{(n-i)}; \\ &\text{шаг 2 — } \tilde{d}_l^{(n-i)} = (\tilde{d}_l^{(n-i+1)} - d_{l-1}^{(n-i)})/\alpha_{2i-1}; \\ &\text{шаг 3 — } \alpha_{2i} = d_{n-i-1}^{(n-i)} - \tilde{d}_{n-i-1}^{(n-i)}; \\ &\text{шаг 4 — } d_l^{(n-i-1)} = (d_l^{(n-i)} - \tilde{d}_{l-1}^{(n-i)})/\alpha_{2i}; \\ &\text{шаг 5 — } d_0^{(n-i-1)} = d_0^{(n-i)}/\alpha_{2i}. \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

При этом шаг 2 выполняется в каждом цикле l раз ($l = 1, \ldots, n - i - 1$); шаг 4 выполняется в каждом цикле l раз ($l = 1, \ldots, n - i - 2$); при $i = n - 2$ шаг 4 пропускается.

Из характеристического многочлена матрицы $[\tilde{\alpha}]_2$ получим зависимости для двух последних квадратов парциальных частот:

$$\alpha_m = d_0^{(1)}; \quad (8)$$

$$\alpha_{m-1} = \tilde{d}_1^{(2)} - d_0^{(1)}. \quad (9)$$

Связь между корнями p_i и z_i и коэффициентами характеристических многочленов матриц $[\tilde{\alpha}]_n$ и $[\alpha]_{n-1}$ устанавливают формулы Виета. Так как вычисление коэффициентов многочленов высоких порядков с помощью формул Виета сопряжено со значительными трудностями, используем для этого формулу Ньютона для определения степенных сумм корней многочлена:

$$s_k(x_i) = (-1)^{k-1} k d_{r-k}^{(r)} + \sum_{l=1}^{k-1} (-1)^{l-1} s_{k-l}(x_i) d_{r-l}^{(r)},$$

где $s_k(x_i) = \sum_{i=1}^{r} x_i^k$ — степенна́я сумма степени k от r корней многочлена (6), $d_k^{(r)}$ — коэффициенты многочлена (6); $1 \le k \le r$ [13].

Чтобы вычислить коэффициенты $\alpha_1, ..., \alpha_m$, необходимо решить две задачи о собственных значениях динамических систем, полученных КЭМ механической части привода со свободно вращающимся и зафиксированным ротором. Затем, используя $n - 1$ собственных значений (без учета нулевого), вычислим по формуле Ньютона коэффициенты характеристических многочленов матриц $[\tilde{\alpha}]_n$ и $[\alpha]_{n-1}$. Используя алгоритм (7) и зависимости (8) и (9), определим коэффициенты $\alpha_1, ..., \alpha_m$. Собственные векторы для каждого α_j удобно получить решением матричного уравнения (5).

Связь между $(2n - 2)$ квадратами парциальных частот и неизвестными [n моментами инерции и $(n - 1)$-й жесткостью] задается зависимостями вида $\alpha_j = c_{l,\,l+1}/J_i$, где двум разным парциальным частотам соответствует один момент инерции или одна жесткость модели. Данное соответствие нарушается только для первой и последней масс. Используя эту особенность можно рекуррентно выразить моменты инерции всех вращающихся масс через момент инерции первой массы.

Учитывая, что число уравнений на единицу меньше числа переменных, выберем одну из них, например J_1, в качестве свободной переменной, значение которой должно быть определено с использованием дополнительной информации.

Выражение, связывающее i-й момент инерции с первым, имеет вид:

$$J_i = J_1 \prod_{k=2}^{k=i} \frac{\alpha_{2k-3}}{\alpha_{2k-2}}.$$

Аналогично запишем:

$$c_{i,\,i+1} = J_1 \alpha_1 \prod_{k=2}^{k=i} \frac{\alpha_{2k-1}}{\alpha_{2k-2}}.$$

Поскольку информацию о суммарном моменте $J_\Sigma = \sum_{i=1}^{n} J_i$ инерции вращающейся части привода легко получить, используя систему твердотельного моделирования, воспользуемся ею для нахождения свободной переменной. Выражение для момента инерции первого тела имеет вид:

$$J_1 = J_\Sigma \Big/ \left[1 + \sum_{i=2}^{n} \left(\prod_{k=2}^{k=i} \frac{\alpha_{2k-3}}{\alpha_{2k-2}} \right) \right].$$

Совокупную жесткость цепной системы также можно выразить через момент инерции первого тела:

$$c_\Sigma = \alpha_1 J_1 \Big/ \left[1 + \sum_{i=2}^{n-1} \left(\prod_{k=2}^{k=i} \frac{\alpha_{2k-2}}{\alpha_{2k-1}} \right) \right]. \quad (10)$$

Для примера, используя разработанную методику, определим параметры замещающей модели вращающейся части привода экспериментального стенда. Принимаем по результатам анализа собственных частот в табл. 1 размерность модели $n = 7$. При определении параметров модели будем учитывать шесть низших ненулевых собственных частот КЭМ со свободно вращающимся ротором двигателя, которые не совпадают с собственными частотами модели с зафиксированным ротором ($J_\Sigma = 0{,}0043$ кг · м^2). Результаты представлены в табл. 2 и 3.

Для провверки адекватности полученной модели замещающей цепной системы и исходной КЭМ построим формы колебаний модели (1).

Вычисленные формы колебаний систем со свободно вращающимся и зафиксированным ротором двигателя оказаны на рис. 4. Для определения расположения центров масс дисков замещающей системы на оси вращения исходной модели использовали CAD системы SolidWorks. Геометрическая модель разделена на сегменты, моменты инерции которых равны моментам инерции дисков, после чего определяли их координаты (см. рис. 3).

Таблица 3

Значения жесткостей $c_{i,\,j}$ упругих элементов модели, Н · м/рад

i, j	Расчет при $E = 1{,}6 \cdot 10^5$ МПа	Эксперимент
1, 2	30 704	38 120
2, 3	123 773	95 066
3, 4	24 199	27 499
4, 5	58 508	34 382
5, 6	48 869	23 523
6, 7	29 389	—
c_Σ	6 512	6 910

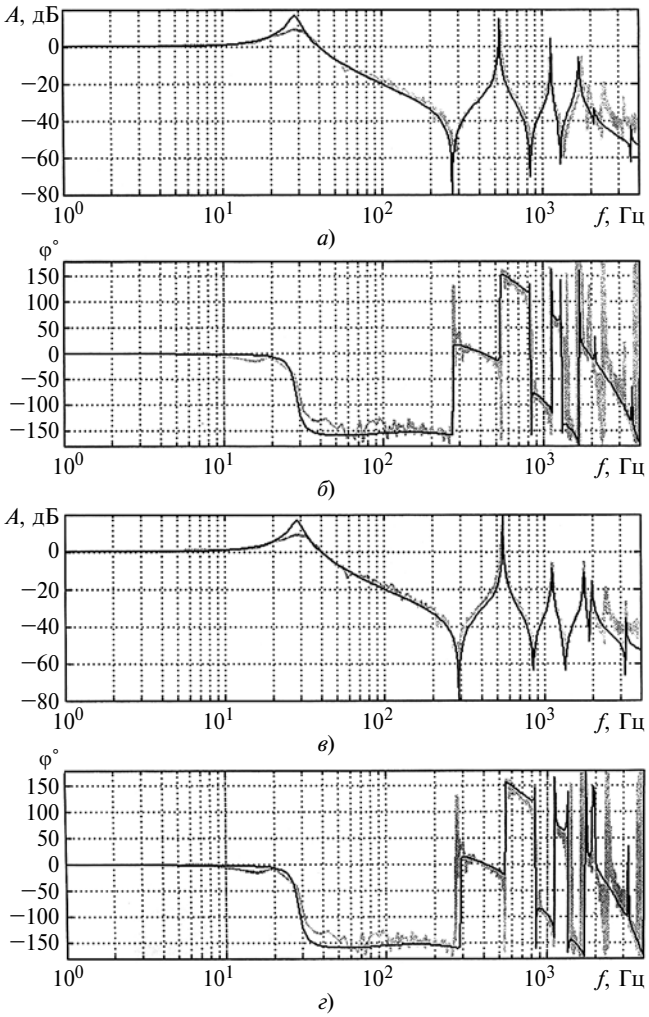


Рис. 6. Зависимости изменения амплитуды *A* (*а*, *в*) и фазы (*б*, *г*) φ от частоты *f* (серый — экспериментальные данные, черный — моделирование)

Вычисленная по формуле (10) совокупная жесткость цепной замещающей системы $c_\Sigma = 6910$ кг · м^2 примерно на 12 % выше жесткости исходной системы $c_{\Sigma\ ис} = 6102$ кг · м^2, что объясняется расположением центров масс дисков замещающей системы (см. рис. 3), которые охватывают только часть длины исходной модели. Жесткость исходной системы, измеренная между точками *1* и *7*, составляет $c_{\Sigma(1\text{-}7)} = 6707$ кг · м^2, что на 3 % ниже вычисленной совокупной жесткости замещающей системы.

Для сравнения результатов моделирования с экспериментальными данными проведены вычислительные эксперименты в среде Simulink моделирования динамических систем, входящей в состав системы MATLAB, анализ которых показал, что снижение модуля упругости до $1{,}6 \cdot 10^5$ МПа обеспечивает хорошее совпадение частотных характеристик в районе резонансных пиков 544 и 1110 Гц, но на более высоких частотах наблюдается некоторое расхождение между результатами экспериментов и моделирования (рис. 6, *а*, *б*).

Используем для вычисления моментов инерции дисков и жесткостей упругих элементов замещающей цепной системы нули и значения полюсов, полученных экспериментальным путем. Так как частотный диапазон измерения ограничен 4000 Гц, нельзя наблюдать собственные значения, лежащие за его пределами. Следовательно, размерность замещающей цепной системы вынужденно сокращается до шести масс (см. табл. 2 и 3). Однако результаты моделирования в этом случае имеют наилучшую корреляцию с экспериментальными данными (рис. 6, *в*, *г*).

Полученные на основании предложенной методики модели позволяют обоснованно выбирать параметры конструкции механической части привода и оптимизировать характеристики его контуров скорости и положения для обеспечения требуемого динамического качества и точности оборудования [14].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бушуев В. В., Молодцов В. В.** Роль кинематической структуры станка в обеспечении требуемой точности обработки изделия // СТИН. 2010. № 7. Ч. 2. С. 18—24.
2. **Бушуев В. В., Сабиров Ф. С.** Направления развития мирового станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 24—30.
3. **Асанов Р. Э., Косов М. Г., Кузнецов А. П.** Оценка технического уровня мехатронных модулей // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 1 (24). С. 60—66.
4. **Асанов Р. Э., Кузнецов А. П., Косов М. Г.** Обеспечение технического уровня мехатронных модулей при их проектировании // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4 (23). С. 26—30.
5. **Кудояров Р. Г., Дурко Е. М., Иванов Д. В.** Особенности проектирования мехатронного станочного оборудования // СТИН. 2007. № 10. С. 16—21.
6. **Евстафиева С. В., Молодцов В. В.** Моделирование следящего привода подачи современных станков с ЧПУ // Мехатроника, автоматизация, управление. 2010. № 9. С. 37—44.
7. **Сабиров Ф. С., Савинов С. Ю.** Диагностика и контроль точности приводов подач многокоординатных металлорежущих станков с ЧПУ // Измерительная техника. 2011. № 8. С. 20—22.
8. **Анализ** погрешностей привода подачи металлорежущего станка и способов их снижения / В. В. Бушуев, В. А. Кузовкин, В. В. Молодцов, В. В. Филатов // Измерительная техника. 2006. № 6. С. 18—22.
9. **Кузнецов А. П., Косов М. Г.** Структурная точность металлорежущих станков // СТИН. 2012. № 2 С. 4—12; № 5. С. 2—7.
10. **Тимошенко С. П., Янг Д. Х., Уивер У.** Колебания в инженерном деле: Пер. с англ. М.: Машиностроение, 1985. 72 с.
11. **Шуп Т.** Решение инженерных задач на ЭВМ: Практическое руководство: Пер. с англ. М.: Мир, 1982. 238 с.
12. **Богданенко Е. Н.** Развертывание характеристического полинома и нахождение собственных значений чисел по элементам трехдиагональных матриц // Известия ЮФУ. Т. 106. Технические науки. 2010. № 5. С. 112—118.
13. **Болтянский В. Г., Виленкин Н. Я.** Симметрия в алгебре. М.: МЦНМО, 2002. 240 с.
14. **Илюхин Ю. В.** Роль метода компьютерного моделирования в познании технических объектов // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 4 (27). С. 141—145.

УДК 621.9.06-229.33.001.24

Ф. С. САБИРОВ, д-р техн. наук, С. С. ШЕМЯКИН (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: fanira5057@yandex.ru

Оперативная оценка виброустойчивости станков и состояния шпиндельных подшипников[1]

Выполнена оценка виброустойчивости станка путем экспериментального определения динамических характеристик шпиндельного узла и моделированием. Даны рекомендации по повышению жесткости опор шпинделя.

Ключевые слова: виброустойчивость, динамическая характеристика, подшипник, моделирование, шпиндельный узел.

The assessment of vibration resistance of a machine by method of experimental determination of dynamic characteristics of a spindle unit and by modeling is performed. The recommendations on improvement of stiffness of spindle bearings are given.

Keywords: vibration resistance, dynamic characteristic, bearing, modeling, spindle unit.

На предприятиях, эксплуатирующих металлорежущие станки, часто возникают проблемы, связанные с потерями виброустойчивости, которые проявляются в интенсивных вибрациях даже при незначительной глубине резания. В связи с этим для станков с ЧПУ приходится корректировать программу, менять режимы обработки, что снижает производительность. Потери виброустойчивости происходят в результате изнашивания подшипников шпинделя, снижения предварительного натяга в опорах, уменьшения жесткости несущей системы. Поэтому необходимы системы оперативной диагностики и мониторинга состояния узлов, механизмов и деталей станка [1—6].

Иногда даже новые станки имеют низкую виброустойчивость. Так, работа одного из двух приобретенных станков TNL-100AL с ЧПУ удовлетворяла всем требованиям, а другой станок терял виброустойчивость, особенно на операциях растачивания и поперечного точения.

На другом предприятии использовали токарные станки TNL-120AL2 с ЧПУ. Один станок работал без сбоев при максимальной загрузке около 7 лет, у другого, приобретенного позднее, после года эксплуатации появились сбои в работе: при точении на максимальных скоростях (частота вращения 2500÷3200 мин$^{-1}$) возникали шум и вибрации, существенно снижалась виброустойчивость. Подобные проблемы возникают часто. В данном случае можно сравнить два одинаковых станка, эксплуатируемых в одинаковых условиях и с одинаковой нагрузкой.

Шпиндельный узел (ШУ) станков TNL-100AL и TNL-120AL2 состоит из ротора, установленного на двух опорах (рис. 1): в передней опоре используются радиальный роликовый двухрядный подшипник и упорно-радиальный шариковый подшипник; в задней опоре — радиальный роликовый двухрядный подшипник.

Экспериментальные исследования данных станков методом импульсного нагружения [7—9] позволили сопоставить частотные характеристики ШУ. Получены амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) по ускорению и двойным интегрированием (для поднятия низкочастотных составляющих) определены АЧХ по перемещению (рис. 2, см. обложку). Для сравнения полученные характеристики двух станков наложили друг на друга.

Анализ АЧХ ШУ показал, что собственная частота (315 Гц) ШУ старого станка ниже собственной частоты (380 Гц) нового станка. Динамическая податливость на собственных частотах старого станка почти в 1,5 раза выше динамической податливости нового станка (соответственно 5,14 и 3,44 у. е.), т. е. старый станок отличается более низкой частотой и большей податливостью.

Какая же динамическая характеристика должна быть у идеального станка? Как оценить износ опор и снижение жесткости подшипников в результате изнашивания? Ответ можно получить, выполнив моделирование ШУ и расчет его динамической характеристики, используя программу SpinDyna [10—13].

Модель ШУ станка TNL-120AL2 представлена на рис. 3. В ней для описания характеристик опор использовали данные по жесткости из каталогов

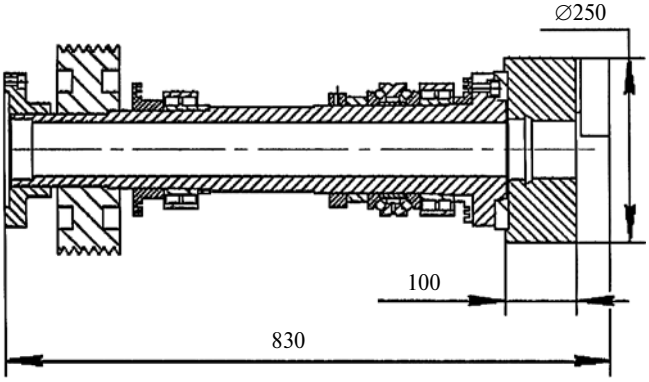


Рис. 1. Шпиндельный узел станка TNL-120AL2

[1] Работа выполнена в рамках государственного задания № 9.1429.2014/К Министерства образования и науки РФ в сфере научной деятельности.

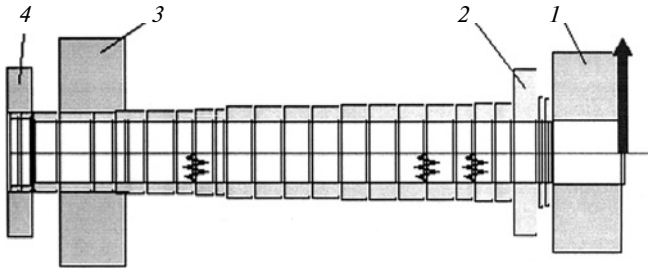


Рис. 3. Модель шпиндельного узла станка TNL-120AL2:
1 и *3* — сосредоточенные массы патрона и шкива; *2* и *4* — фланцы шинделя и устройства зажима заготовки

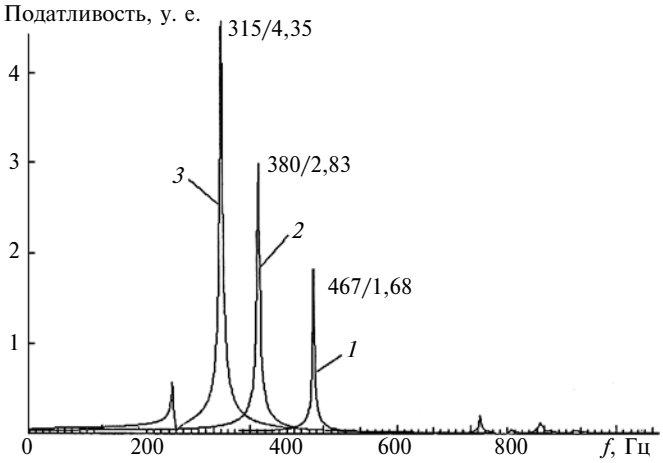


Рис. 4. Расчетные АЧХ шпиндельного узла идеального (*1*), нового (*2*) и старого (*3*) станков TNL-120AL2

на подшипники. Радиальные жесткости роликовых двухрядных радиальных подшипников: задней опоры — 153 даН/мкм, передней — 173 даН/мкм. У шарикового упорно-радиального подшипника радиальная жесткость составила 92 даН/мкм, угловая жесткость — $4{,}3 \cdot 10^5$ даН · м/мкм.

Расчетом в программе SpinDyna получены АЧХ шпиндельного узла (рис. 4, зависимость *1*). Данный станок принимаем за идеальный. Если в роликовом двухрядном радиальном подшипнике жесткость снизить до 29,5 даН/мкм, т. е. почти в 6 раз, а жесткость упорно-радиального подшипника не менять, то АЧХ будет иметь вид, соответствующий зависимости *2* на рис. 4, что соответствует экспериментальной АЧХ нового станка. Вряд ли радиальный двухрядный роликовый подшипник за год эксплуатации получил такой износ. Очевидно, что при сборке ШУ в этом подшипнике не был обеспечен необходимый предварительный натяг. Претензии поставщику предъявить уже нельзя, так как истек срок гарантийного обслуживания. Поэтому было принято решение своими силами выполнить ремонт станка.

Если жесткость роликового двухрядного радиального подшипника передней опоры принять равной 17,3 даН/мкм, т. е. в 10 раз меньше, чем заявленное значение, а жесткость шарикового упорно-радиального подшипника — 65 даН/мкм, т. е. в 1,4 раза меньше заявленного, то АЧХ ШУ будет близка по собственной частоте к экспериментальной АЧХ старого станка (см. рис. 4, зависимость *3*). В этом случае с большой вероятностью можно предположить, что снижение жесткости подшипников передней опоры произошло в результате их изнашивания. Дополнительные исследования показали наличие осевого зазора в шпинделе старого станка порядка 0,03 мм. Для повышения жесткости передней опоры шпинделя можно осуществить подшлифовку кольца с лабиринтными уплотнениями перед радиальным роликовым подшипником (см. рис. 1) на 0,10÷0,12 мм и подшлифовку проставочного кольца в упорно-радиальном подшипнике на 0,03 мм.

Моделирование также показало, что изменение жесткости подшипника задней опоры шпинделя слабо влияет на динамические характеристики станка, что подтверждено практикой исследований шпиндельных узлов [14, 15].

Таким образом, данное исследование показало, что на предприятии-изготовителе станков TNL-120AL2 не было должного контроля за предварительным натягом в передней опоре. Это подтверждают и результаты аналогичных исследований двух новых токарных станков TNL-100AL, один из которых терял устойчивость при растачивании и поперечном точении. Экспериментальное исследование динамических характеристик ШУ и моделирование показали, что в проблемном станке жесткость радиального роликового подшипника более чем в 6 раз ниже. Причина та же — отсутствие необходимого предварительного натяга в подшипнике.

На основании проведенных исследований предприятие, закупившее эти станки, выставило претензии изготовителю. Результатом рекламации стала замена шпиндельной бабки.

Отметим, что своевременный контроль динамических характеристик ШУ может предотвратить приобретение заведомо некачественных станков.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Diagnostic** systems as basis for technological improvement / S. N. Grigoriev, M. P. Kozochkin, F. S. Sabirov, A. A. Kutin // Procedia CIRP. 2012. V. 1 (1). P. 599—604.

2. **Козочкин М. П., Сабиров Ф. С.** Проблемы и задачи оперативной диагностики при металлообработке // Вестник МГТУ "Станкин". 2009. № 3 (7). С. 13—17.

3. **Виброакустическая** диагностика опор шпинделей станков для высокоскоростной обработки / М. П. Козочкин, Ф. С. Сабиров, Д. Н. Суслов, А. П. Абрамов // СТИН. 2010. № 6. С. 17—21.

4. **Диагностика** подшипников качения при эксплуатации станков на основе анализа вибрационного сигнала / М. П. Козочкин, Ф. С. Сабиров, А. Н. Боган, К. В. Мысливцев // СТИН. 2013. № 1. С. 21—26.

УДК 621.91

В. А. ГРЕЧИШНИКОВ, А. Р. МАСЛОВ, доктора технических наук, П. М. ПИВКИН (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: PMPivkin@gmail.com

Инструментальная система для обработки торцевых канавок на станках с ЧПУ

Рассмотрен метод проектирования инструментальной системы резцов для выполнения всех типов торцевых канавок.

Ключевые слова: металлообработка, торцевая канавка, инструментальная система, исходная инструментальная поверхность.

The design method of tooling system of cutters for cutting of end grooves of all types is considered.

Keywords: metalworking, end groove, tooling system, initial tooling surface.

Современное машиностроение характеризуется многономенклатурным производством и тенденцией снижения серийности, что существенно увеличивает задачи инструментального обеспечения [1, 2]. Одной из таких задач является унификация инструмента для создания инструментальных систем.

Существует множество деталей с различными торцевыми канавками, форма которых определяется формой спрягаемых поверхностей в изделии, а также функциональным назначением канавок, например канавки для базирования подшипников, уплотнительных колец и манжет.

Специфика проектирования режущего инструмента для обработки торцевых канавок определяется их видом и их конструктивными особенностями [3].

На рис. 1 представлены рабочие элементы режущих инструментов различных конструкций для об-

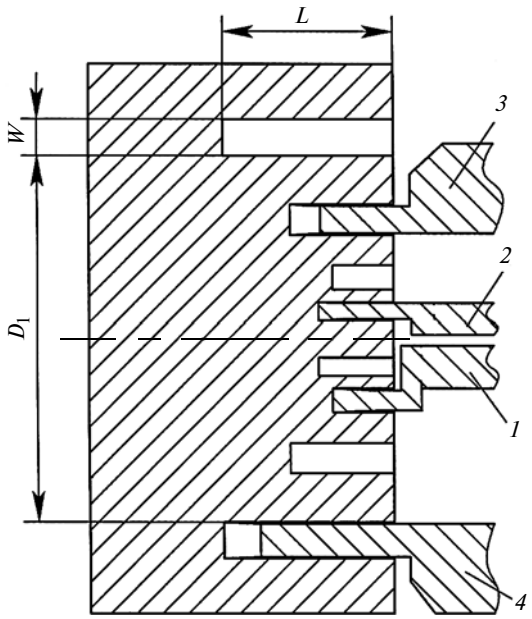


Рис. 1. Инструменты для обработки торцевых канавок:
1 — D_1 = 1÷8 мм, L = 2÷30 мм; *2* — D_1 = 8 мм, L = 1,5÷10 мм; *3* — D_1 = 16÷34 мм, L = 5,3÷20 мм; *4* — D_1 > 34 мм, L = 12÷28 мм

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 14)

5. **Козочкин М. П., Сабиров Ф. С.** Виброакустическая диагностика шпиндельных узлов // СТИН. 2009. № 5. С. 8—12.

6. **Сабиров Ф. С., Козочкин М. П.** Виброакустическая диагностика шлифовальных шпинделей на подшипниках качения // Справочник. Инженерный журнал. Приложение. 2011. № 12. С. 10—15.

7. **Kochinev N. A., Sabirov F. S.** Measurement of the dynamic characteristics of machine tools by a pulse loading method // Measurement Techniques. Springer New York. V. 52. 2009. N. 6. P. 621—624.

8. **Сабиров Ф. С.** Импульсный метод оценки динамических характеристик упругих систем станков // Справочник. Инженерный журнал. 2009. № 11. С. 38—43.

9. **Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С., Козочкин М. П.** Программный комплекс сбора, обработки и анализа вибрационных сигналов nkRecorder: свидетельство о госрегистрации программы для ЭВМ № 2009613214 // ОБПБТ. 2009. № 4 (69).

10. **Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С., Хомяков В. С.** Программный комплекс для моделирования и расчета шпиндельных узлов станков SpinDyna: свидетельство о госрегистрации программы для ЭВМ № 2009611613 // ОБПБТ. 2009. № 2 (67).

11. **Хомяков В. С., Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С.** Исследование динамических характеристик шпиндельных узлов // Вестник МГТУ "Станкин", 2008. № 4. С. 15—22.

12. **Хомяков В. С., Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С.** Моделирование и расчет динамических характеристик шпиндельных узлов // Вестник УГАТУ. Т. 12. № 2 (30). 2009. С. 76—82.

13. **Хомяков В. С., Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С.** Экспериментальное и расчетное исследование динамических характеристик шпиндельных узлов // СТИН. 2009. № 3. С. 5—9.

14. **Хомяков В. С., Сабиров Ф. С.** Экспериментальное исследование и моделирование гильзовой конструкции шпиндельного узла шлифовального станка // СТИН. 2012. № 5. С. 10—15.

15. **Сабиров Ф. С., Кочинев Н. А., Мысливцев К. В.** Улучшение динамических характеристик многослойных роторных систем // Известия КБГУ. 2014. Т. IV. № 5. С. 64—68.

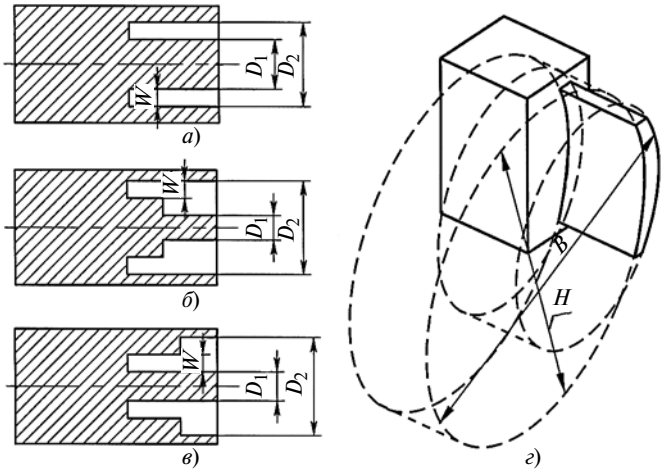


Рис. 2. Детали с торцевыми кольцевыми (*а*) и ступенчатыми (*б*, *в*) канавками и форма рабочего элемента режущего инструмента (*г*)

работки торцевых канавок; их основные параметры: наибольший диаметр D_1, глубина L, ширина W.

Сложные условия работы инструмента при обработке торцевых канавок вызваны несвободным резанием и затрудненным отводом стружки. При проектировании сборного режущего инструмента решается задача нахождения форм поверхностей корпуса и режущего элемента с учетом параметров технологической среды (режимы резания и параметры детали) [4]. Использование режущего инструмента, которым можно обрабатывать канавки широкого диапазона конструктивных исполнений, повышает экономичность производства [5].

Корпус инструмента для обработки торцевых канавок в поперечном сечении представляет собой кольцевой сегмент, т. е. форма сечения ограничена дугами окружностей [6]. Принцип конструирования режущего инструмента для обработки торцевых канавок основывается на исключение контакта вне режущей кромки инструмента с обработанной поверхностью заготовки [7].

На рис. 2, *а—в* представлены детали с торцевыми кольцевыми и ступенчатыми канавками с образующими, параллельными оси детали. В этом случае форма рабочих поверхностей представляет собой кольцевой сегмент [8]. Данный инструмент позволяет получить канавки диаметрами $D_1 = 40 \div 75$ мм и шириной $W = 6$ мм. Размеры корпуса инструмента определяют параметры исходной инструментальной поверхности: $H_1 = 75$ мм, $B_1 = 75$ мм, $H_2 = 52$ мм, $B_2 = 52$ мм.

Для обработки канавок с наклонной образующей используют специализированный инструмент [9].

Формы рабочих поверхностей инструмента находят исключением их совпадения ("интерференции") с поверхностью детали с учетом конструктивных параметров обрабатываемых канавок [10]. Режущий инструмент, входящий в инструментальную систему, должен обрабатывать максимально возможный диапазон конструктивных исполнений обрабатываемых поверхностей, что повышает унификацию инструментального обеспечения [11]. Ограничивающим фактором назначения диапазона конструктивных параметров канавок является снижение прочности [12]. Поэтому окончательным критерием работоспособности инструмента является его анализ на прочность [13].

Режущие кромки находятся на исходной инструментальной поверхности (ИИП) [14], рабочие поверхности корпуса ограничиваются ИИП [15]. Для исключения соударения инструмента и детали из-за деформации под действием силовых нагрузок необходимо сместить рабочую поверхность корпуса на определенное расстояние, расчет которого осуществляется на основании параметров податливости и погрешностей установки инструментальной системы со вспомогательным инструментом [16].

Определяют ИИП нахождением огибающих последовательных положений обрабатываемых поверхностей при передаче всех движений инструмента детали. То есть инструмент представляют как неподвижное тело, вокруг которого происходит движение обработанной детали [17].

При разработке инструмента необходимо учитывать весь диапазон конструктивных исполнений множества канавок с различными геометрическими параметрами (рис. 3).

Форма режущего инструмента зависит от конструктивных параметров канавок: угла χ наклона; ширины W, минимального (D_{min}) и максимального (D_{max}) диаметров, ее длины $L_к$.

На рис. 4 представлена модель диапазона обрабатываемых поверхностей, полученная последовательным суммированием нормальных сечений детали с канавкой, размеры которой изменяются в допустимом диапазоне. Совмещением данных нор-

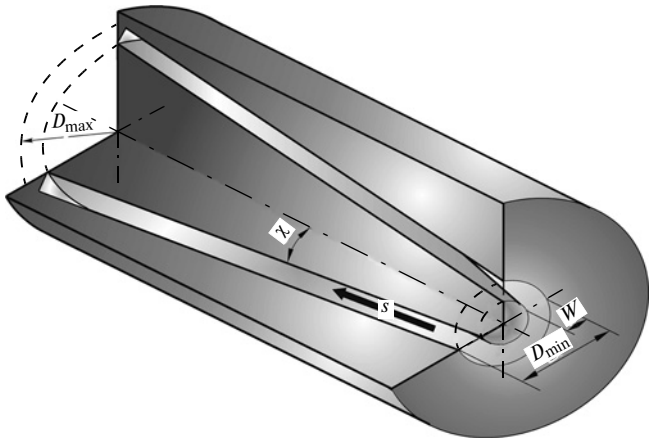


Рис. 3. Основные конструктивные параметры торцевой канавки и направление подачи *S*

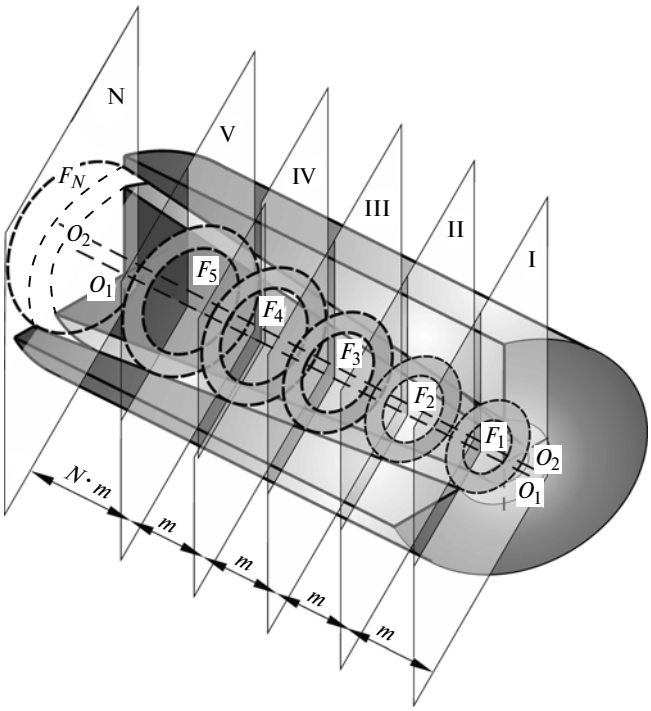


Рис. 4. Поперечные сечения обработанной детали с торцевой канавкой

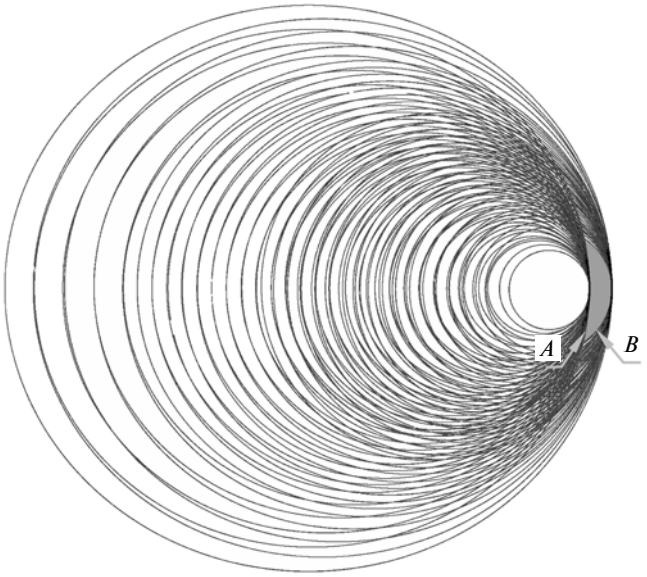


Рис. 5. Совмещенные профили F_I—F_N нормальных сечений канавки и зона, ограниченная ИИП (кривые *A* и *B*)

мальных сечений I—*N* в одной плоскости получим семейство кривых F_I—F_N, огибающая которых и представляет собой ИИП.

Определяют ИИП путем нахождения огибающих *A* и *B* их многообразия кривых F_I—F_N, спроецированных на плоскость, параллельную плоскости *N* (рис. 5).

Таким образом, установлено, что форма корпуса сборного режущего инструмента в поперечном сечении не должна выходить из зоны, ограниченной огибающими *A* и *B*. Под критическими сечениями понимается профиль обрабатываемой поверхности с минимальной кривизной для огибающей *A* и максимальной кривизной для огибающей *B*.

Форму ИИП в пространстве можно получить путем передачи движения подачи критическим кривым *A* и *B* (рис. 6).

Распределение нормальных сечений канавки (см. рис. 5 и 6) показывает, что критические профили — это профили в профилирующих формообразующих сечениях I и *N*. Причем огибающая *A* семейства кривых (левая сторона канавки) (см. рис. 4) определяется в сечении с меньшим диаметром и меньшим углом наклона из всего диапазона, а огибающая *B* семейства кривых (правая сторона канавки) — в сечении с большим диаметром и большим углом наклона.

Проекции профилей канавки в нормальных сечениях на плоскость, параллельную плоскости сечений, представляют собой эллипсы с разными геометрическими параметрами. В математическом определении многообразия профиля и нахождения их огибающих нет необходимости, так как ИИП описывается геометрическими параметрами профиля канавки в профилирующих формообразующих сечениях (рис. 7).

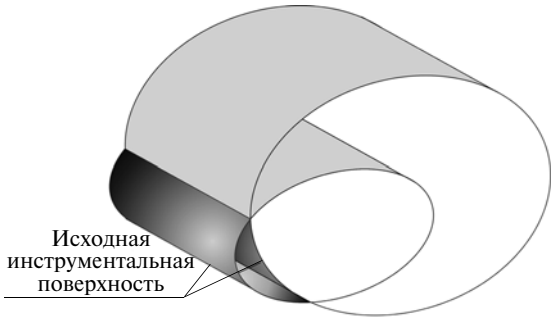


Рис. 6. Исходные инструментальные поверхности при обработке канавки с конической образующей

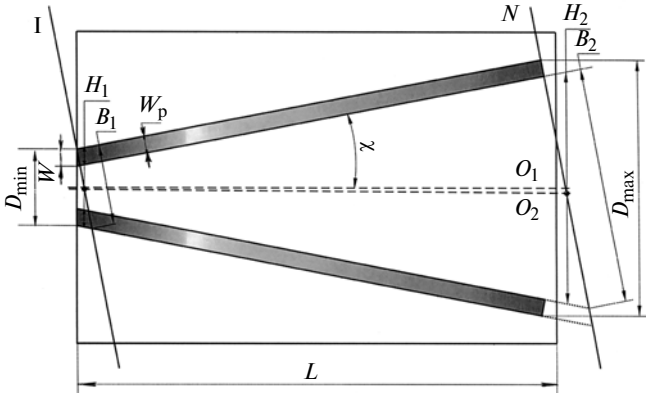


Рис. 7. Основные параметры *H* и *B*, формирующие профиль инструмента, в сечениях I и *N*

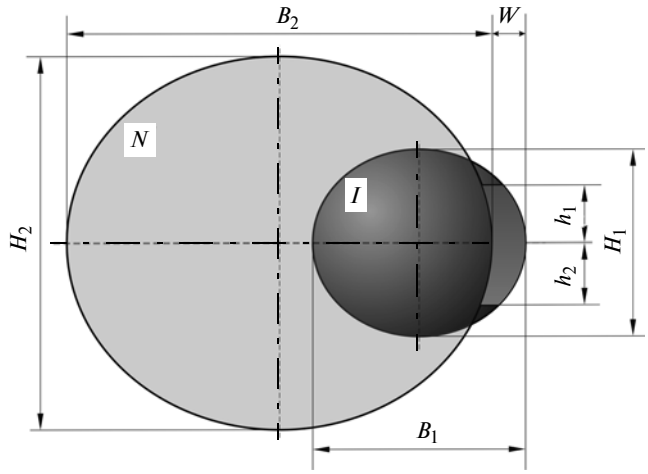


Рис. 8. Профили канавки в формообразующих сечениях I и *N*

На рис. 8 представлены геометрические параметры исходной ИИП, которые определяются выражениями:

$$L = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{\mathrm{tg}\chi_{\min}}; \quad (1)$$

$$B_1 = (D_{\min} + 2W)\frac{\sin(90 + 2\chi_{\min})}{\sin(90 - 2\chi_{\min})}; \quad (2)$$

$$H_1 = 2\left(W + 2\mathrm{tg}\chi_{\min}\left(\frac{D_{\min}}{2\tan\chi_{\min}} + \left(\frac{D_{\min}}{2} + W\right)\mathrm{tg}\chi_{\min} + \Delta\right)\right); \quad (3)$$

$$B_2 = D_{\max}\left(\frac{1}{\cos\chi_{\max}} + \frac{\mathrm{tg}\chi_{\max}\sin\chi_{\max}}{\sin(90 - 2\chi_{\max})}\right); \quad (4)$$

$$H_2 = 2\mathrm{tg}\chi_{\max}\left(L + \frac{D_{\min}}{2\mathrm{tg}\chi_{\max}} + \frac{D_{\max}\mathrm{tg}\chi_{\max}}{2} + \left(\frac{B_2}{2} - \frac{D_{\max}}{2\cos\chi_{\max}}\right)\sin\chi_{\max}\right). \quad (5)$$

Предложенный метод проектирования режущего инструмента позволяет получить инструментальную систему для изготовления всех типов и размеров торцевых канавок. Математическая модель описывает все многообразия сечений поверхностей канавок и их расположение в пространстве и позволяет определить формы рабочих поверхностей и режущих кромок инструмента. Окончательно параметры режущего инструмента уточняются с учетом податливости инструментальной системы и показателей жесткости станка.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Григорьев С. Н., Гречишников В. А., Маслов А. Р.** Инструментальные системы интегрированных машиностроительных производств // М.: ИГО, 2013. 192 с.

2. **Григорьев С. Н., Гречишников В. А., Маслов А. Р.** Инструментальное обеспечение интегрированных машиностроительных производств // ФГБОУ ВПО МГТУ "Станкин", 2014. 199 с.

3. **Гречишников В. А., Пивкин П. М.** Резцовая головка для отрезки, обработки канавок с конической образующей и торцовых канавок на деталях различной конфигурации // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 2 (29). С. 50—56.

4. **Shaping** by means of complex cutting tools / V. A. Grechishnikov, P. V. Domnin, V. A. Kosarev and al. // Russian Engineering Research. 2014. V. 34. I. 7. P. 461—465.

5. **Гречишников В. А., Пивкин П. М.** Моделирование формирования шероховатости поверхности изделия в зависимости от параметров режущего инструмента и формы образующей детали при механическойобработке // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 59—66.

6. **Проектирование** профиля долбяка с любыми заданными геометрическими параметрами / В. А. Гречишников, В. Б. Романов, Е. А. Рябов и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4 (23). С. 15—17.

7. **Пат. 120594 Рос. Федерации:** МПК B 23 B 27/04. Многофункциональный режущий инструмент.

8. **Петухов Ю. Е., Домнин П. В.** Способ формообразования фасонной винтовой поверхности стандартным инструментом прямого профиля // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 3. С. 102—106.

9. **Петухов Ю. Е., Водовозов А. А.** Математическая модель криволинейной режущей кромки спирального сверла повышенной стойкости // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 3. С. 28—32.

10. **Petukhov Yu. E., Kolesov N. V., Yurasov S. Yu.** Geometric shaping in cutting // Russian Engineering Research. 2014. № 6 (34). С. 374—380.

11. **Petukhov Yu. E., Vodovozov A. A.** Curvilinear cutting edge of a helical bit with uniform life // Russian Engineering Research. 2014. № 10 (34). С. 645—648.

12. **Petukhov Y. E., Domnin P. V.** Shaping precision in machining as crew surface // Russian Engineering Research. 2011. № 10 (31). С. 1013—1015.

13. **Determining** the profile of the initial tool surface in planetary machining of internal threads / V. A. Grechishnikov, V. A. Kosarev, M. S. Dymov, D. V. Kosarev // Russian Engineering Research. 2011. № 6 (31). P. 614—618.

14. **Kosarev D. V., Grechishnikov V. A., Kosarev V. A.** Reducing the vibration when cutting internal threads by mills equipped with replaceable hard-alloy plates // Russian Engineering Research. 2010. № 9 (30). P. 948—950.

15. **Isaev A. V., Grechishnikov V. A.** Machining curvilinear sections by means of cutting plates with a linear edge // Russian Engineering Research. 2010. № 4 (30). P. 413—417.

16. **Гречишников В. А., Исаев А. В.** Определение положения режущих пластин, расположенных вдоль винтовой стружечной канавки, в корпусе сборной фасонной фрезы // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 2 (29). С. 34—39.

17. **Гречишников В. А., Косарев В. А.** Формирование моделей проектирования инструментов с планетарным движением для обработки внутренних поверхностей на основе запатентованных решений // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. Т. 2. № 1. С. 8—10.

УДК 621.9

А. Н. ЖИГАЛОВ, канд. техн. наук (ЗАО "Промлизинг", Беларусь), А. Р. МАСЛОВ, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), Г. Ф. ШАТУРОВ, д-р техн. наук (Белорусско-Российский университет), e-mail: vestnik@stankin.ru

Повышение эффективности фрезерования путем совершенствования структуры режущих твердых сплавов[1]

Предложено повышение эффективности фрезерования методом аэродинамического воздействия (АДВ) на структуру поверхностного слоя твердосплавного инструмента. Изложена гипотеза физических процессов данного метода, приведены результаты сравнительных испытаний стандартного и инструмента, прошедшего АДВ.

Ключевые слова: фрезерование, твердый сплав, структура, аэродинамическое воздействие, звук, стойкость, производительность.

The efficiency improvement of milling by method of aerodynamic action (AAD) on surface layer structure of a hard alloy tool is suggested. The hypothesis of physical processes of this method is described, the results of comparative tests of a standard tool and a tool after AAD are presented.

Keywords: milling, hard alloy, structure, aerodynamic action, sound, resistance, capability.

Важнейшей из задач по совершенствованию процессов механической обработки является повышение эффективности обработок резанием и, в частности, фрезерованием [1—5]. Фрезерование заключается в снятии материала обрабатываемой детали многолезвийными режущими элементами в результате кратковременных прерывистых контактов [6]. Значения окружной составляющей силы резания из-за переменности толщины срезаемого слоя, динамических ударов и вибраций колеблется со значительной амплитудой. При этом с уменьшением числа зубьев и увеличением таких показателей обработки, как толщина срезаемого слоя, ширина фрезерования, подача на зуб и скорость резания, диапазон изменения данной составляющей силы резания увеличивается. Кроме того, она увеличивается при увеличении погрешностей базирования сменных многогранных пластин (СМП) в корпусе сборной фрезы и биения зубьев, вызванного несоосностью установки фрезы на станке [7].

При фрезеровании с большими ударными циклическими нагрузками возникают усталостные повреждения фрезы и разрушения поверхности СМП. Для их предотвращения необходимо повысить износостойкость инструмента путем упрочнения и модификации их рабочих поверхностей нанесением износостойких покрытий и ионной имплантацией [8—10].

[1] Статья подготовлена в рамках государственного задания № 9.1557.2014/К.

На сегодняшний день еще не создано инструментального материала для фрезерования с одновременно высокими показателями таких механических свойств, как твердость, износостойкость и ударная вязкость, и не разработаны методы повышения ударной вязкости материала при сохранении его высокой твердости и износостойкости.

Особенности силового фрезерования

В качестве инструментальных материалов при фрезеровании используют твердые сплавы, представляющие собой гетерогенные композиции и состоящие из карбидов вольфрама, титана и тантала, сцементированных кобальтовой связкой для удержания хрупких и тугоплавких карбидных зерен. Крупнозернистая неоднородная структура твердого сплава состоит из граненых зерен (кристаллов) карбидов с расположенной между ними кобальтовой связкой. Размеры кристаллической решетки составляют 0,2÷0,7 нм. Недостатки твердых сплавов: повышенная хрупкость, увеличивающаяся с уменьшением содержания в сплаве кобальта (Co), невысокие прочность на изгиб (0,9÷2,1 ГПа) и ударная вязкость (25÷75 кДж/м^2) [11].

При фрезеровании с большими переменными ударными и вибрационными нагрузками имеют место различные виды изнашивания, в результате которых накапливаются повреждения и разрушения поверхностного слоя СМП. Изнашивание твердосплавного инструмента значительно зависит от температуры резания — при температуре до 600 °С происходят адгезионное и абразивное изнашивания, при температуре 600÷900 °С абразивное изнашивание повышается в результате окисления поверхности твердого сплава и происходит диффузионное изнашивание, при температуре более 900 °С кроме повышения указанных видов изнашивания снижается устойчивость формы режущей кромки инструмента и развивается высокотемпературная ползучесть.

Интенсивность изнашивания твердых сплавов зависит от теплопроводности, т. е. от скорости передачи теплоты от режущей части инструмента в обрабатываемую заготовку в зоне контакта, в результате чего в зоне контакта снижается температура. Неоднородность микроструктуры сплава снижает его теплопроводность. Суммарная теплопроводность инструментального материала складывается из проводимости пространственной ре-

шетки твердого тела и тепловых колебаний свободных электродов.

Для твердого сплава Т15К6 исследовано изменение суммарной теплопроводности при повышении температуры θ резания до 500 °С и выше. На рис. 1 показаны зависимости изменения коэффициента λ теплопроводности и коэффициента α линейного расширения от температуры θ для компонентов материала СМП и заготовки. Коэффициент λ теплопроводности Co в 1,76 раза увеличивается, что повышает теплопередачу от режущего элемента в заготовку, однако коэффициент теплопроводности вольфрама (W) уменьшается в 1,35 раза, при этом суммарная теплопроводность в зоне контакта увеличивается в 1,3 раза, что повышает износостойкость инструмента [12].

При скорости резания v = 180 м/мин температура в зоне резания достигает 850 °С. Теплопроводности обрабатываемого материала, например стали 45, и компонентов твердого сплава при увеличении температуры с 500 до 850 °С изменяются следующим образом: коэффициент λ теплопроводности стали 45 уменьшается в 1,54 раза (см. рис. 1), кобальта — в 1,23 раза, вольфрама — в 1,3 раза. Суммарная теплопроводность сплава Т15К6 при повышении температуры с 500 до 850 °С уменьшается в 1,3 раза, что обусловливает резкое повышение температуры СМП и скорости ее изнашивания. В результате кобальтовая связка в зоне контакта имеет максимальную температуру по сравнению с остальными составляющими сплава, что уменьшает его твердость. При этом карбидные зерна испытывают напряжения растяжения, а связка — напряжения сжатия.

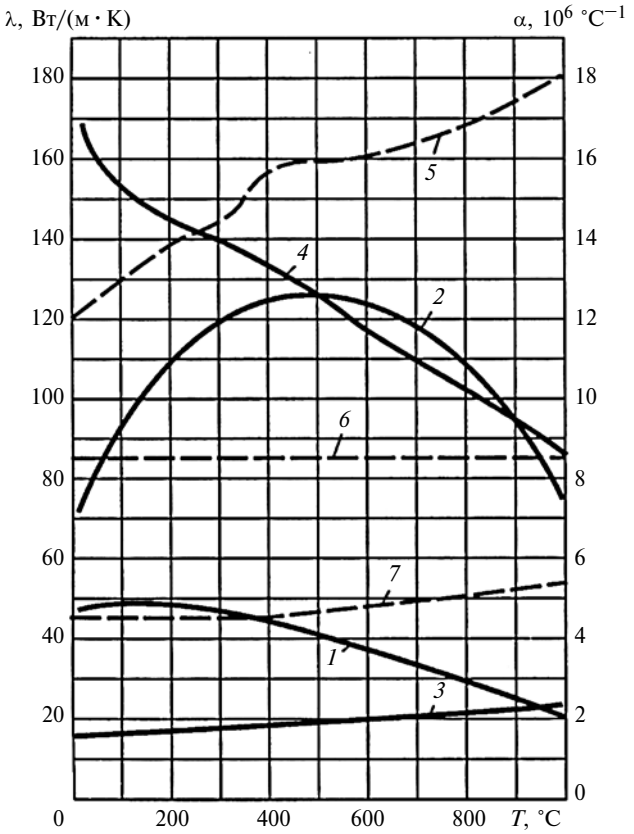


Рис. 1. Зависимости изменения коэффициента λ теплопроводности (——) и коэффициента α линейного расширения (- - -) от температуры θ компонентов СМП и материала заготовки:
1 — стали 45; *2*, *5* — Co; *3*, *6* — Ti; 4, 7 — W

Кобальтовая связка при достижении температуры 850 °С расширяется в 3,4 раза больше, чем зерна карбида вольфрама (WC) и в 2 раза больше, чем зерна карбида титана (TiC).

Предположим, что зерно карбида на поверхности СМП удерживается полусферической оболочкой из Co. Тогда механизм изнашивания можно объяснить тем, что в результате снижения сцепления зерен TiC и WC при взаимодействии с обрабатываемой деталью и стружками они вырываются из кобальтовой связки и выносятся из зоны контакта более интенсивно, чем при обработке при скорости резания менее 100 м/мин.

Таким образом, повысить эффективность фрезерования кроме совершенствования микроструктуры поверхностного слоя инструментального сплава можно увеличением его теплопроводности путем создания на поверхности твердосплавной СМП однородной мелкозернистой структуры с уменьшенными зернами карбидов и обеспечения прочного их сцепления с кобальтовой связкой. Это увеличит теплопередачу от задней поверхности режущего элемента в обрабатываемую заготовку и снизит температуру резания.

Метод АДВ и механизм его воздействия

Для повышения сопротивления изнашиванию стандартных СМП разработан метод аэродинамического воздействия (АДВ) [13]. Обработку СМП из сплава Т15К6 с режущей кромкой длиной 12,7 мм осуществляют АДВ за два цикла, каждый из которых состоит из нагревания до температуры 840 °С, выдержки в течение 20 мин и аэродинамического воздействия — колебаний технически чистого воздуха с частотой 8 кГц в течение 6÷8 мин, который подается под давлением $(1{,}5\div2)\cdot10^5$ Па; расход воздуха на первом цикле — 2,7 м^3/ч, на втором — 4,9 м^3/ч. После АДВ выполняют два цикла снятия напряжений при температуре 150÷170 °С в течение 20 мин с последующим охлаждением на воздухе до полного остывания.

При АДВ стандартных СМП из сплава Т15К6 в поверхностных слоях происходит измельчение фаз карбидов и их перераспределение: число зерен WC площадью менее 2 мкм^2 увеличилось с 43 до 82 и полностью исчезли зерна площадью более 10 мкм^2, а до АДВ наблюдались зерна площадью до 14 мкм^2.

Структурно-фазовое состояние образцов из сплава Т15К6 исследовали на дифрактометре ДРОН-2.0 в монохроматизированном кобальтовом излучении

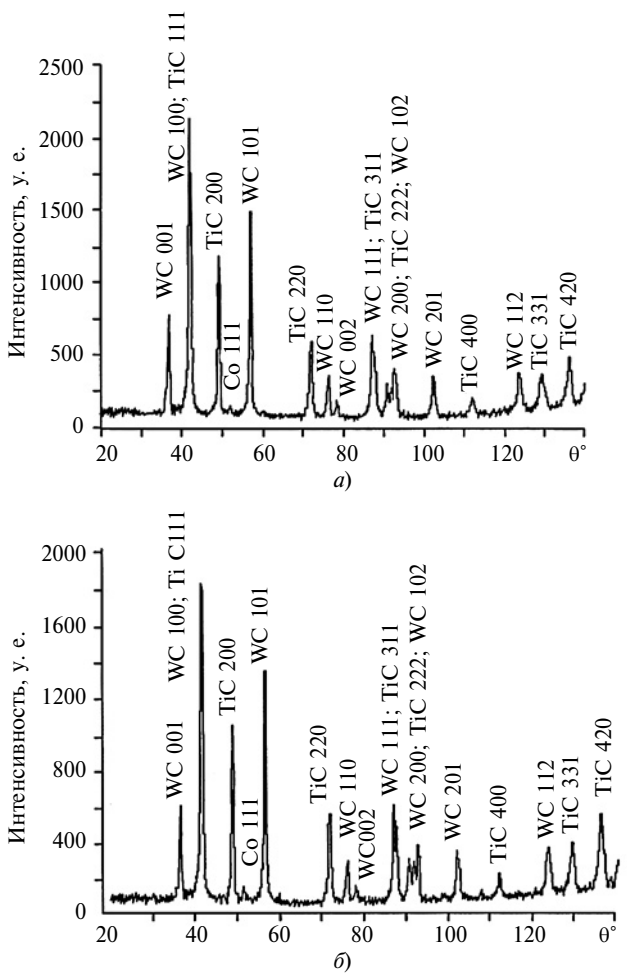


Рис. 2. Фрагменты рентгеновских дифрактограмм поверхностей стандартных (*а*) и прошедших АДВ (*б*) СМП из сплава Т15К6

в геометрии по Брэггу—Брентано. Исследование заключалась в рентгеновской съемке в сканирующем режиме с шагом 0,1° при напряжении 30 кВ и анодном токе 15 мА [14]. Межплоскостные расстояния определяли из соотношения Вульфа—Брэгга: $a = d_{hkl}\sqrt{h^2 + k^2 + l^2}$ и $2d\sin\theta = n\lambda$, где d — межплоскостное расстояние; λ — длина волны излучения; θ — угол дифракции; a — сторона решетки; h, k, l — индексы дифракционной линии. Физическое расширение дифракционных линий определяли методом аппроксимации, а их интегральную интенсивность — с помощью программного приложения HS++, разработанного голландской фирмой PanAnalytical.

Анализ рентгеновских дифрактограмм (рис. 2) показал, что расширение дифракционных линий TiC обусловлено и высокой дисперсностью зерен, и высоким содержанием в них дефектов и дислокаций. Расширение дифракционных линий WC также обусловлено малым размером зерен. При этом плотность дислокаций в TiC намного выше, чем в WC.

В результате АДВ происходит некоторое снижение физического расширения дифракционных линий от карбидных фаз. Так, для линий WC 002 регистрируется незначительное расширение. При этом изменяется отношение дифракционных линий. В частности, отношение расширения линий TiC становится ближе к отношению секансов углов дифракции, что указывает на аннигиляцию дислокаций и уменьшение зерен TiC. Для WC отношение расширения дифракционных линий 001 и 002 находится в диапазоне между отношениями секансов и тангенсов соответствующих углов дифракции, что показывает на некоторое увеличение плотности дислокаций в зернах карбида вольфрама в образцах, прошедших АДВ.

При вибрационных и импульсных воздействиях дислокации, выходящие на поверхность, увеличивают поверхностные дефекты, которые углубляются в объем материала и дают начало образованию трещин, развитие которых ускоряется в результате динамической нагрузки.

Основной объем твердых сплавов составляет карбидная фаза, состоящая в основном из кристаллических зерен карбида вольфрама, сложного карбида титана и кобальтовой связки. Кристаллические решетки сплава имеют различные дефекты: точечные (вакансии в междоузлиях, атомы замещения и внедрения в кристаллических решетках), линейные (краевые, винтовые дислокации), поверхностные и объемные (зоны двойникования, границы зерен, поверхность кристалла, дефекты упаковки, границы раздела зерен, межфазные границы) и др. В зернах соблюдаются принципы упорядоченного расположения и стабильности атомов вплоть до границ зерен.

Под воздействием внешней силы расстояния между атомами по направлению растяжения изменяются, кристаллическая решетка искажается, что создает напряженное состояние, существенно влияющее на деформационные процессы и разрушение. При наличии дислокаций даже небольшое напряжение вызывает значительную деформацию кристалла. Трещины являются концентраторами напряжений, которые на порядок превышают напряжения, создаваемые рабочими нагрузками.

С учетом парности взаимодействия и справедливости закона Гука (упругое взаимодействие) для твердых сплавов применяли допущение: смещение атома подчиняется описанию плоской упругой волны, которая распространяется по линии, соединяющей атомы. Минимальная частота колебаний атомов кристаллической решетки определяется максимальным ее размером, максимальная частота ограничена расстоянием между ближайшими атомами решетки. Расчетами установлено, что спектр нормальных колебаний кристаллической решетки включает в себя акустические частоты колебаний. На этом и основано АДВ для твердых сплавов, т. е.

воздействие упругих волн такой величины, при которой инициируются процессы самоорганизации, приводящие к структурно-фазовым превращениям ввиду локализованного резонанса с кристаллической решеткой. Самоорганизация обеспечивает переход от беспорядочного движения флуктуаций и их хаотического состояния к новому порядку, улучшающему структуру сплава для требуемых условий эксплуатации.

Производственные испытания

Исследовали режущие свойства комплекта пятигранных СМП из сплава Т15К6, установленных на зубья торцевых фрез с 12 зубьями диаметром 200 мм. Определяли число обработанных державок резцов из стали 45 размерами 25×16×140 мм до критического износа. Испытания проводили на фрезерно-карусельном станке ГФ2120. Обработку осуществляли прерывистым фрезерованием, т. е. с многочисленными выходами и входами зубьев фрезы в заготовку, что сопровождается ударными воздействиями. Через каждые 5 мин работы фрезы замеряли износ по задней поверхности на всех пластинах с помощью микроскопа MWD (Польша) и определяли параметр Rz шероховатости обработанной поверхности на микроскопе МИС-11. Фрезерование проводили до полного затупления пластин, на которое указывали: скрип, значительные вибрации и шероховатость обработанной поверхности вплоть до появления вибрационной сетки [15], образование нароста на передних поверхностях пластин и даже поломка одной из них. На рис. 3 представлены диаграммы стойкости (число N обработанных деталей), полученные по пяти экспериментам для стандартных и прошедших АДВ пластин.

Исследования показали, что при применении АДВ в результате резонансных нелинейных колебаний атомов в инструментальном материале происходит измельчение фаз и самоорганизация кристаллической решетки и зерен, в результате чего повышается эффективность фрезерования — средний период стойкости комплекта СМП торцевой фрезы из сплава Т15К6, подвергнутых АДВ, увеличился в 3,1 раза, число деталей, обработанных одним комплектом СМП, увеличилось с 590 до 2140 шт.

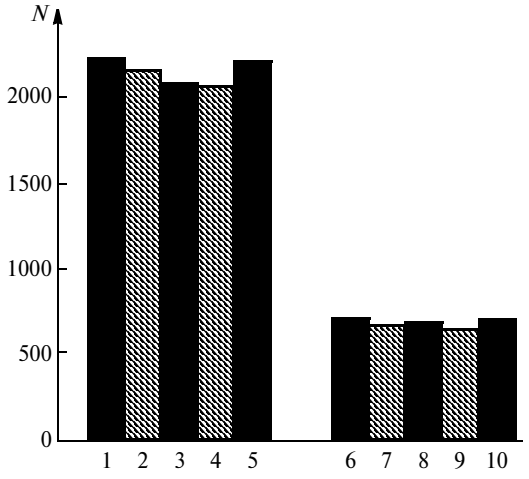


Рис. 3. Диаграммы стойкости (число *N* обработанных деталей) прошедших АДВ (*1—5*) и стандартных (*6—10*) пластин из сплава Т15К6 при точении заготовки из стали 45, глубине резания 1,5÷2 мм, частоте вращения 325 мин$^{-1}$ и подаче 1250 мм/мин

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Григорьев С. Н.** Тенденции и проблемы модернизации машиностроительного производства на базе отечественного станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 3 (11). С. 7—13.
2. **Grigoriev S. N., Kutin A. A., Turkin M. V.** Modelling complex production processes in aerospace industry based on dimensional analysis // Procedia CIRP. 2013. V. 7. P. 473—478.
3. **Григорьев С. Н., Завгородний В. И., Маслов А. Р.** Обеспечение заданного качества деталей при высокоскоростной обработке // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 38—40.
4. **Грибков А. А., Григорьев С. Н., Захарченко Д. В.** Развитие зарубежного и российского станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 8—11.
5. **Бушуев В. В., Сабиров Ф. С.** Направления развития мирового станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 24—30.
6. **Исаев А. В., Козочкин М. П., Купцов В. Р.** Особенности встречного и попутного фрезерования при обработке тонкостенных деталей // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 1 (24). С. 11—17.
7. **Маслов А. Р.** Инструментальная система для высокоскоростного фрезерования // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 20—23.
8. **Григорьев С. Н.** Методы повышения стойкости режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2011. 368 с.
9. **Волосова М. А.** Исследование влияния комбинированной обработки на физико-механические характеристики оксидной и нитридной режущей керамики // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 2 (25). С. 39—43.
10. **Vacuum-arc** multilayer nanostructured TiN/Ti coatings; structure, stress state, properties / O. V. Sobol, A. A. Andreev, S. N. Grigoriev et al. // Metal science & Heat Treatment. 2012. V. 54. № 1, 2. P. 28—33.
11. **Adaskin A. M.** Use of the Effect of Stress Relaxation for Changing the Shape of Articles From Nonplastic Steels and Alloys // Metal Science and Heat Treatment. 2012. V. 54. № 1, 2. P. 47—51.
12. **Жигалов А. Н.** Адаптивное управление при совмещенной обработке резанием и ППД. Могилев: УО "МГУП", 2013. 236 с.
13. **Маслов А. Р., Жигалов А. Н.** Повышение сопротивления изнашиванию твердых сплавов методом аэродинамического воздействия // Трение и износ. 2014. № 5. Т. 35. Р. 461—466.
14. **The problems** of metrological support for the preparation of production in machine construction / S. N. Grigoriev, V. I. Teleshevskii, A. V. Glubokov et al. // Measurement Techniques. 2012. V. 55. № 5. P. 526—529.
15. **Maslov A. R.** Measurement of the Roughness Parameters of a Treated Surface in Turning Parts Fabricated from Heat-Resistant Alloys // Measurement Techniques. 2012. V. 54. № 10. P. 1—6.

УДК 621.762.07:621.793

И. Ю. СМУРОВ, канд. физ.-мат. наук, А. А. СОВА, канд. техн. наук (МГТУ "СТАНКИН", Национальная инженерная школа Сент-Этьена, Франция г. Сент-Этьен), А. А. ОКУНЬКОВА, канд. техн. наук, Д. В. КОТОБАН, П. А. ПОДРАБИННИК (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: p.podrabinnik@stankin.ru.

Разработка микрофорсунок для ускорения частиц композитных порошковых материалов при холодном газодинамическом напылении[1]

Численным моделированием и экспериментально исследован процесс холодного газодинамического напыления с использованием осесимметричных микрофорсунок для ускорения частиц композитных порошков. Определены оптимальные параметры форсунки для достижения околокритических скоростей частиц алюминия и цинка.

Ключевые слова: холодное газодинамическое напыление, микрофорсунка, оптическая диагностика, скорость, частицы, композитные материалы.

The process of cold gas spraying using axisymmetric microjets for accelerating of particles of composite powders is investigated by numerical modeling and experimentally. The optimal jet parameters for achievement of near-critical rates of aluminum and zinc particles are determined.

Keywords: cold gas spraying, microject, optical diagnostics, rate, particles, composite materials.

При холодном газодинамическом напылении (ХГН) частицы металлического материала, ускоренные в сопле с помощью сжатого газа до сверхзвуковой скорости, сталкиваясь с подложкой подвергаются пластической деформации и образуют слой адгезионного покрытия. Для ускорения частиц применяются сопла Лаваля различных конфигураций (осесимметричные, плоские, бочкообразные и др.) [1]. Как правило, диаметр струи напыляемого материала составляет 5÷10 мм. При изготовлении же изделий и прототипировании методом ХГН требуется уменьшение диаметра струи до 1 мм и менее. Некоторые из методов формирования покрытий осаждением, например аэрозольном, позволяют получать покрытия небольших размеров [2, 3].

Уменьшение выходного диаметра сопла значительно расширяет возможности использования ХГН. В ряде публикаций приведены несколько способов минимизации размеров пятна напыления. Одним из таких методов является применение специально разработанных порошковых инжекторов [4, 5]. Для повышения пространственного разрешения ХГН предложено применять микросопла Лаваля с площадью выходного отверстия менее 1 мм^2. Предварительные исследования показали возможность применения данного метода для получения алюминиевых и медных покрытий с шириной единичного трека до 1 мм [6, 7], однако для этого необходима оптимизация геометрических параметров микросопла, параметров рабочего газа и свойств напыляемых частиц. Для достижения поставленной задачи при определении выходных параметров частиц использовали численное моделирование.

При исследовании процесса напыления для измерения скорости ускоренных частиц в микросопле при ХГН использовали систему оптического диагностирования. Полученные экспериментальные данные сравнивали с результатами численного моделирования.

Цель данного исследования — изучение возможностей ХГН для расширения области применения данной технологии, т. е. не только при ремонтно-восстановительных работах для увеличения срока службы изношенных деталей, но и при высокоточном изготовлении изделий различных профилей путем "выращивания" заданных структур из порошкового материала (аддитивное производство, в том числе многоматериальное).

Используемое оборудование и материалы

Для моделирования параметров газового потока и скорости частиц использовали программу FLUENT для создания двухмерной осесимметричной модели, которая полностью повторяла форму реального сопла. Было принято, что используемый газ — идеальный и сжимаемый. Для получения устойчивого состояния потока использовали неявный метод расчета. Частицы порошка вводили в форкамеру сопла вдоль его оси. Турбулентность моделировали с помощью уравнений Спеларта—Аллмарса [8]. Считали, что гранулы порошка сферические. Для расчета коэффициента силы сопротивления использовали корреляцию Хайдера—Левеншпиля [9]. Эксперимент проводили при постоянной температуре 300 К и давлении газа p = 2 и 3 МПа. Для определения скорости частиц трех видов порошка использовали уравнения работы [1].

На рис. 1 показан чертеж используемого в эксперименте микросопла с основными размерами. Такое же микросопло применяли в работе [10].

[1] Работа профинансирована Министерством образования и науки РФ в рамках государственного задания № 9.811.2014/К.

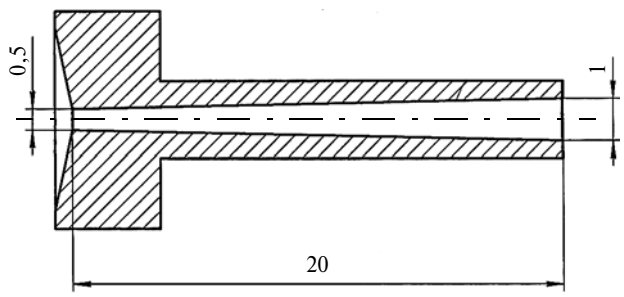


Рис. 1. Чертеж микросопла

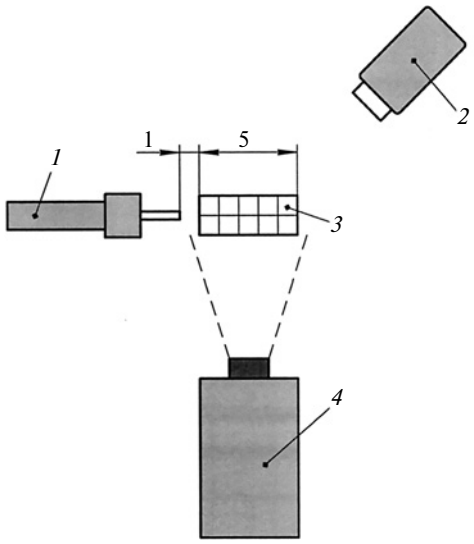


Рис. 2. Схема оптического диагностирования процесса напыления: *1* — микрофорсунка; *2* — источник света; *3* — поле измерений; *4* — высокоскоростная камера

В установке для ХГН модуль сопла соединен с порошковым питателем барабанного типа, который разработан Институтом прикладной и теоретической механики СО РАН [1]. Газ, несущий порошок, попадает из питателя в сопло.

Для упрощения конструкции экспериментальной установки испытания проводили с использованием гелия, нагретого до нормальной температуры. Предыдущие исследования показали, что используемые параметры напыления подходят для работы с алюминиевыми и медными порошками. Испытания проводили с двумя давлениями газа: 2 и 3 МПа. Использовали порошки производства ООО "ОЦПН": алюминия — А-30-01 (70 % Al, 30 % Al_2O_3), меди — С-01-01 (55 ± 5 % Cu, Al_2O_3), цинка — Z-00-11 (50 % Zn, Al_2O_3); размеры гранул цинка составляли 5÷45 мкм, размеры гранул корунда — 70÷100 мкм (таблица).

Для измерения скорости частиц применяли систему оптической диагностики, разработанную в МГТУ "Станкин" при участии специалистов Национальной инженерной школы г. Сент-Этьена (ENISE) (Франция), которую используют при измерении скорости частиц при ХГН с обычным соплом [11]. Основные параметры процесса изложены в работе [12]. Схема системы оптической диагностики представлена на рис. 2.

Скорость частиц измеряли в зоне реактивной струи на расстоянии 1÷6 мм от выходного отверстия сопла. Время экспозиции камеры для всех измерений составляло 10 мс. Ввиду низких температур процесса ХГН свечение частиц требует дополнительных источников освещения [12, 13].

Результаты численного моделирования

На рис. 3 (см. обложку) представлены результаты измерения скорости частиц при p = 2 и 3 МПа. Скорость гелия при выходе из микросопла составила около 1500 м/с. Струя газового потока расширяется при выходе из сопла, а ее структура имеет характерные кольца Маха.

Анализ полученных зависимостей изменения скорости частиц порошков алюминия, меди и цинка, размеры которых составляют 20÷40 мкм, показал, что скорости частиц алюминия зависят от их размеров и давления газа и на расстоянии 5 мм от выходного отверстия сопла составляют 450÷650 м/с. Более плотные частицы меди и цинка имели меньшие скорости (290÷470 и 320÷500 м/с соответственно).

С учетом приближенных значений критических скоростей, рассчитанных для частиц размером 25 мкм [14, 15], можно считать, что скорости частиц алюминия и цинка близки к этим значениям, в то время как скорости частиц меди этого рубежа не преодолевают.

Результаты эксперимента

Были получены треки с помощью системы оптического диагностирования при напылении алюминиевого порошка с давлением газа p = 2 и 3 МПа. Обработка результатов диагностирования включала в себя три этапа: фильтрацию снимка, выявление треков, определение скорости потока.

Эксперименты показали, что диаметр струи составляет 1,1÷1,3 мм для всех порошков независимо от давления газа. Кроме того, малый размер частиц порошка существенно затрудняет сбор информации для объективной статистики с требуемой точностью.

Другой проблемой стала нестабильность подачи порошка. Даже минимально возможная скорость

Гранулометрический состав порошковых материалов

Материал	Размер гранул, мкм, составивших в порошке			Форма частиц
	>10 %	>50 %	>90 %	
Алюминий	9	18	38	Сферическая
Медь	11	24	42	Неправильная
Цинк	8	29	45	Сферическая

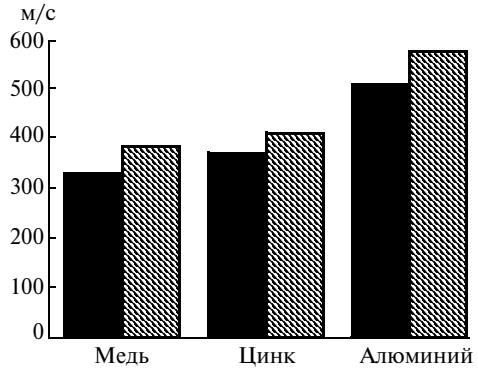


Рис. 4. Средние значения скоростей частиц меди, цинка и алюминия, полученные экспериментально при p = 2 (■) и 3 МПа (▧)

подачи 0,05 см^3/мин слишком высока и приводит к пульсации потока и механическому загрязнению сопла частицами порошка. Поэтому в ходе эксперимента получена лишь средняя скорость частиц.

На рис. 4 представлены расчетные средние скорости частиц порошка при двух давлениях газа. Средняя скорость при p = 2 и 3 МПа составила: для алюминия — 512 и 578 м/с, для цинка — 372 и 411 м/с, для меди — 312 и 382 м/с, что соответствует результатам численного моделирования, т. е. при повышении давления газа увеличивается его плотность, а следовательно, частицы ускоряются. Отличие экспериментальных и расчетных значений можно объяснить следующим: использовали приближенную модель турбулентности и коэффициент силы сопротивления, рассчитанный для сферических частиц, а частицы меди в основном имеют неправильную форму. Кроме того, частицы размерами 10÷20 мкм фиксируются оптической системой нестабильно и точное их влияние оценить трудно, поэтому, возможно, реальная скорость частиц превышает результаты измерений.

К сожалению, изображения, полученные с помощью оптической системы диагностирования, не позволяют построить точную корреляцию между размером и скоростью частиц из-за недостаточного отображения треков и выполнить сравнение экспериментальных данных с результатами численного моделирования.

Результаты эксперимента показали, что система оптического диагностирования, разработанная для классического ХГН, с некоторыми ограничениями подходит и для ХГН с использованием микрофорсунок. В частности, необходимо повысить точность измерения скорости малых частиц. Кроме этого, резкость изображения трека не позволяет построить экспериментальную зависимость скорости частицы от ее размера. Однако в ходе эксперимента получены данные о средней скорости потока частиц. Также были определены средние скорости частиц алюминия, меди и цинка в процессе ХГН с микрофорсункой. Использование гелия нормальной температуры позволяет ускорять частицы размерами 20÷40 мкм до скорости 510÷580 м/с. Так как плотности меди и цинка больше плотности алюминия, то скорость их частиц меньше, чем частиц алюминия. Экспериментальные данные хорошо согласуются с данными численного моделирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Cold** Spray Technology / A. Papyrin, V. Kosarev, S. Klinkov et al. Amsterdam: Elsevier Science, 2007. 336 p.

2. **Parameters** of the gas-powder supersonic jet in cold spraying using a mask / A. Sova, M. Doubenskaia, S. Grigoriev et al. // Journal of Thermal Spray Technology. 2013. V. 22. I. 4. P. 551—556.

3. **Fedorov S. V., Pavlov M. D., Okunkova A. A.** Effect of structural and phase transformations in alloyed subsurface layer of hard-alloy tools on their wear resistance during cutting of high-temperature alloys // Journal of friction and wear. 2013. V. 34. I. 3. P. 190—198.

4. **Velocity** of the Particles Accelerated by a Cold Spray Micronozzle: Experimental Measurements and Numerical Simulation / A. Sova, A. Okunkova, S. Grigoriev, I. Smurov // Journal of Thermal Spray Technology. 2013. № 22 (1). P. 75—80.

5. **Definition** of brightness temperature and restoration of true temperature in laser cladding using infrared camera / M. Doubenskaia, M. Pavlov, S. Grigoriev, I. Smurov // Surface and Coatings Technology. 2013. V. 220. P. 244—247.

6. **Potential** of cold gas dynamic spray as additive manufacturing technology / A. Sova, S. Grigoriev, A. Okunkova, I. Smurov // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2013. V. 69. P. 2269—2278.

7. **Complex** analysis of elaboration of steel — TiC composites by direct metal deposition / M. Doubenskaia, I. Smurov, S. Grigoriev, M. Pavlov // Journal of Laser Applications. 2013. 25 (4). DOI: 10.2351/1.4807624.

8. **Назаров А. П., Окунькова А. А.** Особенности конструкции машин для селективного лазерного спекания // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 3. С. 55—61.

9. **Назаров А. П., Тарасова Т. В.** Исследование процессов модификации поверхностного слоя и изготовления трехмерных машиностроительных деталей посредством селективного лазерного плавления // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 2 (25). С. 17—21.

10. **Cold** spray deposition of 316L stainless coating on aluminum surface with following laser post-treatment. / A. Sova, S. Grigoriev, A. Okunkova, I. Smurov // Surface and Coatings Technology. 2013. P. 283—289.

11. **Экспериментальное** аддитивное прямое производство с помощью лазера / И. Ю. Смуров, И. А. Мовчан, И. А. Ядройцев и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 2 (20). С. 48—50.

12. **Аддитивное** производство с помощью лазера / И. Ю. Смуров, И. А. Мовчан, И. А. Ядройцев и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 4 (16). Т. 2. С. 144—146.

13. **Аддитивное** производство с помощью лазера. Проведение экспериментальных работ / И. Ю. Смуров, И. А. Ядройцев, И. А. Мовчан и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 36—38.

14. **Тарасова Т. В., Гвоздева Г. О., Тихонова Е. П.** Перспективы использования лазерного излучения для поверхностной обработки цветных сплавов // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 2 (20). С. 140—143.

15. **Кропоткина Е. Ю., Окунькова А. А.** Упрочняющая поверхностная обработка цилиндрических деталей с непрямолинейными осями // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 98—100.

УДК 621.791.7

Т. В. ТАРАСОВА, А. П. НАЗАРОВ, кандидаты технических наук, А. В. ПЕРЕСТОРОНИНА (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: tarasova952@mail.ru

Исследование процесса селективного лазерного плавления коррозионно-стойкой хромистой стали 20Х13[1]

Определены оптимальные режимы селективного лазерного плавления для изготовления образцов из порошкового материала на основе стали 20Х13 на установке ПТК-ПС и их физико-механические свойства.

Ключевые слова: селективное лазерное плавление, коррозионностойкая сталь 20Х13.

The optimal modes of selective laser melting for production of specimens from a powder material on the base of the "20Х13" steel on the "ПТК-ПС" unit and their physical and mechanical properties are determined.

Keywords: selective laser melting, "20Х13" corrosion resistant steel.

Селективное лазерное плавление (СЛП) — уникальная технология прямого изготовления трехмерных объектов с заданными механическими свойствами из порошковых материалов. При СЛП в результате воздействия лазера происходит последовательное послойное расплавление порошкового материала [1, 2]. Данная технология обеспечивает высокую точность изготовления сложных по форме и структуре деталей, позволяет использовать большую номенклатуру порошковых материалов: пластики, керамику, стали, сплавы.

В данной работе для исследования возможностей СЛП была выбрана широко используемая коррозионно-стойкая сталь 20Х13 мартенситного класса. Детали из стали 20Х13 (роторы, диски, лопатки турбин, вставки, кольца, втулки и т. д) применяют в энергетических установках.

Детали, полученные СЛП из порошкового материала на основе стали 20Х13 [3], сочетают в себе уникальные свойства, обусловленные технологией изготовления, и физико-механические свойства стали 20Х13 и могут иметь сложный профиль, причем изготовляются они без применения пятикоординатных станков и дорогостоящей оснастки. Кроме того, есть возможность управлять физико-механическими свойствами изготовляемых деталей.

Цель работы — изучение возможности изготовления деталей с заданными физико-механическими свойствами из стали 20Х13 СЛП.

В качестве исходного материала выбран порошок ПР-20Х13 (ОАО "Полема", г. Тула) на основе стали 20Х13, полученный путем газового распыления. Химический состав порошка ПР-20Х13: Fe — основа, Cr — 12÷14 %; C — 0,16÷0,25 %; Mn — до 0,6 %; P — до 0,03 %; S — до 0,025 %; Si и Ni — каждого до 0,6 %.

Гранулометрический состав порошка определяли с помощью микроскопа OCCHIO 500nano фирмы "OCCHIO S. A." (Бельгия) с программным обеспечением статистической обработки данных Callisto.

Химический состав порошка исследовали с помощью сканирующего электронного микроскопа VEGA 3 LM фирмы Tescan (Чехия) со встроенным энергодисперсионным анализатором EDX. Поиск оптимальной скорости сканирования лазерным лучом — основного параметра селективного лазерного плавления, и изготовление опытных образцов осуществляли на установке ПТК-ПС [4], которая оснащена иттербиевым волоконным лазером ЛК-200 (ООО НТО "ИРЭ-Полюс") с максимальной выходной мощностью 200 Вт, длиной волны 1070 нм, возможностью непрерывного режима работы. Кроме того, установка ПТК-ПС оснащена трехосевым сканатором FOCUS SHIFTER фирмы RAYLISE, позволяющим изменять скорость сканирования от 0 до 7 м/с. Диаметр пятна лазера оптической системы составляет 150 мкм. В установке ПТК-ПС можно создавать защитную среду из аргона, азота и пр. и нагревать рабочее пространство до температуры 100 °С.

Толщина порошкового слоя составляла 50 мкм, что обеспечивает точность линейных размеров изготовляемых деталей до ±50 мкм.

При изготовлении опытных образцов использовали двузонное сканирование лазерным лучом [4, 5]. Расстояние h между лазерными треками составляло 100 мкм. Селективное лазерное плавление проводили в азоте.

Качество сформированных треков и микроструктуру опытных образцов анализировали с помощью оптического микроскопа Olimpys BX51 (Япония), микроструктуру определяли химическим травлением 10 %-м раствором Келлера, параметр шероховатости поверхностей — с помощью профилографа-профилометра HOMMEL-TESTER T800 (Германия) согласно ГОСТ 25142—82 и ГОСТ 27964—87. Линейные размеры опытных образцов измеряли микрометром Schut (Голландия) (диапазон измерения — до 200 мм, цена деления — 0,001 мм), твердость — по стандартной методике на автоматическом твердомере ERCOTEST DIGI 25RS.

[1] Работа профинансирована Министерством образования и науки РФ в рамках государственного задания № 874 в сфере научной деятельности.

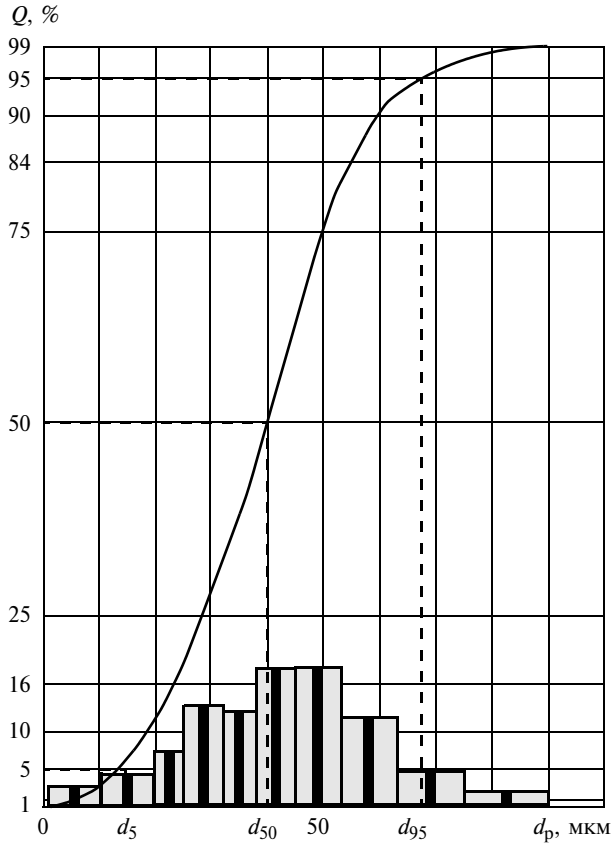


Рис. 1. Интегральная кривая (——) и гистограмма распределения по размерам частиц порошка из стали 20Х13

По результатам гранулометрического анализа построены интегральная кривая и гистограмма распределения по размерам частиц порошка на основе стали 20Х13 (рис. 1). Каждая точка на кривой соответствует сумме фракций меньше определенного диаметра. Гистограмма распределения частиц порошка показывает процентное содержание частиц данного размера. Для исследуемого порошка распределение частиц по размерам соответствует нормальному закону. Основные параметры фракционного состава: объемная доля частиц d_5 — 13,7 мкм не превышает 5 %; d_{95} = 65,7 мкм — 95 %; d_{50} = 40 мкм — размер частиц, для которых интегральная кривая распределения частиц по размерам принимает значение 50 %. Средний размер частиц d_c определен как математическое ожидание кривой распределения частиц.

По фотографии поверхности частицы порошка (рис. 2), полученной с помощью сканирующего микроскопа, можно судить о морфологии отдельных гранул: частицы порошка имеют глобулярную форму.

Химический анализ частиц показал, что состав порошка соответствует заявленному.

Установлено, что гранулометрические характеристики частиц порошка соответствуют следующим значениям: диапазон размеров 13,7÷65,7 мкм, средний размер 39,6 мкм, форма — глобулярная, средняя сферичность составляет ≈63,1 %, средняя неровность — 4,1 %. Таким образом, данный порошковый материал обеспечивает получение равномерных и однородных слоев толщиной 0,05 ± 0,01 мм [2].

Для определения оптимальной скорость v_c сканирования в экспериментах ее варьировали от 40 до 220 мм/с (рис. 3). Длина отдельных треков составила 15 мм. Установлено, что при мощности лазерного излучения 100 Вт и толщине слоя порошка t = 50 мкм скорость сканирования v_c = 140 мм/с обеспечивает качество и высокую производительность изготовления изделия.

Анализ рис. 3, *а* показал, что стабильные треки формируются при v_c = 130÷140 мм/с: у данных треков отсутствуют дефекты формы, направления, каплеобразования и поры, они имеют хорошее сцепление с подложкой (см. рис. 3, *б*). В качестве материала подложки использовали сталь 12Х18Н10Т. При обработке поверхности подложки двузонным сканированием лазерным лучом квадратного сечения в первом слое визуально было установлено, что наиболее качественный и бездефектный переплавленный слой формируется при v_c = 140 мм/с (рис. 4).

Получены оптимальные параметры СЛП для изготовления опытных образцов из порошка на основе стали 20Х13 на установке ПТК-ПС: режим работы лазера — непрерывный; длина волны — 1070 нм; мощность — 100 Вт; защитная среда — азот; толщина порошкового слоя — 50 мкм; скорость сканирования — 140 мм/с; диаметр пятна лазера — 150 мкм; расстояние между соседними векторами — 100 мкм; сканирование — двузонное.

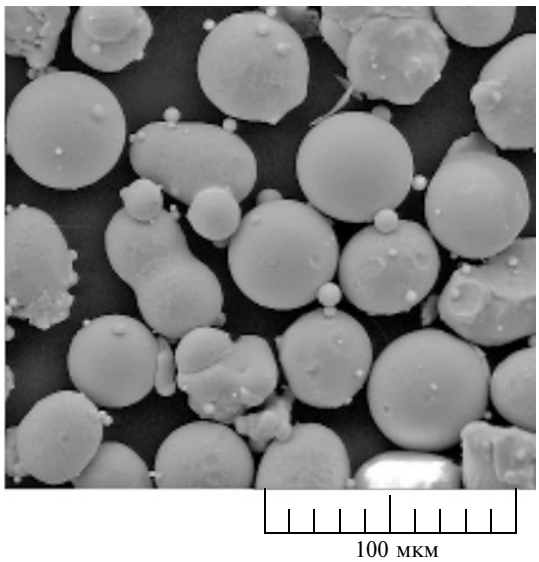


Рис. 2. Морфология поверхности частиц порошка стали 20Х13 (×540)

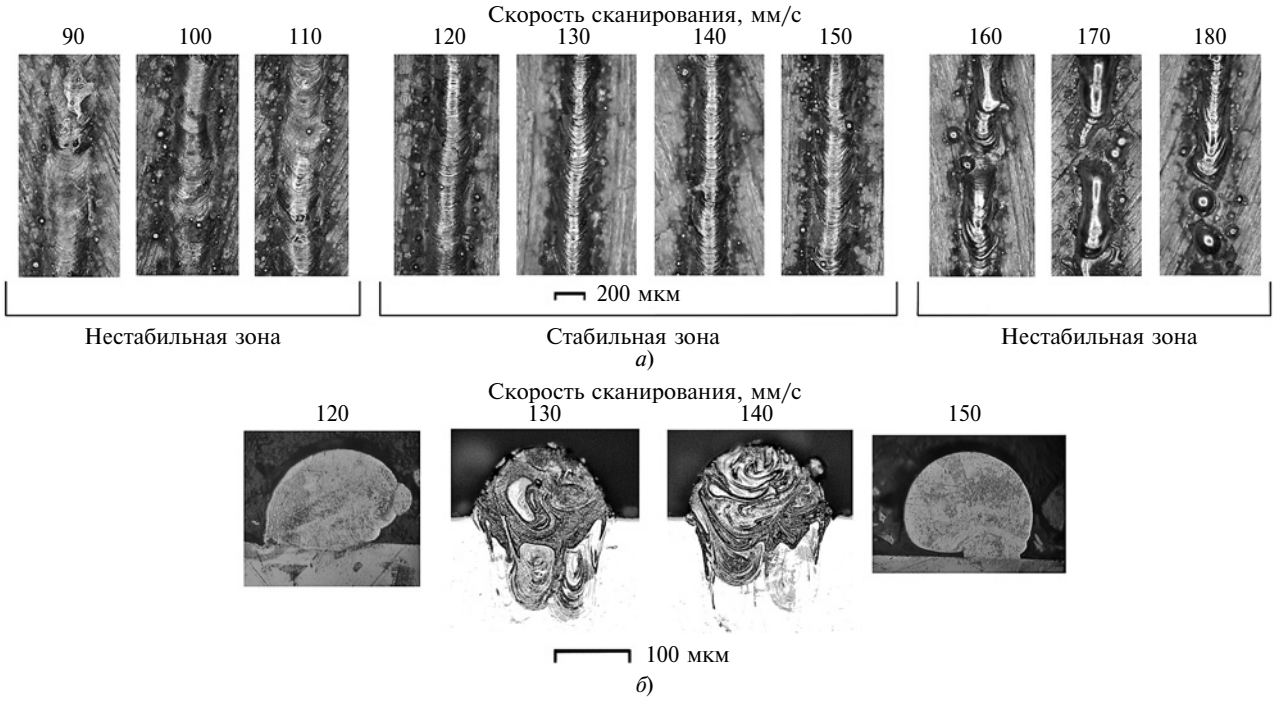


Рис. 3. Треки, сформированные на разных скоростях сканирования (*а*), поперечное сечение треков стабильной зоны (*б*)

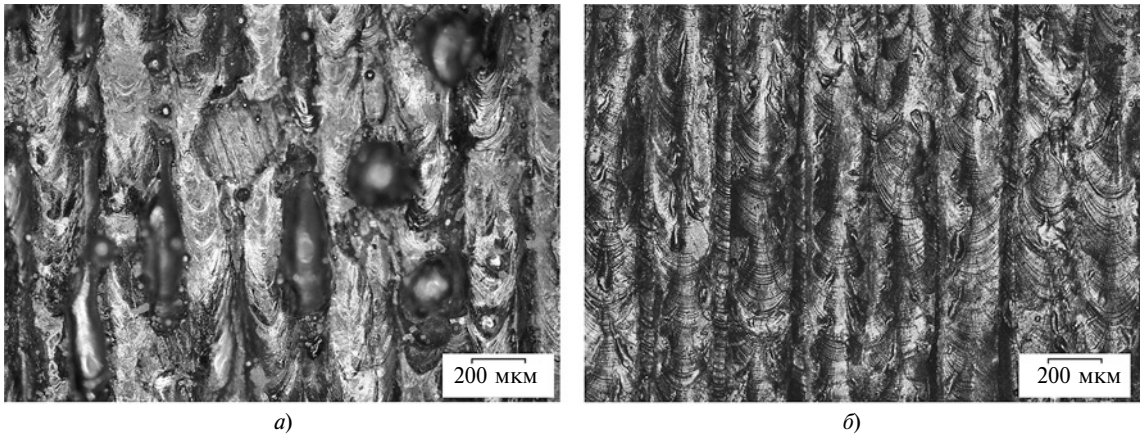


Рис. 4. Единичные порошковые слои, обработанные лазерным лучом при двузонном сканировании со скоростью v = 130 (*а*) и 140 мм/с (*б*) (P = 100 Вт, t = 50 мкм, h = 100 мкм)

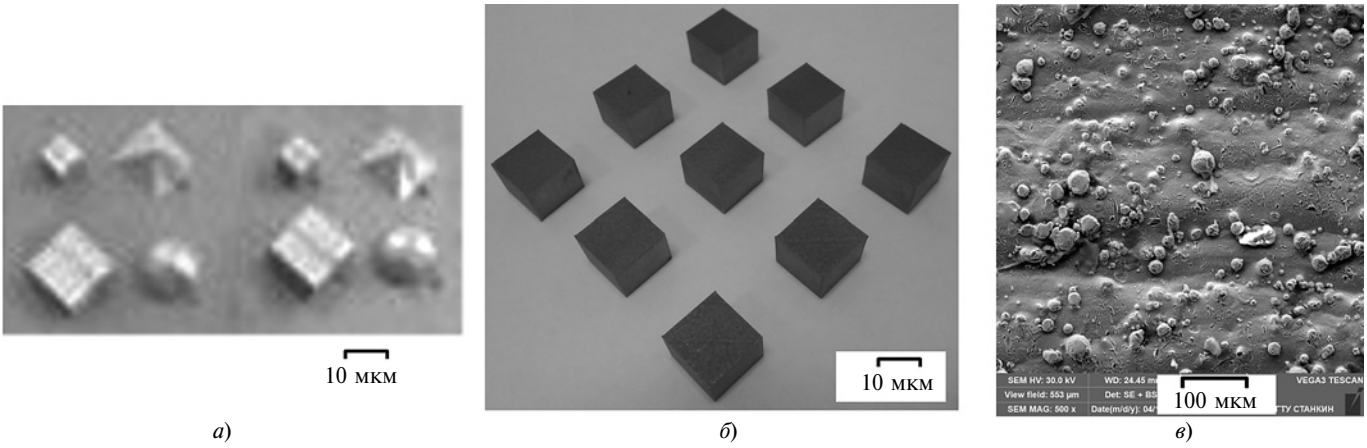
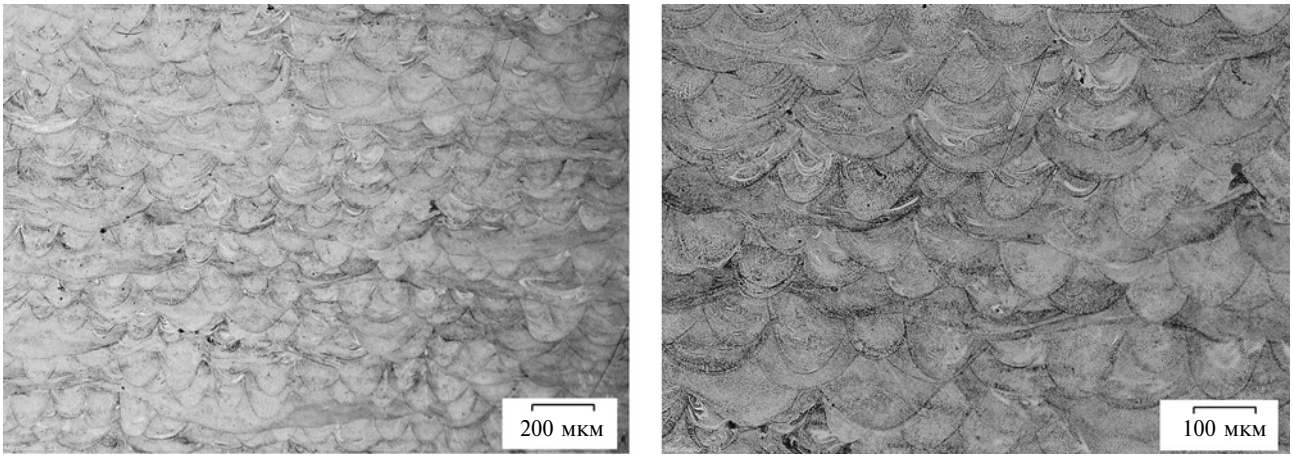


Рис. 5. Опытные образцы, полученные на установке ПТК-ПС:
а — пирамиды, кубы и полусферы; *б* — параллелепипеды; *в* — боковая поверхность кубического образца



а) *б*)

Рис. 6. Микроструктура опытного образца при увеличении ×50 (*а*) и ×100 (*б*)

По оптимальным параметрам были изготовлены опытные образцы (рис. 5) и проведен ряд исследований.

Показатели механических свойств опытных образцов:

точность линейных размеров до 15 мм — 70 мкм;

параметр *Ra* шероховатости поверхности — 10 ± 2 мкм;

плотность — 7,6 ± 0,1 г/см^3;

твердость — 42 ± 4 *HRC*.

Плотность стали 20Х13 в состоянии поставки составляет 7,67 г/см^3, что практически идентично плотности опытных образцов, которые отличаются высокой твердостью, что характерно для сплавов, полученных или в результате лазерной обработки с оплавлением поверхности, или путем нанесения специальных покрытий [6—15].

Опытные образцы имеют плотную структуру (рис. 6), поры и пустоты практически отсутствуют, что в совокупности с высокими плотностью и твердостью подтверждает правильность выбора параметров режима СЛП порошка на основе стали 20Х13.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Назаров А. П.** Перспективы быстрого прототипирования методом селективного лазерного спекания/плавления // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 4. С. 46—51.

2. **Назаров А. П.** Особенности конструкции машин для селективного лазерного спекания // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 1. С. 76—79.

3. **Аддитивное** производство с помощью лазера / И. Ю. Смуров, И. А. Мовчан, И. А. Ядройцев и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 4. С. 144—146.

4. **Тарасова Т. В., Назаров А. П.** Исследование процессов модификации поверхностного слоя и изготовления трехмерных машиностроительных деталей посредством селективного лазерного плавления // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 2 (25). С. 17—21.

5. **Волосова М. А., Окунькова А. А.** Пути оптимизации процесса селективного лазерного плавления при помощи выбора стратегии обработки лазерным лучом // Известия Самарского научного центра РАН. 2012. Т. 14. № 4 (2).

6. **Аддитивное** производство с помощью лазера. Проведение экспериментальных работ / И. Ю. Смуров, И. А. Мовчан, И. А. Ядройцев и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1. С. 36—38.

7. **Тарасова Т. В., Гвоздева Г. О., Тихонова Е. П.** Перспективы использования лазерного излучения для поверхностной обработки цветных сплавов // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 2. С. 140—143.

8. **Антоненкова Г. В., Чурабо С. В.** Анализ закономерностей формирования поверхностного износостойкого слоя, формируемого с использованием плазмы вакуумно-дугового разряда // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4. С. 73—77.

9. **Григорьев С. Н., Тарасова Т. В., Назаров А. П.** Влияние термообработки на структурно-фазовый состав и свойства жаропрочных кобальтовых сплавов, полученных методом селективного лазерного плавления // Перспективные материалы. 2014. № 7. С. 73—79.

10. **Микролазерная** наплавка сплавов системы Al—Si / С. Н. Григорьев, Т. В. Тарасова, Г. О. Гвоздева, С. Новотни // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 5. С. 242—246.

11. **Григорьев С. Н., Романов Р. И., Фоминский В. Ю.** Зависимость механических и трибологических свойств алмазоподобных углеродных покрытий от режимов лазерного осаждения и легирования металлами // Трение и износ. 2012. Т. 33. № 4. С. 342—350.

12. **Optical** Monitoring in Laser Cladding of Ti6A14V / I. Smurov, M. Doubenskaia, S. Grigoriev et al. // Thermal Spray Technology. 2012. V. 21. I. 6. P. 1357—1362.

13. **Grigoriev S., Tarasova T., Gvozdeva G.** Formation of Hypereutectic Al—Si-Alloys Produced by Laser Surface Treatment // Journal of mechanical engineering. 2014. V. 60. I. 6. P. 389—394.

14. **Grigoriev S. N., Fominskii V. Yu., Gusarov A. V.** Features of micro-and nanostructures of Au—Ni alloys obtained on nickel due to different modes of pulse laser alloying // Metal Science and Heat Treatment. 2012. V. 54. I. 1, 2. P. 34—40.

15. **Comprehensive** Optical Monitoring of Selective Laser Melting / M. Doubenskaia, M. Pavlov, S. Grigoriev et al. // Journal of Laser Micro Nanoengineering. 2012. V. 7. I. 3. P. 236—243.

УДК 331.103.226

Ю. Я. ЕЛЕНЕВА, д-р экон. наук, В. Н. АНДРЕЕВ, канд. экон. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: andreevv85@mail.ru

Организационный капитал предприятия, его формирование и анализ с позиций ресурсного подхода к управлению

Проанализировано возникновение организационного капитала предприятия с позиций акмеологического подхода. При иллюстрации формирования организационного капитала использована концепция мыслительных процессов теории ограничений.

Ключевые слова: предприятие, организационный капитал, ресурсный подход, управление, акмеология, теория ограничений.

The appearance of an organization capital of an enterprise from the positions of acmeologic approach is analyzed. At the illustrating of organization capital formation the concept of intellectual process of theory of constraints is used.

Keywords: enterprise, organization capital, resource-based view, management, acmeology, theory of constraints.

Необходимая модернизация российских предприятий не обязательно связана с большими инвестициями на приобретение оборудования и современных технологий. Опыт показывает, что значительно повысить производительность и конкурентоспособность предприятий можно, используя организационные факторы. Эффективная организация процессов на предприятии способствует сокращению издержек производства, формированию благоприятной среды, позволяющей повысить креативность сотрудников и творческий подход к работе, внедрению инноваций [1].

Совокупность методов организационной деятельности и средств их обеспечения составляют ***организационный капитал предприятия*** (ОКП). Сегодня на предприятиях и в научных исследованиях мало уделяется внимания механизму формирования ОКП. Однако практика показывает, что для российских предприятий весьма актуальны разработки по формированию организационного капитала для повышения их эффективности.

Различные определения организационного капитала и их анализ

Сегодня Россия по показателю "Совершенство бизнеса" занимает 86 место в мире, что указывает на низкий уровень российских предприятий в вопросах организации и управления производством, т. е. тех ресурсов, которые составляют ОКП [2]. Для повышения конкурентоспособности предприятий необходимы научные исследования по формированию ОКП и реализация разработанных подходов на предприятиях.

Из всех составляющих интеллектуального капитала предприятия ОКП является самым трудноопределяемым, что обусловливает дискуссионность в исследованиях по данному направлению.

Л. Эдвинссон и М. Мэлоун предложили следующее определение [3]: "Организационный капитал делится на инновационный и процессный капитал. Инновационный капитал состоит в основном из законных прав (патентов, лицензионных соглашений), а также из того, чему трудно дать точное определение, но что в большой степени определяет стоимость компании (идеи, торговые марки). Процессный капитал — это инфраструктура компании (информационные технологии, рабочие процессы и т. д.)".

Т. Стюарт определяет ОКП как знание, не исчезающее в пять вечера вместе со служащими, уходящими домой [4].

М. Армстронг отметил [5]: "Организационный капитал составляют знания, которыми владеет предприятие, а не ее отдельные работники. Его можно описать как внедренные знания или институционализированные знания, которые можно хранить с помощью информационных технологий в доступных и легко расширяемых базах данных ... он способен включать в себя определенную информацию, которая записана в базах данных, в инструкциях и стандартах по выполнению процедур, или же неписаные знания, которыми можно овладеть, обменяться или, насколько возможно, кодифицировать их".

Для осмысления рассматриваемой категории воспользуемся выводами профессора А. И. Рофе, сформулированными в работе [6]: "Организационный капитал в трактовке ряда ученых — это "капитал организации". А если быть точным, то это специфические ресурсы предприятия, складывающиеся из законных прав предприятия, ее информационных и других технологий и процессов или, говоря бухгалтерским языком, из нематериальных активов. ... К организации деятельности это понятие отношения не имеет. Организационным капиталом по аналогии с человеческим капиталом можно было бы назвать уровень организации деятельности на предприятии (организации технологических процессов, организации труда и управления)".

Ключевым при определении сути ОКП является именно организация деятельности (процессов производства конкретного продукта или оказания услуг), а все прочие активы предприятия (патенты, лицензии, базы данных, инструкции, стандарты и все то, чему трудно дать точное определение, но в

большой степени определяет стоимость предприятия) являются подчиненными относительно нее и подгоняются под нее.

Анализ концепции организационного капитала в рамках ресурсного подхода к управлению

Управленческой концепцией, которая сегодня в большей степени учитывает значимость организационных факторов в обеспечении конкурентоспособности предприятий, отражает их влияние на производительность труда и применима к деятельности российских производителей, является ресурсный подход к управлению [7].

Заметим, что в среде исследователей, занимающихся ресурсным подходом к управлению, существует разногласие в определении и осознании таких понятий, как ресурсы, способности, компетенции. Не останавливаясь на терминологических спорах, приведем классификацию авторитетного ученого Д. Тиса, занимающегося проблемой ресурсного подхода к управлению, и его единомышленников [8].

Активы предприятия с учетом их уникальности и ценности выстраивают в таком порядке:

Факторы производства — недифференцированные ресурсы, доступные на рынке (земля, неквалифицированный труд, капитал).

Ресурсы — специфические для предприятия активы, которые невозможно имитировать (торговые секреты, специальные производственные сооружения, инженерный опыт).

Организационные компетенции — отличительные внутренние операции, которые возможны благодаря объединению специализированных активов в кластеры (управление качеством, миниатюризация, системная интеграция).

Ключевые компетенции — компетенции, определяющие основной бизнес компании, которые можно выделить анализом спектров продуктов данного предприятия и его конкурентов, отличающихся тем, в чем прочны позиции предприятия, и насколько их трудно воспроизвести.

Продукты — изделия (услуги), созданные на основе компетенций данного предприятия, определяющих основные показатели (цена, качество) [8].

Именно организационные компетенции предприятия, сформированные в результате особой комбинации его ресурсов, их координации и деятельности предприятия, являются объектом управления в рамках ресурсного подхода и составляют организационный капитал предприятия.

Рассмотренные выше положения позволяют сформировать новую парадигму управления предприятиями в современных экономических условиях, однако традиционный ресурсный подход остается доминирующим и сдерживает практическое применение теоретических разработок по ключевым компетенциям предприятий.

Формирование ОКП

Если рассматривать предприятие как развивающуюся систему с определенными функциями и навыками, приобретенными, в частности, путем обучения, то в исследованиях закономерностей его развития можно применить базовые принципы акмеологии ("акме" др.-греч. — вершина, "logos" др.-греч. — учение) — науки, изучающей закономерности и механизмы развития человека на этапе его зрелости при достижении им наивысшего уровня развития [9].

Обоснуем возможность использования акмеологического подхода применительно к предприятиям. Исследователи ресурсного подхода Д. Тис и Г. Пизано провели аналогию между навыками человека и компетенциями предприятия, т. е. рутинами (способами хранения знаний и навыков, необходимых для деятельности) [8]. Рутины для предприятия являются тем же, что и навыки для человека. Как навыки дают человеку возможность выполнять определенные действия полуавтоматически, без сознательной координации, так и существенная часть организационных рутин является неявным знанием, ограничивающим степень способности предприятия, до которой их можно четко сформулировать.

Вышеизложенное указывает на наличие качества субъектности и у человека, и у предприятия. В работе [9] отмечается, что специфика акмеологического принципа субъекта связана, прежде всего, с разрешением различного рода противоречий. В свою очередь разрешение противоречий дает субъекту опыт свободы, уверенности, самостоятельности, ведет к достижению соразмерности желаемого и возможного.

Применительно к человеку акмеология выделяет следующие виды противоречий:

между имеющимися состоянием, качеством, уровнем развития личности, способом организации и согласования с социальными условиями и их идеальными значениями;

между способностями, индивидуальностью, особенностью, потребностями данной личности и требованиями общества.

Разрешая эти противоречия, личность достигает своей зрелости и качества субъекта. Очевидно, что при определенной абстракции и с учетом общесистемного характера данные противоречия можно отнести к деятельности предприятий.

Вторым критерием субъектности для акмеологии является свобода владения внешними и внутренними условиями жизнедеятельности, способность к построению отношений, улучшающих человека и других субъектов развития. Став субъектом, личность вырабатывает индивидуальный способ организации деятельности, который отвечает качествам личности, отношению к деятельности (целе-

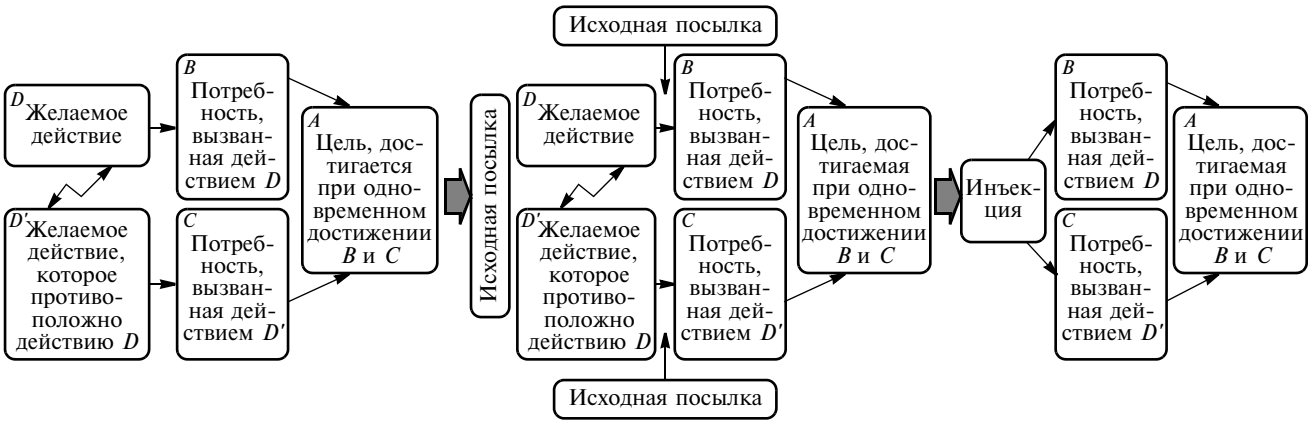


Рис. 1. Последовательность замены конфликта инъекцией на основании диаграммы разрешения конфликта "грозовая туча"

полагание, мотивация) и объективным характеристикам данного вида деятельности.

Вышеизложенное можно сопоставить с формированием уникального ОКП в процессе развития предприятия.

Таким образом, приобретение новых компетенций предприятием можно представить как разрешение различного рода противоречий в его деятельности (в том числе связанных с воздействием внешней среды), формирующее новые подходы к организации этой деятельности, которые, будучи восприняты посредством обучения персонала и закрепления в соответствующих стандартах и регламентах, составляют ОКП.

Для иллюстрации процесса разрешения противоречий на предприятии используем подход, разработанный в рамках концепции "Мыслительных процессов теории ограничений" (ТОС) — системы логических инструментов для устранения глубинных конфликтов, рисков, проведения анализа и внедрения решений [10].

Ключевым инструментом данной системы является диаграмма "грозовая туча" (рис. 1) — логическая диаграмма достаточности, описывающая и позволяющая разрешать конфликты, для которых трудно найти удовлетворительное решение.

Значения блоков диаграммы "грозовая туча" (см. рис. 1):

D — предпринимаемое (желаемое) действие;

B — потребность, вызванная действием *D*;

D′ — предпринимаемое (желаемое) действие, которое противоположно действию *D*, несовместимо с ним и не может быть предпринято одновременно с ним;

C — потребность, вызванная действием *D′*;

A — цель, достигаемая при одновременном достижении *B* и *C*.

Данная диаграмма используется при наличии прямого конфликта между двумя действиями (или желаниями) и является основой для нахождения решения в виде инъекции, т. е. конфликт устраняется заменяющей его инъекцией. При этом если рассматривать масштабные задачи, инъекция и будет тем самым организационным подходом (инструментом), который при внедрении на предприятии станет его новой компетенцией и сформирует ОКП.

Отметим, что заменить конфликт инъекцией напрямую невозможно. Найти соответствующую инъекцию можно только через инструмент выявления и постановки под сомнение исходных посылок, находящихся за связями в диаграмме "грозовая туча", что делает исходные посылки центральным элементом [10].

Пример формирования ОКП

Рассмотрим конкретный пример разрешения противоречий, в результате которого предприятие приобрело исключительные способности и сформировало ОКП на примере компании Тойота, которая сегодня отличается высоким качеством автомобилей и низкой себестоимостью производства. В период зарождения этой компании господствовало массовое производство, что обусловливало соответствующее оборудование, компетенции, технологии и организацию производства. Однако в компании посчитали, что выпуск продукции подобным образом не отвечает современным реалиям и перспективе бизнеса, так как не принимаются во внимание индивидуальные и кастомизированные запросы покупателей, продолжительность производственного цикла существенно завышена, имеются значительные потери, связанные с большими запасами незавершенного производства. Поэтому был разработан принципиально новый подход к организации производства, получивший название "Производственная система Тойоты", который заключается в отказе от традиционного представления о том, что эффективное производство должно быть только массовым (поставлены под сомнение исходные посылы). Было решено перейти к выпуску широкой номенклатуры (ряд моделей) автомобилей малыми партиями (инъекция), что потребовало разработки и внедрения особых технических средств и организационно-экономических методов управления применительно к используемому оборудованию, компетенциям, технологиям и органи-

Рис. 2. Пример представления противоречия на основе диаграммы "грозовая туча" и замена конфликта инъекцией, реализованная на фирме Тойота при производстве автомобилей

зации производства (канбан, выравнивание производства, 5S, SMED и ряд других методов). Данные организационно-экономические методы можно рассматривать как организационные компетенции.

На рис. 2 показан пример разрешения противоречия имеющего место в компании Тойота и реализация замены конфликта инъекцией на основе диаграммы "грозовая туча". В данном случае путем разрешения конфликтов, изменивших традиционные принципы ведения бизнеса, производство, продукция, организация производства стали более технологичными по сравнению с такими же показателями их конкурентов [11—14]. Следовательно, используя усовершенствованные технические средства и приспособления, создавая сети организационных процессов, поддерживаемых соответствующими информационными системами [15—18], регламентами [19—21] и мотивацией [22], прогрессивные предприятия формируют собственные исключительные компетенции, принимающие форму ОКП.

Таким образом, в рамках ресурсного подхода к управлению и концепции интеллектуального капитала исключительные компетенции и ОКП зачастую рассматриваются как данность. При этом в рамках данных управленческих концепций недостаточно отражается механизм формирования ОКП. Однако в настоящее время этот вопрос является ключевым, так как именно механизмы создания исключительных компетенций предприятия в сфере организации деятельности являются основным фактором, способствующим формированию его устойчивых конкурентных преимуществ.

Предложенный подход к формированию ОКП, который заключается в рассмотрении организационного капитала предприятия как специфического для данного предприятия способа организации деятельности, формирующегося в результате разрешения противоречий, и соответствующем управлении данным капиталом, позволяет задавать правильные стратегические ориентиры для менеджмента и выбирать правильное направление для будущих исследований.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Zimovets O., Baranov V., Zaytsev A.** The Economic-Organizing Mechanism of Commercialization of Intellectual Assets of a High-Technology Enterprise // 10th International Conference — Liberec economic forum. 2011. P. 599—603.

2. **http:**//www.weforum.org/reports/global-competitiveness-report-2014—2015.

3. **Edvinsson L., Malone M.** Intellectual Capital: Realizing Your Company's True Value by Finding Its Hidden Brainpower. Harper Business, 1997. 240 p.

4. **Stewart T. A.** Intellectual Capital: The New Wealth of Organizations. Doubleday, 1997.320 p.

5. **Армстронг М.** Практика управления человеческими ресурсами. 8-е изд. СПб.: Питер, 2004. 825 с.

6. **Рофе А. И.** Может ли капитал быть человеческим, а поведение организационным? // Труд и социальные отношения. 2009. № 11. С. 19—25.

7. **Андреев В. Н.** Концепция технологического капитала как развитие ресурсного подхода к управлению // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 214—219.

8. **Тис Д. Дж., Пизано Г., Шуен Э.** Динамические способности фирмы и стратегическое управление // Вестник Санкт-Петербургского университета. 2003. Сер. 8. Вып. 4 (№ 32). С. 133—170.

9. **Акмеология:** Учебник / Под общей ред. А. А. Деркача. М.: Из-во РАГС, 2004. 299 с.

10. **Федурко Е.** Практическое применение мыслительных процессов теории ограничений // Умное производство. 2012. Вып. 17, режим доступа: http://www.umpro.ru/index.php?page_id=17&art_id_1=315&group_id_4=9&m_id_4=19

11. **Technological** capital: a criterion of innovative development and an object of transfer in the modern economy / S. N. Grigoriev, J. Y. Yeleneva, A. A. Golovenchenko, V. N. Andreev // Procedia CIRP. 2014. V. 20. P. 56—61.

12. **Григорьев С. Н., Еленева Ю. Я., Андреев В. Н.** Рост стоимости технологического капитала как критерий и результат инновационного развития предприятий // Актуальные проблемы экономики. 2014. № 1 (151). С. 150—162.

13. **Grigoriev S. N., Yeleneva J. Y., Andreev V. N.** Technological Capital Management as an Instrument of Industrial Enterprise Innovative Development // International Conference on Competitive Manufacturing COMA — 2013. South Africa. Stellenbosch, P. 479—484.

14. **Еленева Ю. Я., Олейник А. В., Андреев В. Н.** Технологический капитал: критерий инновационного развития и объект трансфера в современной экономике // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 4 (27). С. 127—131.

УДК 621.7

Е. Ю. КРОПОТКИНА, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), В. К. ФЛЕГЕНТОВ, e-mail: elenajuri@yandex.ru

Упрочнение деталей из порошковых сплавов обкатыванием

Исследовано влияние обработки обкатыванием на эксплуатационные свойства деталей из порошковых сплавов, в частности на твердость поверхностного слоя.

Ключевые слова: обкатывание, порошковый сплав, поверхностное пластическое деформирование, упрочнение, твердость, шероховатость.

The influence of rolling processing on service properties of parts from powder alloys, in particular, on hardness of surface layer, is investigated.

Keywords: rolling, powder alloy, surface plastic deformation, strengthening, hardness, roughness.

В настоящее время в машиностроении получили широкое распространение детали из композиционных порошковых материалов (КПМ) [1], что обусловлено их преимуществами: низкая себестоимость, возможность применения новых технологий при изготовлении деталей, получение изделий со специальными свойствами.

К оборудованию, используемому при добыче нефти, в частности к деталям погружных насосов, предъявляются высокие требования, так как они работают в сложных условиях — высокие температуры, абразивное изнашивание, которые снижают срок их службы. Поэтому весьма актуальны разработки по упрочнению поверхностного слоя таких деталей.

Существует большое число способов упрочнения поверхностного слоя деталей [2—4], например, для деталей из КПМ предлагалась лазерная обработка. Однако исследования показали сложность применения этого способа, если в технологию получения заготовок входит пропитка их магниевыми сплавами. При лазерном упрочнении это может привести к возникновению искр. Кроме того, для способов электрофизической обработки необходимо их выделение в отдельные дополнительные операции, что увеличивает время на изготовление детали, а также требует специального оборудования и устройств.

В машиностроении для упрочнения применяют также поверхностное пластическое деформирование (ППД), в частности обкатыванием, которое снижает шероховатость обработанной поверхности, повышает твердость поверхностного слоя, а следовательно, улучшает эксплуатационные свойства деталей [5, 6].

Однако возможность применения ППД для деталей из КПМ не достаточно изучена. Его применение вызывало сомнения в связи с вероятностью появления разрушений или повреждений поверхностных или внутренних слоев материала из-за особенностей механических свойств таких деталей.

Особенностью данных деталей является неоднородность структуры и твердости в продольном сечении заготовки, что обусловлено технологией их получения. Поэтому необходимы исследования влияния упрочнения ППД, в данном случае обкатыванием деталей из КПМ, на их качество, структуру, шероховатость поверхности и твердость.

Проведены экспериментальные исследования по обкатыванию деталей из таких КПМ, как ЖГр1Д15-Пр и Х11Н8Д20-Пр. Исследуемые образцы протачивали, а затем обкатывали на токарном станке. Режимы обработки выбирали из условия оптимального давления на поверхность заготовок. Подачу назначали, исходя из равного числа повторных деформаций для каждой точки поверхности детали. Влияние подачи определяли по размеру очага деформации, в частности по ширине пятна контакта [7], т. е. по коэффициенту кратности приложения нагрузки [8]:

$$k_s = \frac{2b}{S} n,$$

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 31)

15. **Долгов В. А.** Структурное моделирование технологических систем процессов в заказном производстве // СТИН. 2010. № 6. С. 25—29.

16. **Diagnostic** systems as basis for technological improvement / S. N. Grigoriev, M. P. Kozochkin, F. S. Sabirov, A. A. Kutin // Procedia CIRP. 2012. V. 1. P. 599—604.

17. **Kutin A., Turkin M.** Modelling and design of closed-loop manufacturing systems //Applied Mechanics and Materials. 2013. V. 378. P. 367—374.

18. **Григорьев С. Н., Кутин А. А., Долгов В. А.** Принципы построения цифровых производств в машиностроении // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 10—15.

19. **Бадалова А. Г., Волочиенко В. А.** Основные аспекты применения методов распознавания при управлении рисками производственных систем // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 220—224.

20. **Бадалова А. Г., Еленева Ю. Я., Шебаров А. И.** Инновационное развитие промышленного производства: структуризация методологии организации управления // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4. С. 158—163.

21. **Бадалова А. Г., Шебаров А. И.** Проблемы управления инновационным развитием машиностроительного производства // Вестник МГТУ "Станкин". 2009. № 2. С. 106—109.

22. **Еленева Ю. Я., Дубовцева Н. Е.** Методы обеспечения соответствия стратегии управления развитием человеческих ресурсов и бизнес-стратегии предприятия // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. Т. 2. № 1. С. 110—112.

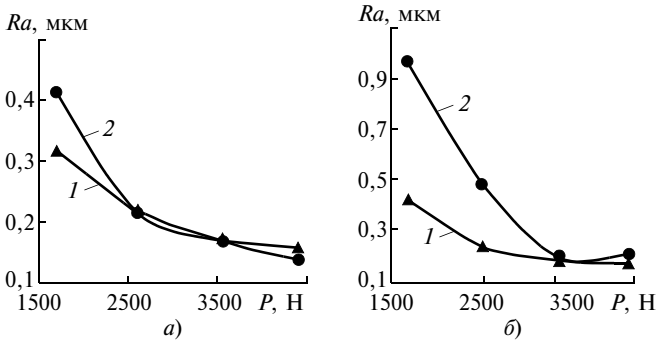


Рис. 1. Зависимости изменения параметра *Ra* шероховатости обкатанных поверхностей от силы *P* обкатывания при обработке сплавов ЖГр1Д15-Пр (*а*) и Х11Н8Д20-Пр (*б*) роликами с радиусами $R_{пр}$ = 10 (*1*) и 20 мм (*2*)

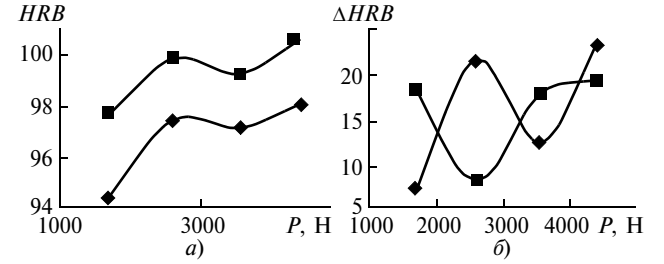


Рис. 2. зависимости изменения твердости *HRB* поверхностных слоев (*а*) и изменения твердости Δ*HRB* (*б*) от силы *P* обкатывания при обработке сплавов ЖГр1Д15-Пр роликами с радиусами $R_{пр}$ = 10 (*1*) и 20 мм (*2*)

где S — подача; $2b$ — ширина пятна контакта ролика и детали в направлении подачи, которая зависит от радиуса профиля ролика и диаметра детали; n — число продольных ходов ролика.

Исследования микроструктуры поверхностных слоев сплава до и после обкатывания показали, что в заготовке, обкатанной на оптимальном режиме, нет разрушений или отслоений, наблюдается значительное уплотнение структуры поверхностного слоя.

Получено значительное повышение твердости и улучшение шероховатости обработанной поверхности.

Экспериментально установлено, что при увеличении силы обкатывания шероховатость поверхности уменьшается. На рис. 1 показаны зависимости изменения параметра *Ra* шероховатости обкатанных поверхностей от силы *P* обкатывания при обработке сплавов ЖГр1Д15-Пр (исходный параметр шероховатости Ra = 1,46) и Х11Н8Д20-Пр (Ra = 1,6).

Шероховатость поверхности зависит также от радиуса $R_{пр}$ ролика. При $R_{пр}$ = 10 мм шероховатость меньше, чем при $R_{пр}$ = 20 мм, что связано с увеличением пятна контакта ролика и детали, а следовательно, с уменьшением давления ролика при обкатывании [7].

Твердость заготовок из КПМ до ППД имеет значительный разброс, что обусловлено технологией получения композиционных порошковых сплавов. Твердость детали после обкатывания будем оценивать параметром $\Delta HRB = HRB - HRB_{ис}$, где HRB и $HRB_{ис}$ — твердости по Роквеллу по шкале В после и до обкатывания соответственно.

На рис. 2 представлены зависимости твердости HRB поверхностных слоев и изменения твердости ΔHRB от силы P обкатывания при обработке сплавов ЖГр1Д15-Пр роликами с радиусами $R_{пр}$ = 10 и 20 мм. Твердость увеличивается интенсивнее при увеличении силы P обкатывания роликом с радиусом 10 мм, чем при обкатывании роликом с радиусом 20 мм.

Анализ зависимостей, представленных на рис. 2, показал, что неравномерность исходной твердости не влияет на твердость изделия после ППД, твердость не только повышается, но и становится более равномерной. Она зависит от свойств материала, режима обработки и геометрии инструмента.

При внедрении процесса упрочняющего обкатывания в производство предложено не выделять его в отдельную операцию, а реализовать при обработке как один из переходов технологической операции на станке с ЧПУ. Это сократит время обработки, не требует специального оборудования, что делает изготовление детали более экономичным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Исследование** качества заготовок из порошков на основе железа, изготовленных формованием, совмещенным со спеканием импульсами электрического тока / А. М. Дмитриев, С. Н. Григорьев, Н. В. Коробова, В. П. Ступников // Металловедение и термическая обработка металлов. 2012. № 1. С. 18—22.
2. **Смоленцев В. П., Смоленцев Е. В., Григорьев С. Н.** Современные конкурентоспособные технологии, оборудование и оснастка для электрических методов обработки // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 5. С. 43—46.
3. **Волосова М. А., Григорьев С. Н., Могилевский А. М.** Исследование эффективности нанесения нанопокрытий на концевые твердосплавные фрезы // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. Т. 2. № 4. С. 24—30.
4. **Азотирование** режущего инструмента в плазме, получаемой ионизацией газа пучком быстрых нейтральных молекул азота / С. Н. Григорьев, Ю. А. Мельник, А. С. Метель и др. // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4. С. 47—54.
5. **Кропоткина Е. Ю.** Управление качеством нежестких деталей методами поверхностного пластического деформирования // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 2. С. 25—28.
6. **Кропоткина Е. Ю., Донсков А. С., Плотников А. Ф.** Влияние асимметричного упрочнения поверхностным пластическим деформированием на эксплуатационные свойства деталей //Технология машиностроения. 2011. № 10. С. 21—24.
7. **Григорьев С. Н., Кропоткина Е. Ю.** Технологическое управление качеством поверхностного слоя по заданному закону упрочнения // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 9. С. 8—12.
8. **Кропоткина Е. Ю.** Аналитическое исследование влияния параметров обкатывания на шероховатость поверхности // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 1. С. 6—9.

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 629.33.03-83

М. И. МАЛЕНКОВ, д-р техн. наук, В. А. ВОЛОВ, канд. техн. наук,
Н. К. ГУСЕВА, Е. А. ЛАЗАРЕВ (ЗАО "НТЦ "РОКАД",
Политехнический университет, ООО "АКТРОН", Санкт-Петербург)
e-mail: m.i.malenkov@gmail.com

Повышение подвижности марсоходов путем совершенствования систем передвижения и алгоритмов их управления[1]

Проанализирована эксплуатация американских марсоходов, рассмотрены недостатки, их причины и способы устранения, предложены направления проектирования в данной области и алгоритмы управления планетоходами нового поколения.

Ключевые слова: марсоход, движитель, алгоритм управления, механизм шагания, адаптивная подвеска, система передвижения, подвижность, проходимость.

The operation of American mars rovers is analyzed, the disadvantages and the analysis of their reasons, as well as ways of their remedies are considered; the directions of designing in the subject field and control algorithms of planet rovers of new generation are suggested.

Keywords: mars rover, propeller, control algorithm, walking mechanism, adaptive suspension, mobility system, mobility, cross-country ability.

Марсоходы Spirit и Opportunity, доставленные на Марс в 2004 г., а также марсоход Curiosity, начавший работу в 2012 г., остаются примерами аппаратов высокого качества среди аппаратов для марсианских экспедиций по ресурсу, живучести, совершенству систем технического зрения, характеристикам навигации, телекоммуникаций, обеспечения теплового режима, а также уровню отработки аппаратных и программных компонентов системы управления. Однако подвижность данных мобильных средств, характеризуемая средней скоростью движения и параметрами преодолеваемых без маневрирования препятствий (высота ступенек и камней, угол подъема местности, несущая способность рыхлых грунтов), оставляет желать лучшего.

Обобщенной характеристикой подвижности аппарата является время, затраченное на движение из пункта *А* в пункт *Б* в границах заданного района неподготовленной местности. Чем сложнее трасса и меньше скорость движения планетохода, тем существеннее влияние его проходимости и степени адаптации к рельефу и свойствам грунта на его подвижность.

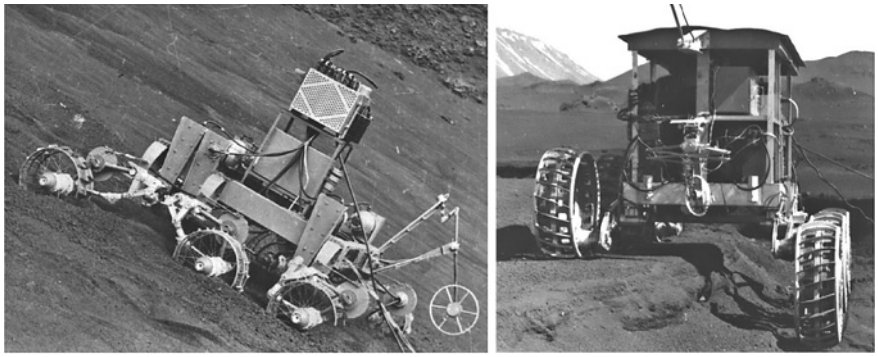
Одно из возможных направлений повышения проходимости — применение комбинированных движителей с адаптивными подвесками, что позволяет совместить в одном самоходном шасси несколько способов движения и адаптации движителя к поверхности. Включение в контур навигации датчиков прогнозирования показателей опорной и профильной проходимости планетохода дает возможность разработки оптимальных алгоритмов управления сменой способов, режимов и направлений движения.

Цель данной статьи — обоснование направлений и проведение проектно-компоновочных исследований и разработок по созданию новых мобильных робототехнических систем для планетных миссий.

Методы прикладных исследований основаны на развитии технических решений отечественной школы транспортного космического машиностроения, созданной профессором А. Л. Кемурджианом — главным конструктором самоходных автоматических шасси Лунохода-1 и Лунохода-2. В традициях этой школы — поиск способов повышения проходимости систем передвижения планетоходов при движении по неподготовленной местности с учетом рельефа и физико-механических свойств (ФМС) грунта, а также с учетом ограничений, свойственных космическим аппаратам (КА) [1—3].

Традиционный геометрический способ повышения проходимости колесных транспортных средств для планетоходов ограничен габаритами посадочных аппаратов. Одним из приемов

[1] Работа проводится при поддержке Минобрнауки РФ в рамках проекта № 14.576.21.0050 "Создание научно-технических решений в области разработки робототехнических средств космического назначения для обеспечения планетных миссий", уникальный идентификатор RFMEFI 57614X0050.



а) *б*)

Рис. 1. Фрагменты испытаний ходовых макетов с колесно-шагающим движителем: *а* — ходовой макет КШМ (режим колесного шагания), *б* — ходовой макет ЭО САШ (колесный режим с адаптацией к рельефу)

увеличения диаметра колес при ограниченных транспортных габаритах является применение так называемых развертываемых колес, диаметр которых увеличивается до 1,5 м. Наиболее перспективен способ развертывания колес путем их быстрого наддува с помощью газогенераторов, применяемых для систем посадки КА. Однако он требует освоения новых технологий изготовления колес и их сопряжения с приводами и арматурой регулирования давления в шинах [4].

В данной статье не рассматриваются возможные направления повышения проходимости планетоходов, связанные с применением двух и более секционных шасси и гибких рам [5], несмотря на то, что при этом были достигнуты очень высокие показатели проходимости [6—8]. Однако указанная концепция вызывает необходимость секционирования контейнеров с их сложными системами обеспечения микроклимата для электронной аппаратуры, что нежелательно.

Авторы считают наиболее перспективным иное направление повышения проходимости — использование комбинированных колесно-шагающих движителей (КШД), которое применительно к планетоходам появилось в СССР. Еще в прошлом веке во ВНИИТрансмаше были разработаны теоретические основы колесно-шагающего способа передвижения и синтезированы некоторые механизмы и приводы колесного шагания [9].

Затем были созданы несколько полноразмерных ходовых макетов планетоходов с разными типами походок, конструкциями механизмов шагания и схемами приводов, которые выдержали испытания в условиях сложного рельефа в районах рыхлых отложений вулканических песков на Камчатке [10]. Это колесно-шагающий макет (КШМ), обеспечивающий непрерывные походки, созданный на базе мотор-колес советских луноходов, и экспериментальный образец самоходного шасси (ЭО САШ) марсохода, реализующий разные прерывистые походки (рис. 1).

Дальнейшее развитие колесного шагания возможно в направлении расширения функций механизмов шагания, повышения адаптации движителя к рельефу с учетом опыта создания и эксплуатации реальных марсоходов.

Особенности конструкции подвески и навигации американских марсоходов

Американские марсоходы XXI века показали недостижимые прежде ресурсы живучести бортовой аппаратуры: 6 лет отработал на Марсе Spirit, а его близнец Opportunity работает уже 11 лет. Получен огромный объем информации, которую анализируют сотни ученых в разных странах, включая Россию.

Современные технологии обеспечили высокие характеристики систем технического зрения, навигации, телекоммуникаций, теплового режима, высокий уровень отработки аппаратной и программной частей системы управления марсоходами. Новые возможности в освоении Марса открывает осуществленная с первого раза посадка марсохода Curiosity с помощью "небесного крана".

Несмотря на существенное различие по габаритным размерам и полной массе (Sojourner — 15,6 кг, Spirit и Opportunity — ≈185 кг, Curiosity — 899 кг) самоходные шасси всех четырех американских марсоходов базируются на унифицированных технических решениях. На наш взгляд, безоговорочно с этими решениями можно согласиться только применительно к первенцу — марсоходу Sojourner.

Все четыре марсохода снабжены балансирными (качающимися, неупругими) подвесками типа Rocker-Bogie [11], которые предусматривают шестиколесное шасси и межбортовую связь основных бортовых балансиров с помощью шарнирно-рычажного механизма (Sojourner и Curiosity, рис. 2, *а*) или дифференциала (Spirit и Opportunity, рис. 2, *б*). Один из концов каждого балансира связан с мотор-колесом, второй — шарнирно связан с дополнительным балансиром, объединяющим два других мотор-колеса в составе тележки. При сравнительно небольших углах качания бортовых балансиров свойства обоих вариантов реализации схем подвесок типа Rocker-Bogio можно считать практически одинаковыми.

Несомненные достоинства этих подвесок — контакт (в большинстве ситуаций на трассе) всех

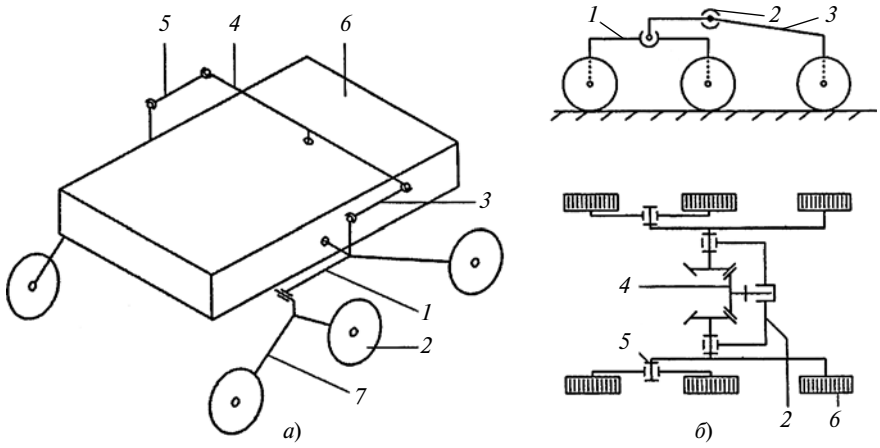


Рис. 2. Кинематические схемы подвесок типа Rocker-Bogie:
а — с межбортовым балансиром (коромыслом): *1* — балансир тележки, *2* — колесо, *3*, *5* — левая и правая тяги, *4* — коромысло, *6* — рама шасси, *7* — тележка; *б* — с межбортовым дифференциалом: *1* — тележка, *2* — рама шасси, *3* — правый бортовой балансир, *4* — дифференциал, *5* — подшипники шарниров, *6* — колесо

шести колес с опорной поверхностью, уменьшение угла наклона корпуса в 2 раза при переезде препятствий одним бортом и возможность значительного уменьшения или даже исключения этого угла при преодолении случайных одиночных препятствий одновременно двумя бортами.

Однако подвески характеризуются неблагоприятным распределением нормальных реакций по колесам одного борта шасси при преодолении крутых подъемов, например во время выезда из кратеров. Именно эта ситуация легла в основу расчетной схемы нагрузок при выборе мощности электродвигателя и определении параметров редуктора тягового привода мотор-колес Лунохода-1. В те же годы было предложено использовать для анализа эффективности работы индивидуальных приводов лунохода безразмерные коэффициенты загрузки колес D_{ri} [12], которые физически представляют собой реализуемый динамический фактор i-го мотор-колеса, определенный с учетом свойств грунта и угла подъема поверхности движения. Эти коэффициенты определяются по формуле

$$D_{ri} = n\frac{P_{xi}}{G}.$$

Здесь $P_{xi} = P_{zi}(f + \mathrm{tg}\alpha)$ — тяговая сила колеса, где P_{zi} — нормальная реакция грунта, f — коэффициент сопротивления движению, α — угол подъема местности, i — порядковый номер колеса (для переднего $i = 1$); n — число приводных колес, G — вес машины.

Нормальные реакции грунта определяются из уравнений равномерного прямолинейного движения по ровной наклонной плоскости, что позволяет воспользоваться плоской расчетной схемой, рассматривая при анализе один борт. Предполагается также, что центр масс находится на оси, проходящей через геометрический центр шасси по нормали к поверхности. Из уравнений статики для движения в конфигурации "тележки сзади" нормальные реакции грунта определяются по формулам:

$$P_{z1} = \frac{G}{6}\left(\frac{3L\cos\alpha - 12(h-k_1)\sin\alpha}{3L + 4k_1\mathrm{tg}\alpha + 4fr_k}\right);$$

$$P_{z2} = \frac{G}{6}\left(\frac{L - 4k_1\mathrm{tg}\alpha - 4fr_k}{L}\right) \times \left(\frac{3L\cos\alpha + 6h\sin\alpha + 6fr_k\cos\alpha}{3L + 4k_1\mathrm{tg}\alpha + 4fr_k}\right);$$

$$P_{z3} = \frac{G}{6}\left(\frac{L + 4k_1\mathrm{tg}\alpha + 4fr_k}{L}\right) \times \left(\frac{3L\cos\alpha + 6h\sin\alpha + 6fr_k\cos\alpha}{3L + 4k_1\mathrm{tg}\alpha + 4fr_k}\right).$$

Для расчетов были приняты: $L = 1{,}1$ м — колесная база; $h = 0{,}48$ м — координата центра масс по оси, нормальной к поверхности; $k_1 = 0{,}33$ м — координата оси качания тележки также по нормальной оси; $r_k = 0{,}3$ м — радиус колеса; $f = 0{,}12$.

Как видно из результатов расчетов (рис. 3, *а*), при преодолении подъемов с $\alpha = 25°$ коэффициент загрузки кормового колеса в 5 раз превышает коэффициенты загрузки переднего и среднего колес. Такое распределение нормальных реакций и тяговых усилий неэффективно, так как не позволяет в полной мере использовать мощности тяговых приводов передних и средних колес. В то же время это риск потери

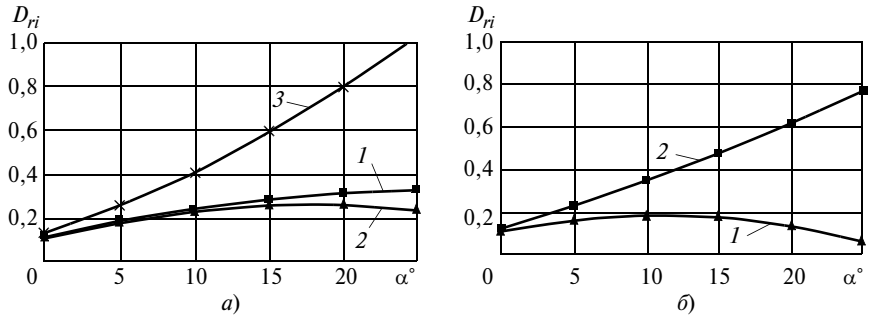


Рис. 3. Зависимости коэффициентов D_{ri} удельной загрузки колес от угла α подъема при движении в конфигурации "тележки сзади":
а — подвеска типа Rocker-Bogie; *б* — трехточечная подвеска; *1*, *2*, *3* — переднее, кормовое и среднее колеса

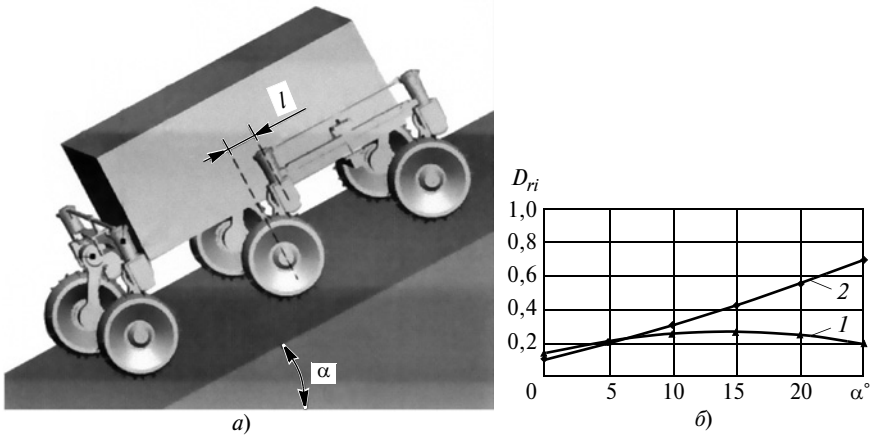


Рис. 4. Схема шасси с трехточечной подвеской (*а*) и зависимости коэффициентов D_{ri} удельной загрузки колес от угла α подъема при продольном смещении центра масс корпуса вперед на l = 100 мм с помощью механизмов шагания колес (*б*) (*1* и *2* — переднее и кормовое колеса)

подвижности вследствие зарывания перегруженных колес в грунт с низкой несущей способностью.

Хотя указанный недостаток в той или иной мере свойствен всем полноприводным планетоходам с индивидуальными приводами колес, существуют более подходящие в этом отношении схемы подвесок. В качестве примера можно сослаться, в частности, на так называемую трехточечную подвеску [13], которая состоит из идентичных по составу двух бортовых и одного поперечного двухколесных модулей. Каждый модуль включает два параллелограммных механизма с общим балансиром (рис. 4, *а*), которые обеспечивают плоско параллельное движение колес на неровной поверхности.

Виртуальная ось качания колес всегда находится на линии, соединяющей оси колес, независимо от координат физической оси подвеса балансиров. Свобода выбора мест крепления подвески, отсутствие межбортовых механизмов существенно расширяют компоновочные возможности шасси и упрощают способы его сопряжения с контейнером.

Нормальные реакции колес для такой подвески в конфигурации "тележки сзади" при соблюдении всех ранее оговоренных условий движения определяются по формулам:

$$P_{z1} = \frac{G}{6L}(L\cos\alpha - 4fr_k\cos\alpha - 4h\sin\alpha);$$

$$P_{z2} = P_{z3} = \frac{G}{6L}(L\cos\alpha + 2fr_k\cos\alpha + 2h\sin\alpha).$$

Поскольку нормальные реакции колес одной тележки всегда равны между собой, резко увеличивается коэффициент загрузки и, следовательно, эффективность работы средних колес (см. рис. 3, *б*) в сравнении с подвеской Rocker-Bogie (см. рис. 3, *а*). Такая подвеска также исключает возможность отрыва средних колес от грунта под действием как реактивных моментов, так и продольных сил. Для подвесок американских марсоходов подобный отрыв, безусловно снижающий ходовые качества, не только теоретически возможен при определенном сочетании характеристик грунта и рельефа, но и был зафиксирован при эксплуатации Opportunity.

Еще одна положительная особенность трехточечной подвески состоит в том, что все три нормальные реакции могут быть выравнены путем смещения центра масс в направлении движения по мере увеличения крутизны подъема. Наиболее простым способом реализации этого режима при оснащении шасси КШД является использование для продольного перемещения корпуса механизмов шагания.

Конечно, обеспечить выполнение оптимального алгоритма управления, при котором выполняется условие $P_{z1} = P_{z2} = P_{z3} = G\cdot\cos\alpha/n$, во всем диапазоне углов очень сложно ввиду конструктивных ограничений длины шага механизмов. Но, как видно из рис. 4, *б*, даже при наличии простейшего однорычажного механизма шагания с небольшим шагом (0,1 м) получаем вполне заметное сближение коэффициентов загрузки. Для подвесок типа Rocker-Bogie реализация такой функции в общем случае невозможна.

Механизмы шагания могут быть использованы и для развертывания шасси из транспортного положения в рабочее. Это важно, учитывая, что развертывание ходовой части Spirit и Opportunity обеспечивается с помощью специального домкрата, который не участвует в организации движения. Кроме того, в конструкции шасси предусмотрены по два дополнительных привода на балансирную подвеску каждого борта, которые также не используются при движении.

Есть также определенные вопросы к геометрии и конструкции колес, но такой анализ выходит за рамки статьи. В целом можно сделать вывод, что по конструкции и характеристикам ходовая часть действующих американских марсоходов не рассчитана на преодоление участков трассы с рыхлым грунтом, которые, как показала эксплуатация марсоходов, не редкость на Марсе из-за наличия атмосферы и очень мелких частиц грунта.

Расположение опасных участков может изменяться во время глобальных пылевых бурь. Они

могут граничить с большими территориями, поверхностный покров которых является надежной опорой при движении. Участки с рыхлым, слабосвязным грунтом нередко внешне не отличаются от участков с прочным грунтом. Нередко тонкозернистый материал сверху перекрыт тонким (1÷3 мм) слоем из миллиметровых зерен, которые укрепляют лежащий ниже тонкозернистый материал, но легко разрушаются под нагрузкой [14].

Это не позволяет считать удовлетворительной по составу и некоторым характеристикам информационно-управляющую систему вождения американских марсоходов, базирующуюся исключительно на визуальных методах навигации и обеспечения безопасности. Марсоходы Spirit и Opportunity имеют по две курсовые камеры на носу (front Hazcam) и корме (rear Hazcam) для распознования препятствий, а также обзорную и навигационную камеры (Navcam), с помощью которых моделируется поверхность, решаются задачи локализации на местности и прокладывается маршрут с учетом стратегических задач и обнаруженных непреодолимых препятствий.

Согласно описаниям эти же камеры используются для дискретного расчета фактически пройденного пути. Однако информацию о буксовании ходовых колес необходимо обрабатывать на борту в непрерывном режиме. Тогда автоматический алгоритм управления может обеспечить своевременную остановку и отъезд марсохода от опасной зоны. Как этот процесс организован в действительности, нам неизвестно, однако по имеющимся описаниям в опасных ситуациях Opportunity останавливался не по командам, а вследствие зарывания колес в грунт.

Кроме шести черно-белых камер, входящих в контур автоматического вождения, для выбора стратегического направления движения и мест остановок для исследований используются мультиспектральные видеосистемы высокого разрешения, установленные на борту орбитальных аппаратов, и бортовая стереопара обзорных камер (Pancam).

Марсоход Curiosity имеет пять пар монохромных камер высокого разрешения, входящих в контур автоматического управления: одну обзорную пару с углом поворота 45° и по две неповоротные пары, размещенные по бортам. Обзорная пара, размещенная на одной площадке с инерциальным измерительным устройством, позволяет получать 3D-изображения местности и видеть объект размером 2 см на расстоянии 25 м.

Но на борту марсоходов нет ни одного прибора даже для грубой оценки ФМС или прочности грунта по маршруту. Оценка ФМС была сделана американскими специалистами косвенным методом: по глубине колеи, которая связана с несущей способностью грунта. В частности, в кратере Гусева, который исследовал марсоход Spirit несущая способность слабосвязных грунтов на разных участках составляла от 5 до 200 кПа. При этом по оценке исследователей внутреннее сцепление и угол внутреннего трения грунта составили: при нижнем значении несущей способности соответственно 1 кПа и 20°, при верхнем — 15 кПа и 25° [15].

Критичные ситуации на трассе движения действующих марсоходов

За 11 лет эксплуатации Opportunity всего несколько раз попадал в критичную ситуацию. Но первые проблемы начались сразу после успешной посадки на Марс (25.01.2004 г.) на дно небольшого кратера Игл диаметром ≈20 м и глубиной 2÷3 м. Несмотря на сравнительно небольшой угол наклона стенок кратера (≈12°÷17°), первые попытки выезда в направлении наибольшего подъема закончились неудачей. Выехать удалось только длинным путем, под углом к направлению, соответствующему углу наибольшего подъема.

Во второй раз проблема с подвижностью возникла через год (апрель 2005 г.) после отказа рулевого привода переднего правого колеса, которое замерло под углом ≈8° к продольной оси марсохода. Для сохранения подвижности марсоход развернули и включили задний ход. Однако 26 апреля 2005 г. марсоход вновь застрял в песчаной дюне высотой ≈0,35 м, при этом угол подъема составлял не более 12°.

Поскольку передние (по ходу движения) колеса, диаметр которых составляет всего 0,26 м, зарылись в грунт полностью, а задние — по ступицу, было решено выезжать назад, т. е. вновь двигаться передним ходом. Выезд на прочный грунт состоялся только 6 июня 2005 г. в результате многочисленных локальных движений. На кадрах курсовых камер (рис. 5) зафиксировано начало выезда — обод залеплен грунтом и не очищается при движении, грунтозацепы не работают.

В итоге марсоход прошел всего несколько метров, тогда как теоретически (в соответствии с оборотами колес) он должен был проехать 190 м. Следовательно, буксование достигало фантастических значений — 95÷98 %, но аппарат все-таки выехал! Это была не просто удача, аппарат показал свои предельные возможности, но считать такое движение нормой, конечно, нельзя.

В следующий раз марсоход попал в песчаную ловушку (30 мая 2006 г.), которую через несколько дней благодаря накопленному опыту вождения удалось преодолеть. Отметим, что причиной неудач стали именно свойства грунта. В кратере Виктория марсоход поднимался по стенкам с обнаженными коренными породами без следов эоловых отложений при угле подъема до 25°. Однако 12 апреля 2008 г. в том же кратере, но на песчаных отложениях,

а) *б*)

Рис. 5. Потеря подвижности марсоходом Opportunity на песчаной дюне высотой 0,35 м: *а* — заднее (по ходу движения до застревания) колесо; *б* — переднее колесо

буксование колес превысило допустимую величину даже при спуске аппарата.

Угрозы потери подвижности в результате сильного буксования возникали и в 2009, и в 2010 годах. Для повышения безопасности трассу движения от кратера Виктория к кратеру Индовер проложили с объездом опасных участков, определенных по съемкам местности с орбиты. Кроме того, пришлось объезжать еще несколько, обнаруженных при движении подозрительных участков. В результате вместо 17 км по кратчайшему пути было преодолено примерно 26 км, а общее время перехода составило три земных года вместо предполагавшихся двух лет.

Марсоход Curiosity впервые попал в песчаную ловушку 06.08.2014 г. на дюнах сравнительно ровного участка местности Hiddden Valley. В отличие от ситуации с Opportunity в этом случае автоматика дала команду на остановку при возникновении опасного буксования. Благодаря этому ловушка имела небольшую длину. Выезд состоялся также при большом буксовании колес, но все же вследствие увеличения диаметра колес Curiosity до 0,5 м их взаимодействие с грунтом выглядит не столь угрожающим, как у Opportunity.

Вторая ловушка подстерегла Curiosity в середине мая 2015 года. Вновь сработала автоматика при возникновении сильного буксования. Затем были отъезд назад и попытка объехать опасный участок, но марсоход вновь попал в ловушку, третью за почти 3 года эксплуатации. Это немного, однако для Curiosity опасными являются не только пески с аномально низкими несущей способностью и внутренним сцеплением, но и слежавшиеся россыпи крупнозернистого грунта и мелких камней, которые имеют острые грани и не утапливаются в прочный грунт, как, видимо, ожидали разработчики, под марсианским весом марсохода. Возникающие в точечных контактах колеса с камнями напряжения вызывают пластические деформации и разрывы тонких алюминиевых ободьев колес.

Из опыта американских специалистов разработчики марсоходов могут сделать выводы, которые должны касаться и ходовой части, и информационно-управляющей подсистемы автоматического вождения. Ходовая часть должна адаптироваться к слабосвязному грунту в критических ситуациях и сохранять форму на прочных грунтах, а информационно-управляющая подсистема — быстро реагировать на буксование и иметь в составе простой конструкции пенетрометр — прибор для оценки прочности грунта путем контакта, для своевременного реагирования на опасные изменения механических свойств грунта.

Поисковые разработки новых систем передвижения планетоходов и алгоритмов управления движением

При разработке нового проекта учтены сформулированные выше общие положения, современные технологии и требования к экспедициям на Луну и Марс [16—19], а также результаты новых исследований зарубежных специалистов по адаптивным системам передвижения высокой проходимости [20—22]. Анализ показал, что идеи колесного шагания и адаптивных подвесок в новом веке переживают второе рождение и подчас выходят за рамки чисто познавательных проектов — на уровень демонстраторов и промышленных изделий.

Так, робот WorkPartner разработан Helsinki University of Technology. Робот массой 200 кг после нескольких лет совершенствования аппаратной и программной частей информационно-управляющей системы демонстрирует различные способы адаптации к опорной поверхности в колесном и колесно-шагающем режимах при разных способах управления [23].

В подвижной платформе MAMMOTH, разработанной в Австралии применительно к задачам передвижения по Марсу, используется комбинированный КШД. В JPL при финансировании NASA создан полноразмерный макет шестиногой лунной подвижной платформы Tri-ATHLETE грузоподъемностью 450 кг, спо-

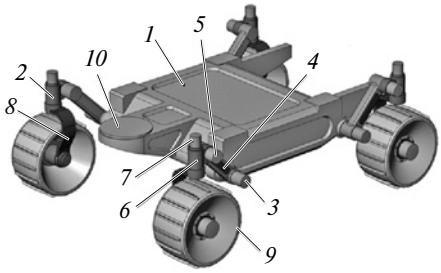


Рис. 6. Внешний вид и состав проектной системы передвижения:
1 — корпус (несущая конструкция); *2* — привод голени; *3* — бедро; *4* — привод бедра; *5* — колесо; *6* — голень; *7* — привод поворота колеса; *8* — рычаг с приводом вращения колеса; *9* — опорно-движительный модуль; *10* — место установки манипуляционной системы

собной в колесном режиме развивать скорость до 2 км/ч [24].

В ходе расчетно-теоретических и проектно-компоновочных исследований была разработана новая адаптивная система передвижения (рис. 6) с четырьмя идентичными опорно-движительными модулями (ОДМ) с колесной формулой 4×4×4 + 4, где третья цифра — число поворотных колес, четвертая — число механизмов шагания (МШ) по числу ОДМ.

Каждый ОДМ включает в себя: двухрычажный МШ с независимыми приводами вращения рычагов, колесо со встроенным тяговым приводом (мотор-колесо), ступица которого шарнирно связана со свободным концом второго рычага, и рулевой механизм с приводом поворота колеса относительно вертикальной оси. Приводы МШ и тяговый привод снабжены нормально-замкнутыми фрикционными тормозами с механизмами их размыкания-замыкания. Общее число приводов системы передвижения — шестнадцать.

Применение двух приводов в конструкции МШ каждого колеса значительно расширяет зону перемещения колеса относительно корпуса системы передвижения, что позволяет реализовать разнообразные алгоритмы управления, преодолевать значительные препятствия.

Уменьшение числа и диаметра колес упрощает систему передвижения и уменьшает долю ходовой части в общей массе системы передвижения и ее размеры. Появляется возможность маневрирования на ограниченной площади без криволинейных траекторий путем разворота колес на один угол и последующего прямолинейного движения. Этот маневр называют "движение крабом".

Некоторые возможности предложенной системы передвижения показаны на рис. 7 и 8.

Встроенные в механизмы датчики информационной подсистемы позволят реализовывать различные конфигурации в режимах автоматического управления по собственным программам. Управление сменой программ — функция главного компьютера. Но в безопасных ситуациях: потеря устойчивости к опрокидыванию, превышение допустимого буксования, приближение к участку с недопустимо низкой несущей способностью, — решение на остановку принимает в рамках собственного короткого контура управления блока автоматики шасси.

Для этого предусматривается оснащение системы передвижения прибором, позволяющим при опасном увеличении буксования оценивать механическую прочность грунта перед планетоходом контактными методами с достаточной для безопасности движения дискретностью. Величина, характеризующая буксование, будет определяться в реальном времени. Включение в традиционный контур навигации планетохода инструментального прогноза проходимости позволяет разработать оптимальные алгоритмы управления сменой способов, режимов и направлений движения.

Алгоритмы автоматического управления отрабатываются в процессе компьютерного моделирования и визуализации процесса движения в разных режимах. При этом внутренние характеристики механизмов ОДМ будут определены экспериментально на специально изготовленных макетах, что повысит достоверность моделирования.

Таким образом, разработанная система передвижения планетоходов нового поколения обеспечивает реализацию следующих автоматических алгоритмов: развертывание из транспортного положения в рабочее; трансформа-

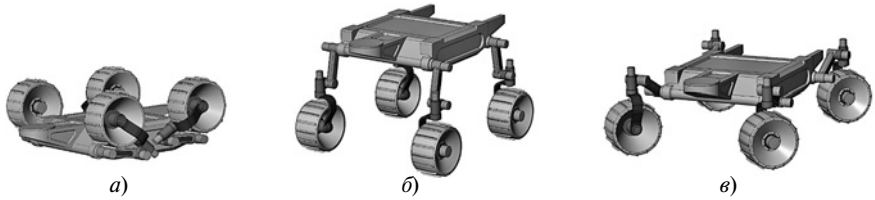


Рис. 7. Конфигурации разрабатываемой системы передвижения:
а — транспортная; *б* — с максимальным клиренсом; *в* — для "движения крабом"

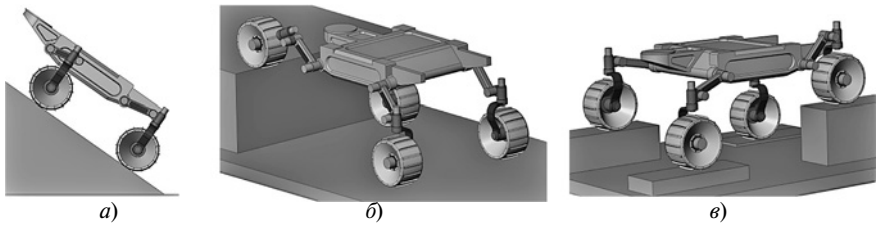


Рис. 8. Схемы преодоления разрабатываемой системой передвижения препятствий:
а — подъема со смещением центра масс вперед; *б* — ступенек; *в* — произвольных препятствий

ция шасси для удобства проведения научных исследований; адаптация подвески к сложному рельефу при движении в колесном режиме; смена колесного режима на колесно-шагающий при угрозе потери подвижности на грунтах с низкой несущей способностью; реализация заданной походки в колесно-шагающем режиме движения.

Анализ разработок, результатов испытаний и эксплуатации систем передвижения реальных марсоходов, демонстраторов и экспериментальных макетов выявил их ограничения по проходимости при использовании традиционной конструкции колесной ходовой части и позволил определить возможные направления повышения подвижности при движении на неподготовленной местности. В новом проекте разрабатывается модификация комбинированного колесно-шагающего движителя, позволяющая в колесном режиме использовать механизмы шагания для адаптации к рельефу местности, а адаптацию к грунтам с низкой несущей способностью обеспечивать переходом в режим колесного шагания.

Предложенные новые технические решения базируются на традициях отечественной школы создания луноходов, интегрируют многолетний опыт проектирования планетоходов, их ходовых макетов, наземных подвижных роботов, в том числе в рамках международных программ. Они направлены на развитие передовых идей российских разработчиков в этой области, соответствующих мировому уровню.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Передвижная** лаборатория на Луне — "Луноход-1" / Под ред. А. П. Виноградова. М.: Наука, 1971. Т. 1. 128 с.

2. **Автоматические** станции для изучения поверхностного покрова Луны / А. Л. Кемурджиан, В. В. Громов, И. И. Черкасов, В. В. Шварев. М.: Машиностроение, 1976. 200 с.

3. **Передвижная** лаборатория на Луне — "Луноход-1" / Под ред. В. Л. Барсукова М.: Наука, 1978. Т. II. 183 с.

4. **Innovative** Mars exploration rover using inflatable or unfolding wheels / M. Malenkov, M. Maurete, V. Koutchetenko et al. // Proc. of the Workshop ASTRA'06. ESTEC. Noordwijk (The Netherlands) 2006.

5. **Беккер М. Г.** Введение в теорию систем местность—машина: пер. с англ. М.: Машиностроение, 1973. С. 402—502.

6. **Kemurdjian A. L.** From the Moon Rover to the Mars Rover // The Planetary Report. CA, USA. 1990. V. X. № 4. P. 4—11.

7. **Louis D.** Friedman and Thomas Heinsheimer. Reasons to Be Proud Lessons of the Great Rover Adventure // The Planetary Report. CA, USA. 1992. V. XII. № 6. P. 16—18.

8. **Soviet** Development of Planet Rovers in Period 1964—1990 / A. L. Kemurdjian, V. V. Gromov, I. F. Kazhukalo et al. // Proc. first int. Symposium "Planet Rovers: Purpose, Technology and Design". 28—30. September 1992. Toulouse.: 1992.

9. **Кажукало И. Ф.** Принцип шагания в движителях транспортных машин. Колесно-шагающий движитель // Планетоходы / Под ред. А. Л. Кемурджиана. М.: Машиностроение, 1982. С. 65—107.

10. **Передвижение** по грунтам Луны и планет / В. В. Громов, И. Ф. Кажукало, М. И. Маленков и др. / Под ред. А. Л. Кемурджиана. М.: Машиностроение, 1986. 267 с.

11. **Brian D.** Harrington and Chris Voorhees/ The Ghallenges of Designing the Rocker-Bogie Suspension for the Mars Exploration Rover // Proc. of 37 Aerospace Mexchanisms Symposium, Jonson Centre, 19—21 May 2004.

12. **Динамика** планетохода / Е. В. Авотин, И. С. Болховитинов, А. Л. Кемурджиан. М.: Наука, 1979. 467 с.

13. **Kucherenko V., Bogatchev A., Winnendael M.** Chassis Concepts for ExoMars Rover. Proc. of the 8th ESA Workshop "ASTRA". November 2—4. ESTEC. Noordwijk (the Netherlands). 2004.

14. **Arvidson R. E., Anderson R. C., Bartlett W. P.** Localization and Physical Properties Experiments Conducted by Spirit at Gusev Crater // Science. 2004. V. 305. P. 821—824.

15. **Herkenhoff K. E., Golombek M. P., Guinnes E. A.** In situ observations of the physical properties of the Martian surface // The Martian Surface: Composition, Mineralogy, and Physical Properties, ed. J. F. Bell III. Cambridge University Press. 2008. P. 451—467.

16. **Malenkov M. I., Su Bo, Gromov V. V.** Key technologies of the Moon exploration: realization and perspectives of highly effective locomotion systems for the Moon rovers // Proc. of the 8th ILEWG Conference on Exploration and Utilization of the Moon Journal of Astronautics. China. 2007. V. 28. № 4. P. 105—114.

17. **Malenkov M. I., Stepanov V. V.** Russian Greating Technologies of Planetary Rover Locomotion Systems // Fifty Years of Space Research. Science. M.: Space Research Institute, 2009. P. 257—272.

18. **Крайнев А. М., Воронцов В. А., Маленков М. И.** Прогнозирование проектного облика лунохода как элемента космического комплекса отечественной программы исследования Луны // Материалы XLIX чтений "К. Э. Циолковский и стратегия космонавтики" РАН Калуга: [Б. и.], 2014. С. 173, 174.

19. **Abdulkhalikov R. M., Adov A. A., Akimov V. N.** Manned Mission to Mars / Editor-in-Chief A. S. Koroteyev M.: Russian Academy of Cosmonautics named K. E. Tsiolkovsky. 2006. 313 p.

20. **Heverly M.** Development of the Tri-ATHLETE Lunar Vehicle Prototype // Proceedings of the 40th Aerospace Mechanisms Symposium, NASA Kennedy Space Center, May 12—14. 2010.

21. **Bartlett P., Wettergreen D., Whittaker W. L.** Design of the Scarab Rover for Mobility and Drilling in the Lunar Cold Traps // Proc. International Symposium on Artificial Intelligence "Robotics and Automation in Space". February. Los Angeles, USA. 2008.

22. **Amar F. Ben, Grand C., Besseron G.** Performance evaluation of locomotion modes of an hybrid wheel-legged robot for self-adaptation to ground conditions / // Proc. of the 8th ESA Workshop "ASTRA 2004". November 2—4. ESTEC. Noordwijk (The Netherlands). 2004.

23. **Leppänen I.** Automatic locomotion mode control of wheel-legged robots // Series A: Research Reports № 30. Automation Technology Laboratory, Espoo, Helsinki: Helsinki University of Technology, 2007. 107 p.

24. **Reid W. Goktogan A. H., Sukkarieh S. A.** Highly Mobile Wheel-on-Leg Planetary Rover for use in a Martian Analogue Environment // Proc. of 13th Australian Space Science Conference. 2013. P. 273—282.

УДК. 621.81.001.24

А. С. ИВАНОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
Н. И. СМИРНОВ, канд. техн. наук (ИМАШ им. А. А Благонравова РАН),
С. В. МУРКИН (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: a-s-ivanov@yandex.ru

Повышение надежности резьбовых соединений погружных центробежных насосов[1]

Обоснованы конструктивные и технологические решения для повышения надежности резьбовых соединений погружных центробежных насосов.

Ключевые слова: погружной насос, надежность, резьбовое соединение, сопротивление усталости.

The structural and technological solutions for improvement of reliability of threaded joints of sinking centrifugal pumps are substantiated.

Keywords: sinking pump, reliability, threaded joint, fatigue resistance.

Погружные установки электроцентробежных насосов (УЭЦН) используют при нефтедобыче. Для соединения фланцев секций УЭЦН применяют резьбовые соединения (рис. 1, 2), повреждение которых приводит к разъединению и падению секций в скважину. Стоимость извлечения их из скважины на порядок превышает стоимость самого насоса.

В работах [1, 2] была обоснована целесообразность повторной затяжки винтов (болтов, шпилек) и даны рекомендации по шероховатости контактирующих поверхностей фланцев, стягиваемых винтами, и силам их затяжки, необходимым для повышения сопротивления усталости винтов. В данной статье проанализируем влияние на надежность резьбовых соединений УЭЦН других факторов, обусловленных их конструктивным исполнением и технологией сборки.

Рассмотрим влияние на винтовое соединение толщины стягиваемых фланцев. При малой толщине податливые на изгиб фланцы под действием на соединение отрывающей нагрузки изгибают винты. Уменьшить изгибную податливость фланцев резьбового соединения можно увеличением их толщины или оребрением.

В используемых УЭЦН толщина фланца составляет $\approx 1{,}2d$, хотя для исключения изгибных деформаций толщины h_1 и h_2 фланцев (см. рис. 1) должны быть не меньше их ширины, равной $0{,}5(D_1 - D_2)$, и составлять для стальных фланцев не менее $2d$, для чугунных — не менее $2{,}6d$ [3].

Рассмотрим влияние на надежность резьбового соединения базирования соединяемых деталей. Согласно работе [4] поверхность, лишающая соединяемые детали трех или четырех степеней свободы, считается основной базой, а поверхность, лишающая их двух степеней свободы, — центрирующей базой. Размеры основной базы целесообразно увеличивать, а центрирующей — уменьшать [5], чтобы избежать неопределенности в базировании соединяемых деталей. В резьбовых соединениях УЭЦН основной базой является контактирующая поверхность фланца, центрирующей — буртик (см. рис. 1), высота h которого в этих соединениях $\approx 1{,}1d$. Целесообразно уменьшить размер h центрирующей поверхности в 2,5 раза, чтобы он не превышал 5 мм, так как в противном случае центрирующая поверхность для части применяемых соединений может стать основной базой, что приведет к взаимному перекосу контактирующих поверхностей фланцев и неравномерности нагружения винтов соединения при действии на него внешней отрывающей силы.

Проанализируем глубину l завинчивания винтов, которая в резьбовых соединениях УЭЦН принята равной $\approx 2d$, хотя для завинчивания в сталь считается достаточной [6] глубина $l \approx 1{,}2d$, так как бóльшая глубина завинчивания не повышает прочности соединения ввиду того, что сила, приходящаяся на первый нагруженный виток, не уменьшается. Уменьшение глубины завинчивания снижает стоимость соединения, так как уменьшаются длина винта и глубина резьбового отверстия.

Следующая рекомендация по увеличению надежности резьбовых соединений основана на результатах, полученных нами в работе [2]: расчетом винтов резьбовых соединений УЭЦН на сопротивление усталости установлена целесообразность замены в соединении шести винтов М12 на восемь винтов М10 (при параметре шероховатости контактирующих поверхностей фланцев $Ra_1 = Ra_2 = 1{,}25$ мкм), так как запасы прочности в обоих случаях достаточны, а расстояние b (см. рис. 1) от края резьбового отверстия до наружной кромки фланца увеличится приблизительно на 30 % (от 3,5 до 4,5 мм), что обеспечит более равномерное нагружение винта по поперечному сечению.

По нашему мнению, имеет смысл рассмотреть также возможность замены винтов с наружным шестигранником винтами с внутренним шестигранником, что обеспечивает более надежное затягивание резьбовых соединений ввиду использования для затяжки более удобного ключа. Кроме того, такая замена по-

[1] Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства образования и науки РФ по проекту 1403.

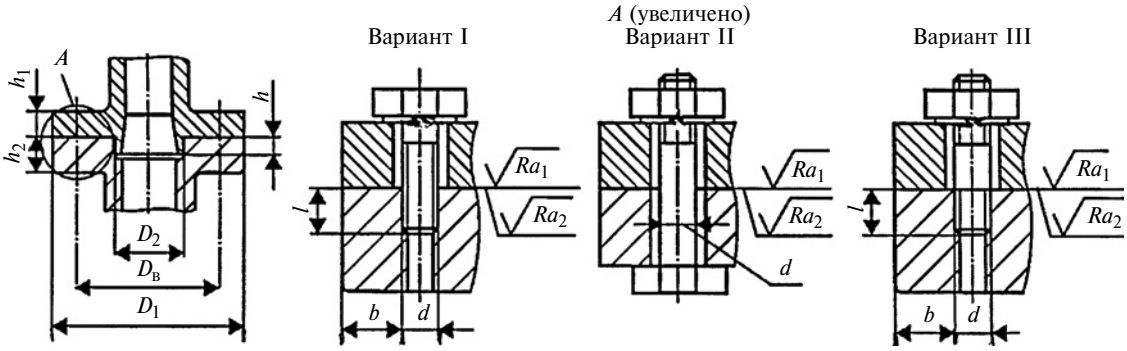


Рис. 1. Варианты резьбовых соединений фланцев УЭЦН: I — винтами, II — болтами, III — шпильками

Рис. 2. Резьбовое соединение УЭЦН шпильками

зволяет уменьшить размер опорной поверхности фланца, так как требуемый диаметр отверстия во фланце под головку винта с внутренним шестигранником меньше необходимого размера поверхности фланца под головку винта с наружным шестигранником.

Рассмотрим стопорение резьбовых соединений УЭЦН от самоотвинчивания. В настоящее время для исключения самоотвинчивания используют пружинные шайбы (шайбы Гровера) (см. рис. 1). Однако необходимый результат достигается только при статической нагрузке и отсутствии вибраций. Поэтому в США и Западной Европе в автомобилях уже почти 20 лет в резьбовых соединениях пружинные шайбы не применяют [7, 8]. При переменной нагрузке или вибрациях используют, как правило, стопорение пластическим деформированием шайбы или проволоки или стопорение нанесением на резьбу так называемого резьбового жидкостного или гелевого фиксатора.

Для оценки сопротивляемости крепежа самоотвинчиванию при вибрации в Германии разработан тест Юнкера, изложенный в стандарте DIN 65151—2002 "Авиакосмическая серия. Динамические испытания стопорящих характеристик крепежных элементов в условиях поперечного нагружения (вибрационное испытание)".

На рис. 3 представлены зависимости относительного ослабления силы затяжки $(F_{зат} - \Delta F_{зат})/F_{зат}$ от времени t, построенные по результатам динамических испытаний [9] на самоотвинчивание резьбовых соединений по тесту Юнкера. Силу предварительной затяжки контролировали тензорезисторами. Каждый вид стопорения испытывали до потери 80 % от силы предварительной затяжки винта. Если такой потери не было в течение 80 с, испытания прекращали. Испытания резьбового соединения без стопорного устройства (кривая *1*) продолжались 10 с, с пружинной шайбой (кривая *2*) — 25 с, с пластмассовым вкладышем на гайке (кривая *3*) — 35 с, с зубчатой стопорной шайбой (кривая *4*), а также с нанесением на резьбу сухого (кривая *5*) и жидкого (кривая *6*) анаэробного клея — 80 с. Таким образом, наиболее надежное стопорение обеспечивают резьбовые фиксаторы.

В России для фиксации соединений разработаны клеи и герметики Анатерм, Унигерм и др. За рубежом одним из ведущих производителей резьбовых фиксаторов является фирма Henkel, выпускающая клеи и герметики Loctite различных модификаций. Резьбовые фиксаторы Анатерм-114 и Loctite 243 применяют для соединений, испытывающих вибрациии, и резьбовых соединений, которые могут подвергаться разборке, а Унигерм-9 и Loctite 2701 — для резьбовых соединений, не требующих регулярной разборки.

Интервал рабочих температур для анаэробных фиксаторов составляет от −60 до +150 °С. Известно, что при прохождении нефтяной скважины за каждые 100 м в среднем температура пласта повышается на 3 °С, достигая на глубинах 2500÷4500 м значений 125÷145 °С. Поэтому при повышенных требованиях к термической стойкости резьбовых соединений следует применять анаэробные материалы специальных марок, например Анатерм-117, которые в отвержденном состоянии сохраняют свои свойства и работоспособность при температурах до 200÷250 °С.

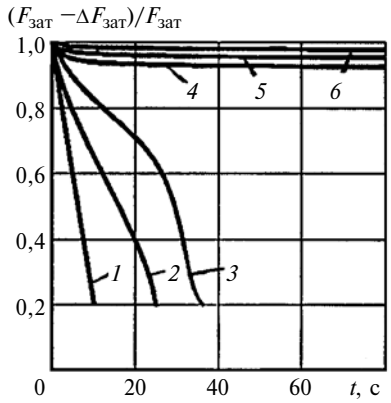


Рис. 3. Зависимости относительного ослабления силы $F_{зат}$ затяжки от времени t испытания на самоотвинчивание резьбовых соединений:

1 — без стопорного устройства; *2* — с пружинной шайбой; *3* — с пластмассовым вкладышем на гайке; *4* — с зубчатой стопорной шайбой; *5* и *6* — при нанесении на резьбу сухого и жидкого анаэробного клея соответственно

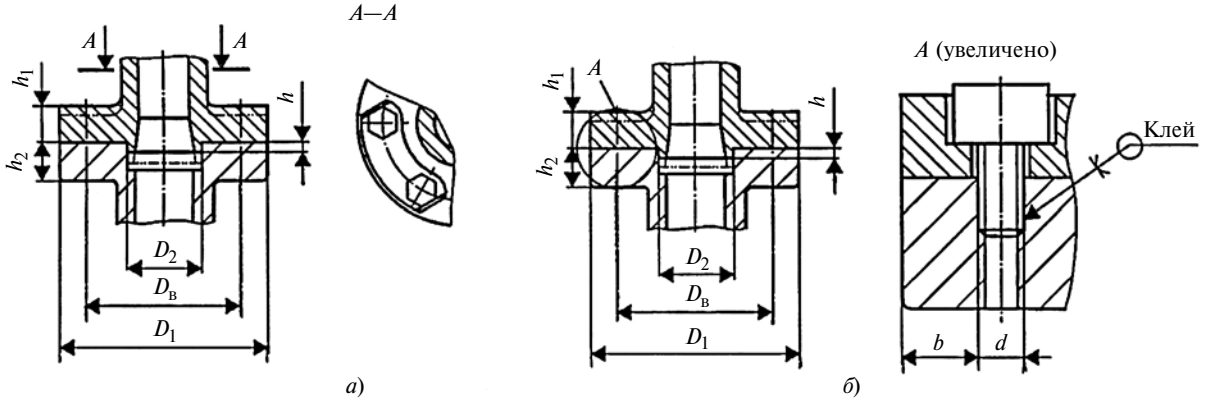


Рис. 4. Конструктивные решения для повышения надежности резьбовых соединений УЭЦН (штрихпунктирные линии — до модернизации): *а* — увеличение h_1, уменьшение h, применение шайб на два отверстия; *б* — увеличение b в результате применения большего числа винтов меньшего диаметра или винтов с внутренним шестигранником

Применение анаэробных клеевых материалов не только позволяет отказаться от дополнительных стопорящих элементов, но и повышает статическую и циклическую прочности соединения в целом, поскольку отвержденная полимерная композиция, полностью заполняя пространство между витками резьбы, способствует [10] более равномерному распределению нагрузки по резьбе.

Таким образом, для резьбовых соединений винтами с наружным шестигранником можно рекомендовать стопорение шайбой, допускающей пластическое деформирование, а для соединения винтами с внутренним шестигранником — стопорение резьбовым фиксатором в виде клея или герметика.

В результате проведенного анализа разработаны конструктивные решения (рис. 4), повышающие надежность резьбовых соединений УЭЦН, и могут быть даны следующие рекомендации:

1) для увеличения изгибной жесткости фланца его толщину h_1 целесообразно увеличить до $2d$;

2) для стопорения винтов и гаек пружинные шайбы следует заменить шайбами с двумя отверстиями для двух винтов (см. рис. 4, *а*, *А—А*), допускающими пластическое деформирование, или применять резьбовой фиксатор в виде клея или герметика (см. рис. 4, *б*, вид *А*);

3) так как силы, возникающие в винтах от внешних нагрузок, уменьшаются с увеличением силы затяжки винтов и уменьшением шероховатости контактирующих поверхностей, то следует повысить чистоту обработки этих поверхностей до $Ra = 1{,}25$ мкм;

4) применять повторную затяжку с указанием последовательности затяжек винтов или гаек, контролируя затяжку резьбовых соединений динамометрическим ключом;

5) во избежание неопределенности в базировании соединяемых деталей рекомендуется уменьшить высоту h центрирующей поверхности буртика;

6) уменьшить диаметр винтов, увеличив их число, и применить винты с внутренним шестигранником, что позволит увеличить размер b стенки фланца (см. рис. 4, *б*);

7) для повышения сопротивления усталости винтов при опускании насоса в скважину следует контролировать скорость его опускания и снижать ускорения торможения при остановках.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Влияние** пластических деформаций микронеровностей на сопротивление усталости винтов резьбовых соединений погружных центробежных насосов при их нагружении пульсирующей отрывающей силой / А. С. Иванов, Н. И. Смирнов, С. В. Муркин, М. М. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2015. № 5. С. 14—17.

2. **Сопротивление** усталости винтов резьбовых соединений погружных центробежных насосов при их нагружении круговым опрокидывающим моментом / А. С. Иванов, Н. И. Смирнов, С. В. Муркин, М. М. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2015. № 7. С. 17—21.

3. **Экспериментальное** исследование группового резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом / С. В. Муркин, А. С. Иванов, М. М. Ермолаев, Н. Н. Куралина // Вестник машиностроения, 2014. № 4. С. 7—10.

4. **Дунаев П. Ф., Леликов О. П.** Конструирование узлов и деталей машин: Учеб. пособие для студ. техн. спец. вузов. М.: Академия, 2004. 496 с.

5. **Иванов А. С.** Выбор размеров ступиц и бобышек при конструировании // Вестник машиностроения. 1998. № 6. С. 25—28.

6. **Решетов Д. Н.** Детали машин: Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 1989. 496 с.

7. **Иванов А. С., Муркин С. В.** Конструирование современных мотор-редукторов: Электронное учеб. пособие. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2012. 147 с; http://wwwcdl.bmstu.ru/rk3/Motor.html

8. **Бунатян Г. В.** Крепежные изделия. Перспективы в консолидации // Метизы. 2010. № 1. С. 12—15.

9. **Гранкин М. Г.** Стопорение крепежа // РИТМ. 2011. № 1 (59). С. 38—43.

10. **Воячек И. И., Кочетков Д. В.** Влияние анаэробных материалов на распределение нагрузки в резьбовом соединении // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2010. № 6. С. 34—39.

УДК 621.01:624.46.4

М. Н. КИРСАНОВ, д-р физ.-мат. наук (НИУ МЭИ, г. Москва), e-mail: c216@ya.ru

Расчет жесткости стержневой решетки

Рассмотрена плоская статически неопределимая шарнирно-стержневая решетка (ферма) с лишним стержнем, как мгновенно изменяющаяся система. Для неизменяемой конструкции получены формулы усилия в максимально сжатом стержне и прогиба решетки при консольном закреплении в зависимости от ее размеров. Определены оптимальные размеры решетки по жесткости конструкции.

Ключевые слова: решетка, мгновенная изменяемость, индукция, Maple, жесткость, стержень, прогиб решетки.

The plain statically undeterminable hinged-rod frame with redundant member as instantaneous changeable system is considered. For unchangeable structure the formulas for force determination in maximum compressed rod and frame deflection at single-sided support depending on its dimensions are obtained. The optimal dimensions of frame are determined based on stiffness of the structure.

Keywords: frame, instant configurability, induction, Maple, stiffness, rod, frame deflection.

Метод раскрытия статической неопределенности

Рассмотрим прямоугольную шарнирно-стержневую конструкцию, содержащую три панели по высоте и n панелей по длине. В общем случае закрепление конструкции и нагрузка могут быть произвольными. Ограничимся консольным закреплением и одной сосредоточенной силой P на конце консоли (рис. 1). Ферма с n горизонтальными панелями имеет $2n + 4$ шарниров и $m = 4n + 9$ стержней с учетом трех стержней, моделирующих внешние опоры. Таким образом, конструкция имеет один лишний стержень. Для раскрытия статической неопределенности используем метод сил. В качестве лишнего стержня рассмотрим верхний боковой стержень.

Используем алгоритм [1, 2] составления уравнений равновесия узлов фермы в системе Maple [3, 4].

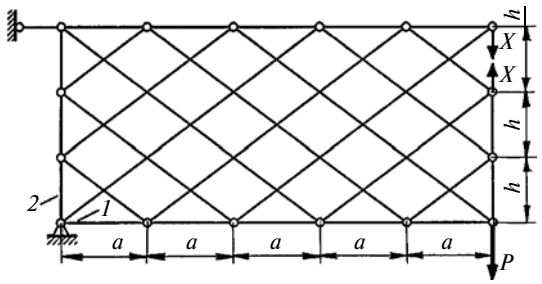


Рис. 1. Расчетная схема шарнирно-стержневой фермы с пятью горизонтальными и тремя вертикальными панелями

Принцип составления системы уравнений методом вырезания узлов основан на вычислении по заданным координатам направляющих косинусов усилий и записи их в виде матрицы G. Введем массивы координат (x_j, y_j, $j = 1, ..., 2n + 4$) и массивы N_i и K_i номеров концов стержней. Стержни фермы условно представляем в виде векторов, для которых N_i и K_i — номера соответственно начала и конца стержня, $i = 1, ..., m$. Направления стержней выбраны произвольно (на решение задачи это не влияет). Проекции стержня на оси координат: $l_{x,i} = x_{K_i} - x_{N_i}$; $l_{y,i} = y_{K_i} - y_{N_i}$.

Матрица метода вырезания узлов составляется по числу m стержней фермы и имеет следующие элементы: $G_{2N_i-1,i} = l_{x,i}/l_i$, $G_{2N_i,i} = l_{y,i}/l_i$, где $l_i = \sqrt{l_{x,i}^2 + l_{y,i}^2}$ — длины стержней. Уравнения равновесия сводятся к системе $G\vec{S} = \vec{Y}$, где $\vec{S} = [S_1, S_2, ..., S_m]$ — вектор неизвестных усилий в стержнях (включая опорные); $\vec{Y}$ — вектор нагрузок (нечетные элементы — горизонтальные усилия, четные — вертикальные).

Для решения системы линейных уравнений в символьном виде применяли операцию вычисления обратной матрицы, имеющую в системе Maple вид $G^{-1} = 1/G$. С помощью обратной матрицы решение системы получаем умножением матрицы на вектор нагрузок: $\vec{X} = G^{-1}\vec{Y}$.

Решение задачи при разных числах панелей сразу же выявило особенность задачи: при числе панелей n, кратном трем, определитель матрицы G равен нулю. Это вызвало необходимость проверить кинематическую изменяемость системы несмотря на то, что формально система, имея один лишний стержень, статически неопределима.

Кинематический анализ

Рассмотрим ферму с тремя панелями (рис. 2).

Принимая выделенные угловые стержневые треугольники I и II неподвижными, рассмотрим мгновенный поворот треугольника ABC вокруг точки C и треугольника $A'B'C'$ вокруг точки C' с угловой скоростью ω. Имеем следующие скорости узлов:

$$\left.\begin{aligned} v_1 &= \omega a; \\ v_2 &= \omega h. \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

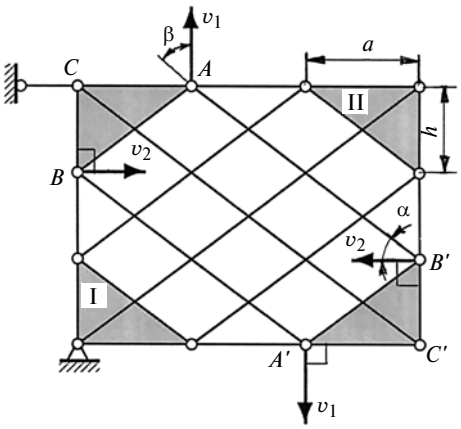


Рис. 2. Распределение возможных скоростей изменяемой решетки

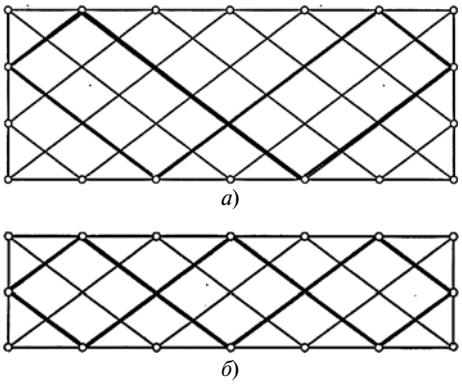


Рис. 3. Решетки с тремя (*а*) и двумя (*б*) вертикальными и шестью горизонтальными панелями

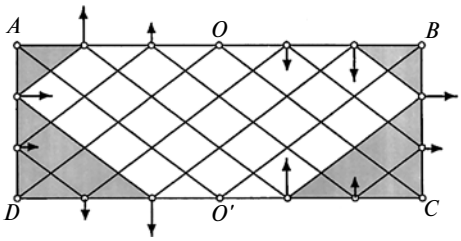


Рис. 4. Распределение скоростей в решетке с тремя вертикальными и шестью горизонтальными панелями

При этом выполняется теорема о проекциях скоростей на прямые AB' и $A'B$:

$$v_1\cos\beta = v_2\cos\alpha, \qquad (2)$$

в чем можно убедиться, подставив формулы (1) и значения $\cos\alpha = a/l$, $\cos\beta = h/l$ и $l = \sqrt{a^2 + h^2}$ в выражение (2).

Аналогично, изменяемыми будут решетки с тремя панелями по вертикали и $n = 3j$ (рис. 3, *а*) и двумя панелями по вертикали, если $n = 2j$ (рис. 3, *б*).

В работе [5] в качестве критерия изменяемости принято наличие "замкнутых зигзагов" (на рис. 3 выделены утолщенными линиями). На рис. 2 это два контура, один из которых — $ABA'B'$. На рис. 4 показано поле возможных скоростей решетки с тремя вертикальными панелями и $n = 6$. Выделенные стержневые угловые треугольники могут поворачиваться вокруг точек A, B, C и D, группы стержней верхнего и нижнего поясов — вокруг точек O и O' соответственно. При этом некоторые раскосы будут перемещаться поступательно, а раскосы AO', OC, $O'B$, OD — неподвижны.

Определение усилия в лишнем стержне

Рассмотрим только неизменяемые решетки, число панелей которых выражается формулой $n = [3(1 + 2k) + (-1)^k]/4$, где k — натуральное число. Модуль E упругости материала и площадь F сечения для всех стержней принимаем одинаковыми. Коэффициенты канонического уравнения метода сил $\delta X + \Delta_p = 0$, где X — неизвестное усилие в стойке, находим по формуле Максвелла — Мора:

$$EF\delta = 6[h^2 + \beta_k(a^3/3 + c^3)]/h^2;$$

$$EF\Delta_p = P[\alpha_k h^3 - \beta_k(a^3/3 + c^3)]/h^2,$$

где

$$\left.\begin{aligned} c &= \sqrt{a^2 + h^2}; \\ \alpha_k &= (3/8)(\xi_k - 1); \\ \xi_k &= \sin(\pi k/2) - \cos(\pi k/2); \\ \beta_k &= [3(2k + 1) + (-1)^k]/4. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Решение (усилие в лишнем стержне) имеет вид: $X = -\Delta_P/\delta$. Усилия во всех остальных стержнях статически неопределимой решетки находим по формуле $N_i = N_i^P + Xn_i$, где N_i^P и n_i — усилия в стержне $i = 1, ..., m$ от действия соответственно внешней нагрузки и единичных сил по направлению X. Определение коэффициентов в формулах в зависимости от числа n панелей [в формулах (3) это k] составляет суть метода индукции. Для нахождения коэффициентов α_k и β_k потребовалось получить последовательности: −2, −4, −5, −7, −8, −10, −11, −13, −14, −16, ... и −6, −12, −15, −21, −24, −30, −33, −39, ... В режиме аналитических вычислений программу расчета выполняли столько раз, сколько было необходимо для выявления закономерности. Для автоматического формирования последовательностей коэффициентов удобно использовать оператор **coeff** системы Maple. Например, если требуется вывести на экран коэффициент α_k в выражении Δ_p (обозначено в программе как **Dp**), при a^3 необходимо применить оператор **coeff(Dp,a^3)**. Для полученных последовательностей (длина их в этом расчете достигала 19) с помощью оператора

rgf_findrecur можно найти соответствующие рекуррентные уравнения:

$$\alpha_k = \alpha_{k-1} - \alpha_{k-2} + \alpha_{k-3};$$

$$\beta_k = \beta_{k-1} - \beta_{k-2} + \beta_{k-3},$$

решение которых с помощью оператора **rsolve** дает искомые зависимости (3).

Жесткость решетки

Для анализа жесткости решетки по формуле Максвелла—Мора определим прогиб консоли от действующей нагрузки. Методом индукции для не кратных трем значений $n = [3(1 + 2k) + (-1)^k]/4$, где $k = 1, 2, 3, ...$, т. е. для $n = 2, 4, 5, 7, 8, ...$ получим:

$$EF\Delta = -\frac{P(p_k a^6 + q_k c^6 + r_k h^6 + s_k a^3 h^3 + t_k a^3 c^3 + u_k c^3 h^3)}{9h^4\delta}, \quad (4)$$

где

$p_k = (1/4)[27k^4 + 54k^3 + 42k^2 + 15k + 2 + (-1)^j(18k^3 + 27k^2 + 13k + 2)]$;

$q_k = (1/8)[162k(k + 1) + 45 + 27(-1)^k(1 + 2k)]$;

$r_k = (3/2)(67 - \xi_k)$,

$s_k = (1/4)[54k^3 + 81k^2 + 249k + 111 + (-1)^k(27k(1 + k) + 41)]$;

$t_k = (3/8)[54k^3(k + 2) + 102k^2 + 48k + 9 + (-1)^k(36k^3 + 54k^2 + 32k + 7)]$;

$u_k = 114\beta_k$.

Заметим, что характеристические полиномы рекуррентных уравнений всех коэффициентов можно записать в виде:

$$(x+1)^{w_1}(x-1)^{w_2}(x^2+1)^{w_3},$$

где степени $w_{i = 1, 2, 3}$ в этом представлении для коэффициента z_k (один из восьми коэффициентов α_k, β_k, p_k, q_k, r_k, s_k, t_k, u_k) можно организовать в виде компонент некоторого списка $\overline{W}(z)$.

Имеем следующие значения:

$$\overline{W}(s) = [3, 4, 0];$$

$$\overline{W}(t) = \overline{W}(p) = [4, 5, 0];$$

$$\overline{W}(\beta) = \overline{W}(u) = [1, 2, 0];$$

$$\overline{W}(q) = [2, 3, 0];$$

$$\overline{W}(\alpha) = \overline{W}(r) = [0, 1, 1].$$

Для некоторых коэффициентов рекуррентные уравнения совпадают, но при разных начальных условиях коэффициенты получаются разные и отличаются, как правило, множителем.

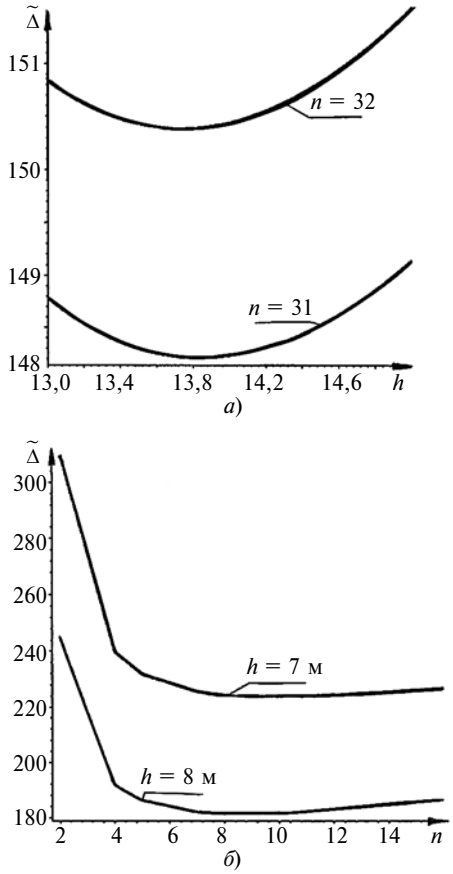


Рис. 5. Зависимости относительного прогиба Δ консольной решетки длиной L = 50 м от высоты h (*а*) и числа n (*б*) панелей

Зависимость относительного прогиба $\tilde{\Delta} = EF\Delta/P$ от высоты h при фиксированной длине консоли $L = an$ имеет минимум (рис. 5, *а*). Зависимость относительного прогиба $\tilde{\Delta}$ от числа n панелей (рис. 5, *б*) также имеет минимум. Это позволяет, пользуясь формулой (4), определять оптимальные по жесткости размеры решетки.

Определение наиболее сжатого стержня решетки

Одна из причин разрушения решетки под действием нагрузок — потеря устойчивости наиболее сжатым стержнем (локальная потеря устойчивости конструкции). Проанализируем это явление. Предварительные вычисления, проведенные для решетки произвольных размеров, показали, что в зависимости от размеров конструкции и числа панелей наиболее сжатым будет стержень *1* или стержень *2* (см. рис. 1). Усилие в горизонтальном стержне *1* составляет:

$$N_1 = \frac{Pa[f_k(a^3 + 3c^3) + g_k h^3]}{3h^3\delta}, \quad (5)$$

где $f_k = [9k^2 + 6k + 1 + (-1)^k(3k + 1)]/2$;
$g_k = (3/2)[6k + (-1)^k - \xi_k]$.

Усилие в вертикальном стержне *2* составляет:

$$N_2 = \frac{P[\sigma_k(a^3 + 3c^3) + \tau_k h^3]}{3h^2\delta}, \qquad (6)$$

где $\sigma_k = (5/4)[6k + 3 + (-1)^k]$; $\tau_k = (3/2)(9 - \xi_k)$.

Все коэффициенты в формулах (5) и (6) получены индуктивным методом. Согласно этим формулам в длинных консольных решетках ($a > h$) первым теряет устойчивость стержень *1*, а в коротких высоких ($h > a$) первым выходит из строя стержень *2*, усилие в котором почти не зависит от h (рис. 6, *а*).

С увеличением числа n панелей при фиксированной длине L консоли усилие N_1 убывает (рис. 6, *б*). Ломаный характер кривых объясняется тем, что расчет проводили только для чисел панелей, не кратных трем. Характер зависимости $N_1/P(n)$ усилия в стержне *1* свидетельствует о наличии асимптоты. Действительно, можно найти предел

$$\lim_{k \to \infty} N_1 = -PL/(3h). \qquad (7)$$

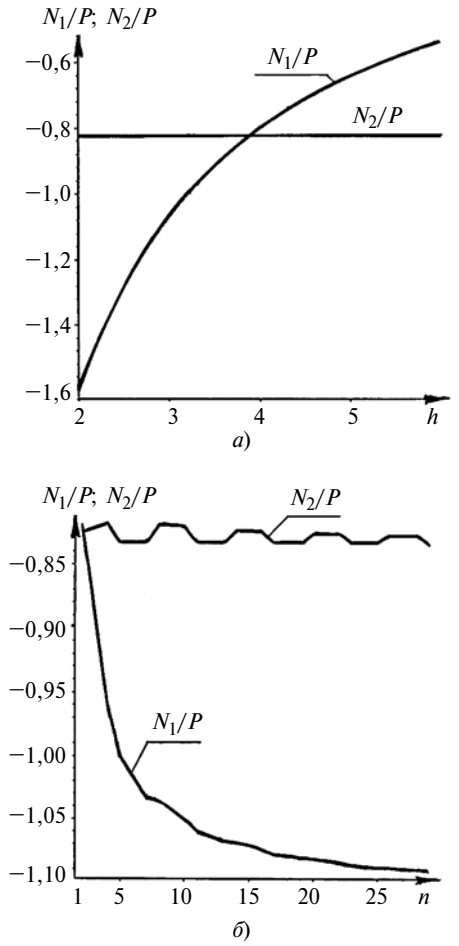


Рис. 6. Зависимости относительных усилий N_1/P и N_2/P соответственно в стержнях *1* и *2* консольной решетки (см. рис. 1) длиной L = 10 м от h при n = 14 (*а*) и от n при h = 3 м (*б*)

При вычислении предела последовательности N_1 пришлось вычислять предел отдельно для четных и нечетных k, так как в общем случае эта последовательность, содержащая слагаемое с множителем $(-1)^k$, предела не имеет.

Таким образом, аналитический метод, основанный на использовании системы Maple, позволил найти точное решение для напряженного состояния решетки произвольной конфигурации, определяемой ее размерами и, что особенно важно, числом панелей. Последнее обстоятельство решает задачу, постоянно возникающую при расчете реальных решеток с большим (или очень большим) числом стержней, применяемых для снижения массы корпусов и несущих элементов механизмов и машин. Эта проблема заключается в неизбежной потере точности и увеличении времени расчетов таких решеток, что является одним из недостатков традиционных методов расчета. Другой недостаток численных расчетов — невозможность анализа результатов. При аналитическом методе проанализировать результаты довольно просто [пример — вычисление предела (7)]. Кроме индуктивного метода при расчете стержневых систем используют эволюционные и генетические алгоритмы [6—8], при применении которых методом индукции можно уточнить результаты и ускорить вычисления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кирсанов М. Н.** Индуктивный анализ влияния погрешности монтажа на жесткость и прочность плоской фермы // Инженерно-строительный журнал. 2012. № 5 (31). С. 38—42.
2. **Кирсанов М. Н.** Особенности аналитического расчета пространственных стержневых систем // Строительная механика и расчет сооружений. 2011. № 5. С. 11—15.
3. **Кирсанов М. Н.** Maple и Maplet. Решения задач механики. СПб.: Лань, 2012. 512 с.
4. **Голоскоков Д. П.** Практический курс математической физики в системе Maple. СПб.: Изд-во ПаркКом, 2010. 644 с.
5. **Рабинович И. М.** Курс строительной механики стержневых систем. М.: Оникс, 2012. 377 с.
6. **Кирсанов М. Н.** Генетический алгоритм оптимизации стержневых систем // Строительная механика и расчет сооружений. 2010. № 2. С. 60—63.
7. **Алексейцев А. В., Курченко Н. С.** Поиск рациональных параметров стержневых металлоконструкций на основе адаптивной эволюционной модели // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. 2011. № 3. С. 7—15.
8. **Cazacu R., Grama L.** Steel truss optimization using genetic algorithms and FEA // Procedia Technology. 2014. N. 12. P. 339—346.

УДК 620.1.08

А. А. КРЕЧЕТОВ, канд. техн. наук, Д. С. ТРУХМАНОВ (Кузбасский ГТУ им. Т. Ф. Горбачева, г. Кемерово),
e-mail: trizart@mail.ru

Наносети из углеродных нанотрубок для тензометрических датчиков систем структурного мониторинга состояния ответственных конструкций

Рассмотрены существующие виды тензометрических датчиков, их преимущества и недостатки. Оценены перспективы применения сетей из углеродных нанотрубок в качестве тензочувствительных элементов первичных датчиков в системах структурного мониторинга состояния. Проанализированы основные способы получения таких УНТ-сетей, как buckypaper, и выявлены основные проблемы в технологиях их производства.

Ключевые слова: тензометрия, структурный мониторинг состояния, углеродные нанотрубки, тензорезисторы, тензодатчики, buckypaper.

The existing types of strain gages, their advantages and disadvantages are considered. The prospects of application of networks from carbon nanotubes as strain-sensitive elements of primary sensors in structural state monitoring systems are assessed. The general methods of obtaining of the carbon nanotube networks such as buckypaper are analyzed, and the general problems in their production technology are revealed.

Keywords: tensometry, structural state monitoring, carbon nanotubes, resistive-strain sensors, strain gages, buckypaper.

В последнее время для диагностики в текущем времени таких ответственных сооружений, как мосты, трубопроводы, наземные объекты авиации и космического назначения применяют структурный мониторинг их состояния (Structural Health Monitoring — SHM) [1], т. е. поиск повреждений и деформаций в инженерных сооружениях и разработку мероприятий по их исследованию.

Активное использование SHM-систем обусловливает необходимость в точных датчиках с широким диапазоном измерений, работающих в различных средах. Повышение эксплуатационных требований к SHM-системам вызывает повышение требований и к датчикам. В ряде случаев использование датчиков традиционного исполнения не позволяет создавать современные SHM-системы нового уровня [2].

В настоящее время используют тензометрические датчики нескольких видов.

Электростатические датчики на основе конденсаторов представляют собой две токопроводящие поверхности, несущие разноименные заряды. Наиболее применяемый датчик состоит из двух параллельных металлических пластин, между которыми находится диэлектрик. С помощью этих датчиков измеряют деформацию и перемещение. Их чувствительность пропорциональна площади перекрытия параллельных поверхностей. Поэтому повышение качества электростатических датчиков основывается на увеличении площади сопрягаемых поверхностей, например применением конденсаторов со встречно-гребенчатой структурой [3].

Достоинства электростатических датчиков: простота исполнения, низкая потребляемая мощность, быстрота реакции. Однако есть и недостатки: трудность применения при мониторинге больших деформаций или перемещений, высокая чувствительность к вибрациям, что сдерживает их применение в SHM-системах [3].

В пьезорезистивных датчиках используется пьезорезистивный эффект, который заключается в изменении сопротивления элемента в результате возникновения напряжений и деформаций. Данные датчики основаны на изменении размера проводника (длины или поперечного сечения) и объемного удельного сопротивления пьезорезистивного материла. В зависимости от конструкции и материала датчика один из эффектов может превалировать. По существу, пьезорезистор — устройство, в котором изменение сопротивления вызвано изменением удельного сопротивления. Причем изменение сопротивления значительно больше изменения геометрических размеров при деформации [3]. Устройство, сопротивление которого изменяется в результате объемных деформаций, называется тензодатчиком. Для данных датчиков используются различные металлические материалы, а также кристаллический и поликристаллический кремний. Их применяют в качестве датчиков инерции, давления, потока и тактильных датчиков [4, 5].

В пьезоэлектрических датчиках используют материалы, которые при механической нагрузке вырабатывают электрический заряд (напряжение). Кроме того, они деформируются при наведении внешнего электрического поля. Пьезоэлектрические кристаллы представляют собой массив из

отдельных кристаллических доменов. У такого кристалла нет единого направления поляризации, поскольку направление поляризации каждого отдельного домена случайно. При воздействии на кристалл сильного электрического поля при повышенной температуре (процесс поляризации) домены, направления которых больше всего совпадают с направлением поля, растут и поглощают другие домены. В результате получается материал с полной поляризацией. При снятии электрического поля диполи фиксируются примерно в одном направлении, т. е. кристалл имеет остаточную поляризацию.

Если пьезоэлектрический материал подвергнуть сильному воздействию электрического поля противоположной направленности, произойдет деполяризация. Кроме того, деполяризация возникает, если направление доменов кристалла при ориентации значительно изменяется, а также при механических нагрузках и термическом воздействии. Изменение ориентации домена кристалла может разрушить дипольное выравнивание, в результате чего материал деполяризуется.

Датчики, используемые в SHM-системах, должны иметь большой ресурс без технического обслуживания и высокую надежность, а деполяризация пьезоэлектрических материалов становится проблемой, если необходима большая стабильность измерений.

В оптических датчиках используется деформация встроенного оптоволоконного провода. Оптическое зондирование заключается в анализе полостей Фабри—Перо, использовании волоконных брэгговских решеток (ВБР) и рассеяния Мандельштама — Бриллюэна [6]. Датчики, основанные на анализе полостей Фабри—Перо имеют зазор в несколько микрометров между концами двух частично отражающих оптических волокон, т. е. прошедший и отраженный спектры света являются функцией зазора.

В волоконных решетках Брэгга периодически чередуются волокна с разными показателями преломления. В результате получается фильтр, который отражает световой спектр одной частоты и пробуждает спектры других частот. Частоты отраженных спектров являются функцией напряжений в волокне и, следовательно, изменяются с периодичностью чередования волокна.

Датчики, основанные на рассеянии Мандельштама — Бриллюэна используют для определения наличия и расположения структурных повреждений по характеристике отраженного спектра оптоволоконного провода: поврежденные волокна показывают широкий спектр отраженного света [7, 8]. Оптические датчики деформации в SHM-системах отличаются сложностью исполнения и узким динамическим диапазоном, что сдерживает их применение.

Таким образом, рассмотренные датчики традиционных видов имеют те или иные ограничения для использования в качестве первичных датчиков SHM-систем.

Для создания первичных датчиков SHM-систем нового уровня предлагается использовать **углеродные нанотрубки** (УНТ), которые отличаются высокими механическими, электромеханическими и пьезорезистивными свойствами [9].

Пьезорезистивность УНТ обусловлена дефектами в структуре нанотрубки. Углеродные нанотрубки представляют собой непрерывные гексагональные структуры, в которых есть топологические дефекты в виде пяти- и восьмиугольников. Под действием нагрузки нанотрубка деформируется и движение дислокации изменяет электрические свойства, в том числе и проводимость [10].

Использование отдельных УНТ в качестве чувствительного элемента для первичных датчиков затруднительно, так как отдельные УНТ сложно калибровать в больших масштабах из-за ограничений по максимальной длине. Кроме того, разрушение одной УНТ приводит к выходу из строя всего устройства. Еще одной сложностью при использовании отдельных нанотрубок является проектирование необходимых датчиков, так как даже незначительное различие УНТ по форме приводит к существенному отличию характеристик датчиков.

Поэтому было предложено использовать двумерную сеть из массива нанотрубок, расположенных случайным образом, т. е. наносеть из углеродных нанотрубок (УНТ-наносеть) [11]. В данном случае под двумерной сетью понимается объект, длина и ширина которого намного больше его толщины.

В УНТ-наносети выравнивания каждой нанотрубки не требуется, что значительно облегчает изготовление. Кроме того, УНТ-наносеть устойчива к механическим повреждениям ввиду множества возникающих в ней проводящих путей. Поэтому устройство остается электропроводящим, даже если один из этих путей поврежден, а любой дефект в одной из трубок компенсируется другой, более совершенной трубкой.

Сопротивление датчика на основе УНТ-наносети зависит не только от дислокаций в пределах одной нанотрубки, но и от относительного позиционирования соседних УНТ, которое определяет эффективные электрические показатели проводящих

контуров. Это обеспечивает более широкие диапазоны измерений деформаций и напряжений.

Рассматриваются разные подходы к изготовлению УНТ-наносетей. Так, использование формирования полимерного УНТ-композита позволяет изготовлять УНТ-наносеть путем формирования полимерного композитного материала, в котором нанотрубки включены в полимерную матрицу композита смешиванием с эпоксидными смолами или внедрением в полимерный слой впоследствии [12], что повышает межфазную адгезию между подложкой и чувствительным слоем из УНТ. Это увеличивает чувствительность к деформациям и повышает точность датчика [12, 13]. Однако этот способ изготовления УНТ-наносети сложнее в реализации.

Создание УНТ-наносети осаждением УНТ из раствора на подложке более технологично, если раствор УНТ, например в диметилформамиде, пропускать через бумажный фильтр или тефлон и сушить в вакууме [12]. Такие УНТ-наносети в англоязычной литературе получили название Buckypaper (углеродная бумага).

Однако использование Buckypaper в качестве первичного датчика SHM-систем затруднено снижением их чувствительности, так как отдельные нанотрубки в Buckypaper в процессе деформации могут проскальзывать относительно друг друга [13, 14].

Проблемой при изготовлении Buckypaper является использование для диспергирования нанотрубок в раствор механической ультразвуковой дисперсии или перемешивания. Это может привести к разрушению отдельных нанотрубок, что нарушит заданную концентрацию раствора и ухудшит электрические свойства Buckypaper [13—15].

Поэтому для повышения эффективности датчиков SHM-систем на основе Buckypaper необходимы исследования стабильности их измерений и разработка такого исполнения, которое снизит негативное влияние проскальзывания нанотрубок относительно друг друга. Кроме того, существующие технологии изготовления Buckypaper обусловливают недетерминированный характер формирования УНТ-наносети, что также снижает стабильность измерений и чувствительность датчиков.

Следовательно, актуальной задачей является исследование влияния различных полей и сил природы на упорядочение нанотрубок в исходной суспензии при изготовлении Buckypaper, что повысит однородность структуры УНТ-наносети. При этом для предварительного анализа реализуемости тех или иных подходов к управлению нанотрубками при изготовлении УНТ-наносети требуется модель, описывающая реакцию нанотрубки в суспензии под действием сил и физических полей различной природы, и использование специальных инструментов моделирования физических процессов, протекающих в нанометровом диапазоне.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Dawson B.** Vibration condition monitoring techniques for rotating machinery // The Shock and Vibration: Digest. London: SpingerLink, 1976. N. 8. P. 3—8.

2. **Huang K., Peumans P.** Stretchable silicon sensor networks for structural health monitoring // Smart Structures and Materials — 2006: Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical and Aerospace Systems, 2006. V. 6174. P. 617412-1—617412-10.

3. **Liu C.** Foundations of MEMS. New Jersey: Pearson Education, 2006. 523 p.

4. **Engel J., Chen J., Liu C.** Polymer-based MEMS multi-modal sensory airay // Polymer: Preprints. 2003. V. 44. N. 2. P. 534—535.

5. **Kanda Y.** Piezoresistance effect of silicon // Sensors and Actuators A: Physical. 1991. V. 28. P. 83—91.

6. **Structural** health monitoring of pipeline with distributed Brillouin sensor / L. F. Zou, G. A. Ferrier, V. Shahraam Afshar, X. Y. Bao // Structural Health Monitoring and Intelligent Infrastructures. Lisse (The Netherlands): Swets and Zeitlinger, 2003. P. 233—240.

7. **Mufti A. A.** Integration of sensing in civil structures: Development of the new discipline of Civionics // Structural Health Monitoring and Intelligent Infrastructures. Lisse (The Netherlands): Swets and Zeitlinger, 2003. P. 119—125.

8. **Schulz M. J., Kelkar A. D., Sundaresan M. J.** Nanoengineering of Structural // Functional and Smart Materials. Boca Raton: CRC Press, 2005. 740 p.

9. **Dresselhaus M. S., Dresselhaus G., Avouris Ph.** Carbon Nanotubes: Synthesis, Structure, Properties and Applications. New York: Springer Science & Business Media, 2001. 447 p.

10. **Gayathri V., Geetha R.** Carbon nanotube as NEMS sensor — effect of chirality and stone-wales defect intend // Journal of Physics: Conference Series. 2006. V. 34. P. 824—828.

11. **Nakayama Y.** Plasticity of carbon nanotubes: Aiming at their use in nanosized devices // Jap. Jourю of Appl. Phys. 2007. V. 46. N. 8A. P. 5005—5014.

12. **Nanotube.** film based on single-wall carbon nanotubes for strain sensing / P. Dharap, Zh. Li, S. Nagarajaiah, E. V. Barrera // Nanotechnology. 2004. V. 15. N. 40. P. 379—382.

13. **Building** smart materials using carbon nanotubes / S. B. Jain, P. Kang, Y.-H. Yun et al. // Smart Electronics, MEMS and BioMEMS and Nanotechnology Conference. 2004. V. 5389. P. 167—175.

14. **Liao K., Li S.** Interfacial characteristics of a carbon nanotube-polystyrene composite system // Applied Physics Letters. 2001. V. 79. N. 50. P. 4225—4227.

15. **Mechanical** damage of carbon nanotubes by ultrasound / K. L. Lu, R. M. Lago, Y. K. Chen et al. // Carbon. 1996. V. 34 (6). P. 814—816.

УДК 62.9:621.01/.03:621.37/.39

Е. Н. ИВАШОВ, д-р техн. наук, М. П. КНЯЗЕВА, К. Д. ФЕДОТОВ, В. О. ЯГОВЦЕВ (Национальный исследовательский университет "Высшая школа экономики"), e-mail: eivashov@hse.ru, zenflak@gmail.com

Решение задачи оптимизации пьезопривода для нанотехнологии

Представлено техническое решение пьезопривода для нанотехнологии. Рассмотрены задачи оптимизации методами штрафной функции и Флетчера—Ривза. Оба метода описаны уравнениями и для удобства представлены в матричной форме.

Ключевые слова: оптимизация, метод штрафной функции, метод Флетчера—Ривза, пьезопривод, нанотехнологии.

The technical solution of a piezodrive for nanotechnology is presented. The problems of optimization by methods of penalty function and Fletcher—Reeves are considered. Both methods are described by equations and are presented in matrix form for convenience.

Keywords: optimization, penalty function method, Fletcher—Reeves method, piezodrive, nanotechnologies.

В нанотехнологии пьезоприводы обеспечивают высокую точность позиционирования, например зонда, что обусловливает высокое качество снимков поверхности подложки или модификации поверхности подложки для решения поставленных задач. Для оптимизации конструкции пьезопривода целесообразно использовать методы штрафной функции и Флетчера—Ривза.

Пьезопривод (рисунок) состоит из пьезотрубок *1—5* с электродами *6—10*. Пьезотрубки связаны между собой соединительными элементами *11*, *12*. Элемент *11* связан с зондом *14*, а элемент *12* с неподвижным основанием *13*.

Пьезопривод работает следующим образом. При подаче напряжения на электрод *6* пьезотрубка *1* деформируется в результате обратного пьезоэффекта, зонд *14* перемещается вдоль оси *Z*. При подаче напряжения на электроды *7* и *8* деформируются пьезотрубки *2* и *3*, зонд перемещается вдоль оси *X*. При подаче напряжения на электроды *9* и *10* деформируются пьезотрубки *4* и *5*, зонд перемещается вдоль оси *Y* [1].

Метод штрафной функции основывается на преобразовании задачи минимизации функции $z = f(x)$ с соответствующими ограничениями на x в задачу поиска минимума без ограничений функции $Z = f(x) + P(x)$, где функция $P(x)$ — штрафная, т. е. при нарушении заданных ограничений функция $P(x)$ увеличивает значение функции Z. Тогда минимальное значение Z будет находиться внутри области ограничений. Функция $P(x)$, удовлетворяющая этому условию, может быть не единственной.

Задача минимизации формулируется как минимизация функции $z = f(x)$ при ограничениях $c_j(x) > 0$, $j = 1, 2, ..., m$.

Функцию $P(x)$ удобно записать как

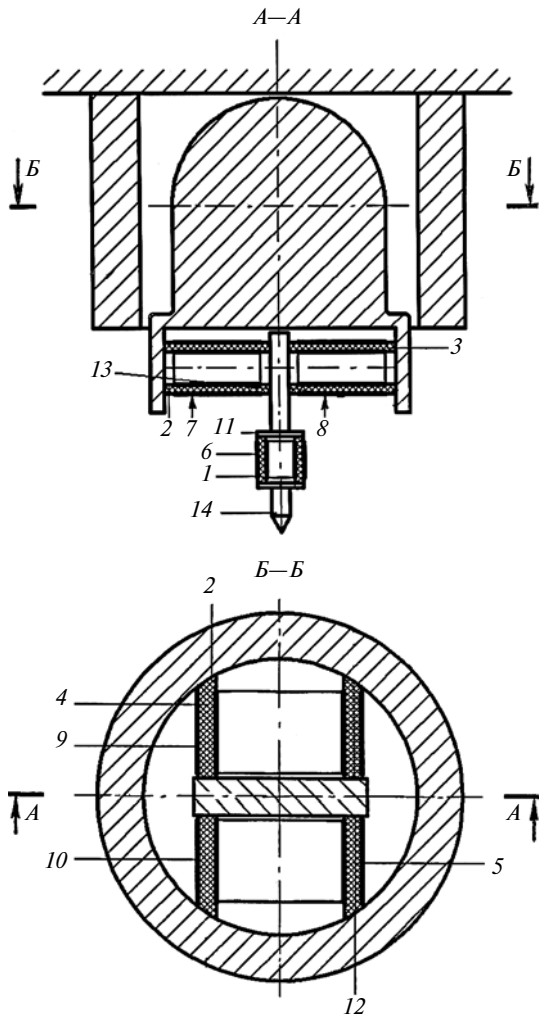
$$P(x) = r \sum_{j=1}^{m} \frac{1}{c_j(x)},$$

где r — положительная величина.

Функция $Z = \varphi(x, r)$ принимает вид:

$$Z = \varphi(x, r) = f(x) + r \sum_{j=1}^{m} \frac{1}{c_j(x)}.$$

Тогда, если x принимает допустимые значения, для которых $c_j(x) \geq 0$, то Z принимает значения, ко-



Пьезопривод

торые больше соответствующих значений $f(x)$ (истинной целевой функции задачи), разность $P(x)$ и Z можно уменьшить, так как r может быть очень малой величиной. Но если x принимает значения, которые хотя и являются допустимыми, но близки к границе области ограничений и, по крайней мере, одна из функций $c_j(x)$ близка к нулю, тогда значения функции $P(x)$ и, следовательно, значения Z станут очень большими. Таким образом, влияние функции $P(x)$ заключается в создании "гребня с крутыми краями" вдоль каждой границы области ограничений. Следовательно, если поиск минимума функции $\varphi(x, r)$ начинается из допустимой точки и осуществляется поиск без ограничений, то минимум, конечно, будет находится в допустимой области для задачи с ограничениями. Полагая r достаточно малой величиной, для того чтобы влияние $P(x)$ было малым в точке минимума, сделаем точку минимума функции $\varphi(x, r)$ без ограничений совпадающей с точкой минимума функции $f(x)$ с ограничениями.

В общем случае невозможно аналитически определить положение минимума функции $\varphi(x, r)$, рассматривая ее как обычную функцию от r. Для его определения следует обратиться к численным методам.

Если целевая функция $f(x)$ выпуклая, а функция $c_j(x)$ вогнутая, то функция $\varphi(x, r)$, заданная вышеприведенным уравнением, также является выпуклой функцией в области ограничений, которая является выпуклой. Следовательно, $\varphi(x, r)$ имеет для данного значения r единственный минимум.

Если x_1 и x_2 — точки, принадлежащие допустимой области, т. е. $c_j(x_1) \geq 0$ и $c_j(x) \geq 0$ для $j = 1, 2, ..., m$, то при $0 < \theta < 1$ справедливо неравенство

$$c_j(\theta x_2 + (1 + \theta)x_1) \geq \theta c_j(x_2) + (1 - \theta)c_j(x_1) \geq 0,$$

так как функция $c_j(x)$ выпуклая.

Допустимая область также является выпуклой. Таким образом, точка $x_2 + (1 - \theta)x_1$ является допустимой при $0 < \theta < 1$. Кроме того, функция $1/c_j(x)$ является выпуклой для всех x, которые удовлетворяют неравенству $c_j(x) \geq 0$.

Если $h(x) = 1/c_j(x)$, имеем:

$$\nabla h(x) = \frac{-\nabla c_j(x)}{[c_j(x)]^2}.$$

Следовательно, гессиан функции $h(x)$ имеет вид:

$$H(x) = -\frac{C(x)}{[c_j(x)]^2} + \frac{2\nabla c(x)\nabla c(x)^{\mathrm{T}}}{[c_j(x)]^3},$$

где $C(x)ik = \partial^2 c_j(x)/\partial x_i \partial x_k$ есть гессиан функции $c_j(x)$.

Тогда, если p — произвольный вектор, справедливо равенство

$$p^{\mathrm{T}} H(x)p = -\frac{p^{\mathrm{T}} C(x)p}{[c_j(x)]^2} + \frac{2[p^{\mathrm{T}}\nabla c_j(x)]^2}{[c_j(x)]^3},$$

где всегда $p^{\mathrm{T}} H(x)p > 0$, так как $C(x)$ — матрица с отрицательным определителем, так как $c_j(x)$ — выпуклая функция и $c_j(x) \geq 0$. Тогда матрица $H(x)$ положительно определена и функция $1/c_j(x)$ — выпуклая по всей области.

Предположим, что $x_1^*, x_2^*, ..., x_k^*$ — минимальные точки функции $\varphi(x, r)$ для убывающей последовательности значений $r_1, r_2, ..., r_k, ...$, стремящейся к нулю. Тогда последовательность точек $x_1^*, x_2^*, ..., x_k^*, ...$ сводится к оптимальному решению задачи с ограничениями при $r_k \to 0$, следовательно,

$$\lim_{r_k \to 0} [\min\varphi(x, r_k)] = f(x^*),$$

где x^* — минимальная точка функции $f(x)$ при наличии ограничений.

Таким образом, при $k \to \infty$ ($r_k \to 0$) имеем:

$$\lim_{r_k \to 0} \varphi(x_k^*, r_k) = f(x^*);$$

$$f(x_k^*) \to f(x^*);$$

$$r_k \sum_{j=1}^{m} \frac{1}{c_j(x_k^*)} \to 0.$$

Очевидно, что если функция $f(x)$ выпуклая, а функция $c_j(x)$ при $j = 1, ..., n$ вогнутая, то функция $f(x)$ при наличии ограничений имеет единственный минимум.

Выбор начального значения r может оказаться важным с позиций сокращения числа итераций при минимизации функции $\varphi(x, r)$. Если сначала r выбрано очень малым, чтобы функция $\varphi(x, r)$ мало отличалась от функции $f(x)$, то метод будет сходиться очень быстро. Однако такой выбор может привести к серьезным сложностям при вычислениях. Для малых значений r функция $\varphi(x, r)$ будет быстро меняться в окрестности минимума, что может вызвать затруднения при использовании градиентного метода. Слишком большое значение r может привести к тому, что штрафная функция $P(x)$ в уравнении станет доминирующей. Поэтому правильный выбор начальной точки очень важен [2].

Для многих задач таким значением для начальной точки является $r_0 = 0$. Более рациональный

подход заключается в том, чтобы понять, что если начальная точка x лежит вблизи минимума функции

$$\varphi(x, r) = f(x) + r\sum_{j=1}^{m}\frac{1}{c_j(x)} = f(x) + rP(x),$$

то градиент функции $\varphi(x, r)$ мал:

$$\nabla\varphi(x, r) = \nabla f(x) + r\nabla P(x).$$

Квадрат нормы данного вектора

$$\nabla f(x)^{\mathrm{T}}\nabla f(x) + 2r\nabla f(x)^{\mathrm{T}}\nabla P(x) + r^2\nabla P(x)^{\mathrm{T}}\nabla P(x),$$

минимум будет достигнут при

$$r = \frac{-\nabla f(x)^{\mathrm{T}}\nabla P(x)}{\nabla P(x)^{\mathrm{T}}\nabla P(x)}.$$

Метод Флетчера—Ривса основан на том, что для квадратичной функции n переменных n одномерных поисков по взаимно сопряженным направлениям позволяют найти минимум.

Функция $f(x)$, зависящая от N-мерного вектора переменных x, называется сепарабельной, если она представляется в виде суммы функций, каждая из которых зависит только от одной из N переменных:

$$f(x) = \sum_{i=1}^{N} f_i(x_i).$$

Записав для удобства $f_i^{(k)} = f_i(x_i^{(k)})$, выражение для аппроксимирующей функции можно представить как

$$f(x) = \sum_{k=1}^{K_1}\lambda_1^{(k)} f_1^{(k)} + \sum_{k=1}^{K_2}\lambda_2^{(k)} f_2^{(k)} + \ldots + \sum_{k=1}^{K_N}\lambda_N^{(k)} f_N^{(k)},$$

где $x_i = \sum_{k=1}^{K_i}\lambda_i^{(k)} x_i^{(k)}$, $i = 1, \ldots, N$.

Причем при всех $i = 1, \ldots, N$ справедливо выражение

$$\sum_{k=1}^{K_i}\lambda_i^{(k)} = 1,\ \lambda_i^{(k)} \geq 0$$

$$\text{при } k = 1, \ldots, K_i,\ \lambda_i^{(i)}\lambda_i^{(j)} = 0;\ i > j + 1;$$

$$i = 1, 2, \ldots, K_i - 1.$$

Рассмотрим функцию, описанную выражением

$$f(x) = a + b^{\mathrm{T}}x + \frac{1}{2}x^{\mathrm{T}}Gx.$$

Одномерный поиск будем вести по направлениям, взаимно сопряженным относительно матрицы G. В качестве первого направления поиска из первой точки x_1 выберем направление наискорейшего спуска $d_1 = -g_1$ и найдем значение λ_1, минимизирующее функцию $f(x_1 + \lambda d_1)$.

Положим, что $x_2 = x_1 + \lambda_1 d_1$, выполним поиск в направлении d_2, сопряженном с направлением d_1 (выберем вектор d_2 как линейную комбинацию векторов d_1 и $-g_2$) и найдем $x_3 = x_2 + \lambda_2 d_2$ минимизацией функции $f(x_2 + \lambda d_2)$. Направление поиска d_3 из точки x_3 выбирается сопряженным с направлениями d_1 и d_2. На $(k + 1)$-м шаге выбираем d_{k+1} в виде линейной комбинации $-g_{k+1}, d_1, d_2, \ldots, d_k$, сопряженной со всеми направлениями $d_1, d_2, \ldots, d_k$.

Таким образом,

$$d_{k+1} = -g_{k+1} + \sum_{r=1}^{k}\alpha_r d_r, \quad k = 1, 2, \ldots .$$

Оказывается, что все α_r равны нулю, за исключением α_k, следовательно, $d_{k+1} = -g_{k+1} + \alpha_k d_k$ и $\alpha_k = g_{k+1}^2/g_k^2$.

Прежде чем перейти к индуктивным рассуждениям, докажем справедливость предыдущих отношений при $k = 1$. Поскольку $f(x_2) = f(x_1 + \lambda_1 d_1)$ является минимумом функции $f(x_1 + \lambda d_1)$ на прямой, то $g_2^{\mathrm{T}} d_1 = -g_2^{\mathrm{T}} g_1 = 0$. Данный результат также справедлив для квадратичных функций $g_2 = b + Gx_2$ и $g_1 = b + Gx_1$.

Тогда, если d_1 и $d_2 = -g_2 + \alpha_1 d_1$ сопряжены, то $d_2^{\mathrm{T}} Gd_1 = 0$, т. е. $-g_2^{\mathrm{T}} Gd_1 + \alpha_1 d_1^{\mathrm{T}} Gd_1$, следовательно,

$$\frac{(-g_2^{\mathrm{T}} - \alpha_1 g_1^{\mathrm{T}})G(x_2 - x_1)}{\lambda_1} = 0,$$

откуда получим: $(-g_2^{\mathrm{T}} - \alpha_1 g_1^{\mathrm{T}})(g_2 - g_1) = 0$.

Таким образом, $-g_2^2 + \alpha_1 g_1^2 = 0$, следовательно, $\alpha_1 = g_2^2/g_1^2$, что и требовалось доказать, а это и есть соотношение при $k = 1$.

Для доказательства выражений $d_{k+1} = -g_{k+1} + \alpha_k d_k$ и $\alpha_k = g_{k+1}^2/g_k^2$ по индукции полагаем, что векторы $d_1, d_2, \ldots, d_k$ получены описанным выше способом и являются взаимно сопряженными.

Точка $x_{k+1} = x_k + \lambda_k d_k$ является минимумом функции $f(x_k + \lambda d_k)$ на прямой $x_k + \lambda_k d_k$, тогда $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_k = 0$.

Имеем: $x_{k+1} = x_k + \lambda_k d_k = x_{k-1} + \lambda_{k-1} d_{k-1} + \lambda_k d_k$ и т. д.

Таким образом,

$$x_{k+1} = x_{j+1} + \sum_{i=j+1}^{k} \lambda_i d_i \text{ при } 1 \le j \le k-1,$$

следовательно,

$$Gx_{k+1} = Gx_{j+1} + \sum_{i=j+1}^{k} \lambda_i G d_i,$$

тогда

$$g_{k+1}^{\mathrm{T}} = g_{j+1}^{\mathrm{T}} + \sum_{i=j+1}^{k} \lambda_i d_i^{\mathrm{T}} G \text{ при } 1 \le j \le k-1,$$

откуда

$$g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_j = g_{j+1}^{\mathrm{T}} d_j + \sum_{i=j+1}^{k} \lambda_i d_i^{\mathrm{T}} G d_i. \qquad (1)$$

В результате преобразований получим $g_{j+1}^{\mathrm{T}} d_j = 0$, а ввиду взаимной сопряженности получим: $d_i^{\mathrm{T}} G d_j = 0$ при $j < i$. Таким образом, каждое слагаемое в правой части выражения (1) равно нулю. Следовательно, $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_j = 0$ при $j = 1, 2, ..., k-1$ и ввиду того, что $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_k = 0$, окончательно получим: $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_j = 0$ при $j = 1, 2, ..., k$.

Таким образом, вектор g_{k+1} ортогонален векторам $d_1, d_2, ..., d_k$ и векторам $g_1, g_2, ..., g_k$.

Так как в начале доказательства по индукции было предположено, что $d_j = -g_j + \alpha_{j-1} d_{j-1}$, то выражение (1) принимает вид:

$$-g_{k+1}^{\mathrm{T}} g_j + \alpha_{j-1} g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_{j-1} = 0,$$

следовательно, $-g_{k+1} g_j = 0$, так как $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_j - 1 = 0$. Таким образом, $g_{k+1}^{\mathrm{T}} g_j = 0$ при $j = 1, 2, ..., k$.

Необходимо также показать, что вектор d_{k+1}, определенный ранее, сопряжен с векторами $d_1, d_2, ..., d_k$. Для $j = 1, 2, ..., k-1$ в силу взаимной сопряженности имеем: $d_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_j = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_j + \alpha_k d_k^{\mathrm{T}} G d_j = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_j$. Тогда

$$-g_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_j = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} G \frac{(x_{j+1} - x_j)}{\lambda_i} = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} \frac{(g_{j+1} - g_j)}{\lambda_j} = 0.$$

Таким образом, имеем: $d_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_k = 0$ при $j = 1, 2, ..., k-1$, что справедливо для любого α_k так, чтобы выполнялось равенство $d_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_k = 0$, а именно:

$$d_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_k = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_k + \alpha_k d_k^{\mathrm{T}} G d_k = -g_{k+1}^{\mathrm{T}} \frac{(g_{k+1} - g_k)}{\lambda_k} + \alpha_k(-g_k^{\mathrm{T}} + \alpha_{k-1} d_{k-1}^{\mathrm{T}}) \frac{(g_{k+1} - g_k)}{\lambda_k}.$$

Следовательно, имеем:

$$d_{k+1}^{\mathrm{T}} G d_k = \frac{-g_{k+1}^2 + \alpha_k g_k^2}{\lambda_k},$$

так как $g_{k+1}^{\mathrm{T}} d_j = 0$ и $g_{k+1}^{\mathrm{T}} g_j = 0$ при $j = 1, 2, ..., k$.

Направление d_{k+1} будет сопряжено с направлением d_k, если $\alpha_k = g_{k+1}^2 / g_2^2$, что и требовалось доказать.

Таким образом, направления поиска в методе Флетчера—Ривза являются взаимно сопряженными и в данном методе минимум квадратичной функции n переменных можно найти не более, чем за n шагов. Это значит, что одномерный поиск проводится с требуемой точностью и устраняются любые ошибки округления, которые могут возникнуть. Вышеописанный метод применим и к неквадратичным функциям, так как, если поиск осуществляется вблизи минимума, то можно надеяться на достижение квадратичной сходимости, когда имеет место квадратичная аппроксимация. Флетчер и Ривс полагают, что в этом случае каждое n-е направление поиска должно быть направлением наискорейшего спуска и при построении сопряженных направлений необходимо обнулить поиск и начать новый [2, 3].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 140185 на полезную модель Рос. Федерации:** МПК H01L41/00. Пьезосканер.

2. **Васильев Ф. П.** О градиентных методах решения задач оптимального управления системами, описываемыми параболическими уравнениями // Оптимальное управление. М.: Знание, 1972. С. 118—143.

3. **Ивашов Е. Н., Федотов К. Д.** Подсистема автоматизированного проектирования элементов пьезоэлектрических устройств // Вестник машиностроения. 2014. № 6. С. 30—36.

УДК 621.787.2

А. С. КУРЕНКОВ, И. М. СИНЕВ, канд. техн. наук, С. А. ГАВРИЛОВ (ОАО "НПП "Респиратор", г. Орехово-Зуево),
А. В. ЩЕДРИН, канд. техн. наук, (Московский государственный машиностроительный университет — МАМИ),
e-mail: FUEL7@yandex.ru

Проектирование инструмента со сферическими деформирующими элементами для охватывающей комбинированной обработки длинномерных заготовок

Разработаны основы проектирования инструментов со сферическими деформирующими элементами для охватывающей комбинированной (деформирующе-режущей) обработки длинномерных сплошных и полых заготовок.

Ключевые слова: длинномерная заготовка, комбинированная обработка, деформирующие элементы, фильера, поверхностное пластическое деформирование.

The fundamentals of design of tools with spherical deforming elements for wraparound combined (deformating and cutting) processing of long solid and tubular billets are developed.

Keywords: long billet, combined processing, deforming elements, die, surface plastic deformation.

Исследования [1, 2] показали, что охватывающая комбинированная обработка длинномерных заготовок с предварительным формированием на ней продольных радиусных стружкоразделительных канавок и последующим резанием также охватывающим инструментом [3] имеет значительные преимущества в сравнении, например, с отделкой сортового проката [4]. Применение современных металлоплакирующих смазочных материалов [5, 6] позволяет реализовать эффект безызносности при трении в данных процессах обработки и на уровне системного проектирования [7] значительно улучшить их характеристики. Для расширения практического применения предлагаемых технологий [1, 2] необходимо разработать методику проектирования модуля комбинированного инструмента со сферическими деформирующими элементами, которые формируют стружкоразделительные канавки и создают благоприятную текстуру поверхностного слоя для последующего резания охватывающим инструментом (фильерой) [8].

На рис. 1 представлен вариант модуля комбинированного инструмента со сферическими деформирующими элементами, а на рис. 2 — расчетная схема контактного взаимодействия деформирующего элемента с корпусом модуля по внутреннему радиусному желобу. Исходя из конструкции модуля (см. рис. 1), считаем, что обрабатываемая заготовка *3* имеет цилиндрическую форму, а сферические деформирующие элементы *2* расположены равномерно по радиусному желобу корпуса *1*. Согласно расчетной схеме на рис. 2 тангенциальная P_z и радиальная P_y силы действуют на один сферический деформирующий элемент в точке *A*. Приняты следующие обозначения: P_1 — суммарная сила обработки, действующая на один элемент, Н; P_2 — проекция силы P_1 на ось, проходящую через геометрический центр элемента и точку *K* его контакта с желобом корпуса, Н; *D* — диаметр рабочего канала модуля, образованного деформирующими элементами в результате действия сил P_z и P_y, мм;

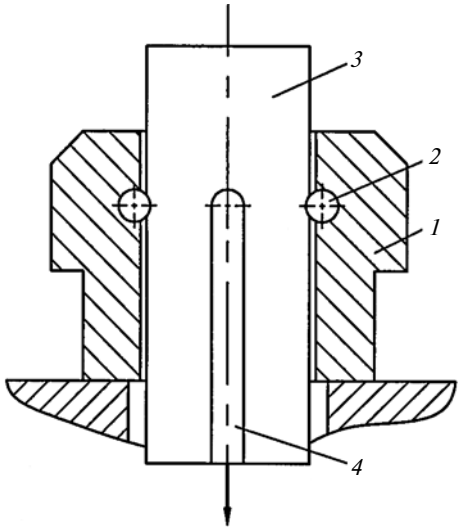


Рис. 1. Вариант модуля комбинированного инструмента со сферическими деформирующими элементами:
1 — корпус; *2* — сферический деформирующий элемент; *3* — обрабатываемая заготовка; *4* — радиусная стружкоразделительная канавка

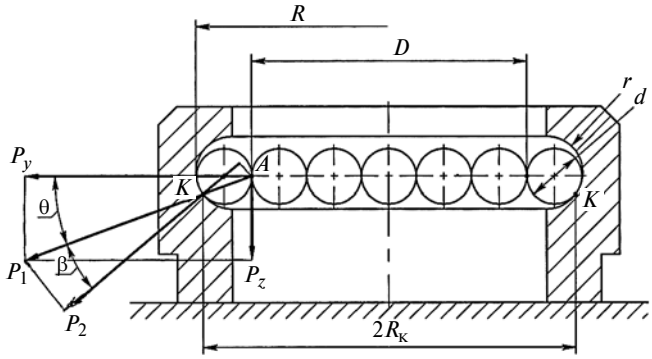


Рис. 2. Расчетная схема контакта инструментального модуля со сферическими деформирующими элементами

R — радиус желоба корпуса по периметру рабочего канала, мм; r — радиус поперечного профиля желоба корпуса, мм; d — диаметр деформирующего элемента, мм; θ — угол между силами P_1 и P_y, град.; β — угол между силой P_1 и ее проекцией на ось (силой P_2), град.; R_K — текущий радиус точки K на желобе корпуса, мм.

Теоретически силы P_z и P_y определены в работе [2]. Зная величины P_z и P_y, можно определить параметры контакта деформирующего элемента с желобом корпуса:

$$R_K = (R - r) + r(2\cos^2\theta - 1);$$

$$P_2 = \left(\sqrt{P_z^2 + P_y^2}\right)\cos(90^\circ - \theta - \arcsin(2\cos^2\theta - 1));$$

$$D = 2(R_K - d\cos^2\theta). \qquad (1)$$

С учетом упругих контактных деформаций W желоба абсолютно жесткого корпуса и деформирующего элемента получим:

$$D = 2[R_K - d\cos^2\theta + W\cos(\beta + \theta)], \qquad (2)$$

где $\beta = [90^\circ - \theta - \arcsin(2\cos^2\theta - 1)]$.

Величину W определим по формулам контактной задачи Герца [9].

В качестве объекта анализа возьмем экспериментальную фильеру [1, 2, 6], полностью имитирующую инструментальный модуль охватывающего комбинированного инструмента (см. рис. 1 и 2). Корпус инструмента (фильеры) изготовлен из закаленной стали У8, деформирующие элементы — из закаленной стали ШХ15. Параметры деформирующих элементов: d = 7,144 мм и R = 17,899 мм. По справочным данным разрушающая нагрузка на такой элемент составляет 25 кН. Оптимизируем радиус r поперечного профиля желоба фильеры по величине упругой контактной деформации W при θ = 0, P_z = 0 и P_y = 25 кН [9], получим:

W, мм	0,1046	0,1708	0,1856
r, мм	3,75	10	+∞

Примечание. Знак "+∞" означает отсутствие радиусной формы поперечного сечения желоба.

Приведенные данные показывают, что наименьшая упругая контактная деформация W имеет место при радиусе $r \approx d/2$. Это связано с максимальной площадью контакта и минимальными контактными давлениями в сопряжении.

Параметры θ, R_K, β, $(R - R_K)$, W и D исследуем, используя результаты работ [1, 2] по охватывающей обработке экспериментальным имитационным инструментом (r = 3,75 мм) цилиндрических заготовок из стали 45 (181 *HB*) с наружным диаметром $D_з$ = 21,7÷22,1 мм.

Результаты исследования (таблица) показали, что с увеличением степени деформации заготовки увеличиваются углы θ и β, что обусловлено увеличением радиальной силы P_y и силы трения P_z [2]. В результате этого увеличиваются разность радиусов $(R - R_K)$ и контактная деформация W. Если величина W превышает разность радиусов $(R - R_K)$, то текущий диаметр D рабочего канала инструмента увеличивается [см. уравнение (2)], а не уменьшается [см. уравнение (1)].

Конструкцию инструментального модуля можно усовершенствовать, используя сферические деформирующие элементы с регулярным микрорельефом поверхности, современные металлоплакирующие смазки, реализующие эффект безызносности при трении, а также инновационные инструментальные материалы [6, 7, 10]. Комбинированный инструмент с таким модулем показан на рис. 3.

Инструмент содержит обоймы *1* и *2*, в которых на опорах *3* и *4* установлены соответственно корпус *5* модуля со сферическими деформирующими элементами *6* (упрочнены регулярным микрорельефом) и обрабатывающие модули (фильеры) *7* и *8*. Обоймы *1* и *2* соединены дистанционными втулками *9* и болтами *10* с передним фланцем *11*. Упругий элемент *12* фиксирует корпус модуля *5* с элементами *6* на опоре *3* с шаровой опорной поверхностью. В корпусе *5* модуля выполнены каналы *13* для принудительной подачи на сферические элементы и заготовку (на рисунке не показана) металлоплакирующей смазки [5, 6]. Модуль *7* имеет режущий зуб *14* и калибрующую ленточку *15*, поверхности которых упрочнены регулярным микрорельефом *16*,

Расчетные параметры имитационного инструментального модуля

Фактическая деформация заготовки $i_ф$, мм	$D_з$, мм	θ	R_K, мм	$R—R_K$, мм	β	W, мм	D, мм
0,23	21,7	4°17'	17,7925	0,0465	4°43'	0,074	21,53
0,43	21,9	5°27'	17,776	0,063	5°3'	0,0947	21,571
0,63	22,1	6°39'	17,7475	0,0915	6°1'	0,1084	1,595

Примечания: 1. Деформация $i_ф$ заготовки равна двойной величине внедрения деформирующего элемента с d = 7,104 мм [1, 2, 6].
2. D = 21,47 мм при $i_ф$ = 0 и $R—R_K$ = 0; расчетные значения сил P_z и P_y приведены в работе [2].

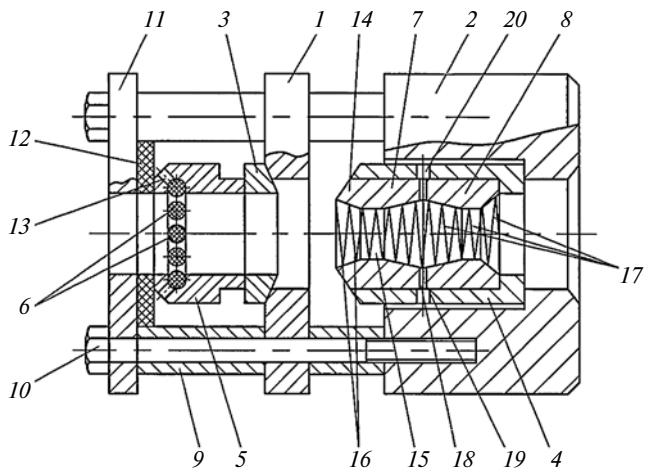


Рис. 3. Охватывающий комбинированный (деформирующе-режущий) сборный инструмент для обработки длинномерных заготовок

что позволяет одновременно удалять дефектный слой без образования кольцевой стружки [11] и деформировать поверхность заготовки. Модуль *8* представляет собой деформирующую фильеру, рабочий канал которой также упрочнен регулярным микрорельефом *17*. На контактирующих торцах модулей *7* и *8* и в опоре *4* выполнены радиальные каналы *18*, *19* и *20* для принудительной подачи металлоплакирующей смазки [5, 6]. Изменяя форму рабочих каналов модулей, можно сформировать охватывающий комбинированный инструмент для обработки сплошной или полой длинномерной заготовки с поперечным сечением любой формы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Щедрин А. В., Бекаев А. А., Сумеле Г. К.** Влияние свойств обрабатываемого материала на характеристики комбинированного волочения длинномерных профилей // Вестник машиностроения. 2010. № 11. С. 74—76.

2. **Щедрин А. В., Бекаев А. А., Сумеле Г. К.** Взаимодействие сферического деформирующего элемента и цилиндрической заготовки при комбинированном волочении // Вестник машиностроения. 2010. № 12. С. 63—65.

3. **Совершенствование** комбинированных методов редуцирования и прошивания / В. В. Ульянов, А. В. Щедрин, В. М. Скоромнов и др. // Металлург. 2005. № 10. С. 66—69.

4. **Справочник** по отделке сортового проката / Б. Т. Горшков, И. А. Татин, В. С. Черницын и др. М.: Металлургия, 1978. 255 с.

5. **Повышение** качества и производительности методов комбинированной обработки инструментом с регулярной микрогеометрией поверхности на основе применения металлоплакирующих смазок / А. В. Щедрин, С. А. Гаврилов, В. В. Ерохин и др. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 8. С. 21—25.

6. **Гаврилов С. А., Зинин М. А.** Применение эффекта безызносности при синтезе металлоплакирующих смазок для экстремальных условий трения // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 2. С. 29—33.

7. **Трибология** как фундаментальная основа системного проектирования конкурентоспособных технологических объектов / А. В. Щедрин, В. В. Ульянов, А. А. Бекаев и др. // Ремонт, восстановление, модернизация. 2009. № 4. С. 15—20.

8. **Ярославцев В. М.** Резание с опережающим пластическим деформированием: Учеб. пособие по курсу "Перспективные технологии реновации". М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. 46 с.

9. **Александров А. В. Потапов В. Д.** Основы теории упругости и пластичности. М.: Высшая школа, 1990. 400 с.

10. **Осико В. В., Ломонова Е. Е.** Полифункциональные материалы на основе наноструктурированных кристаллов частично стабилизированного диоксида циркония // Вестник РАН. 2012. Т. 82. № 9. С. 790—800.

11. **Рациональная** область применения эффекта Баушингера в комбинированных методах волочения / А. В. Щедрин, А. А. Бекаев, В. М. Скоромнов и др. // Автомобильная промышленность. 2012. № 6. С. 35—37.

УДК 621.7.011

М. Я. БРОВМАН, д-р техн. наук (ОАО "Оснастка", г. Тверь),
e-mail: brovman@mail.ru

Анализ размерной точности заготовок при их изготовлении деформацией изгиба

Рассмотрена размерная точность заготовок, получаемых при упругопластическом деформировании путем изгиба.

Ключевые слова: заготовка, пластическая деформация, изгиб, точность размеров.

The dimensional accuracy of workpieces, obtained at elastoplastic deformation by bending, is considered.

Keywords: workpiece, plastic deformation, bending, dimensional accuracy.

В настоящее время для получения криволинейных деталей и труб широко используют деформацию изгиба. Стальные трубы диаметром более 400 мм получают в основном изгибом листов с последующей сваркой одним или двумя продольными швами. Изгиб заготовок при упругопластической деформации изучен достаточно хорошо [1—3].

Известно, что при изгибе заготовки прямоугольного сече-

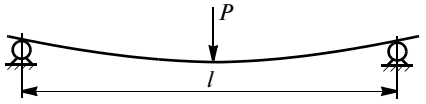


Рис. 1. Схема деформации изгиба

ния $b \times h$ и длиной l усилием P, приложенным в середине ее длины (рис. 1), максимальный прогиб V_m в сечении $x = 0{,}5l$ (в центре заготовки) можно определить по формуле

$$\frac{V_m}{l} = a\left[\frac{5}{216m^2} - \frac{\sqrt{1-4m}}{4\sqrt{3}m} - \frac{(1-4m)^{1,5}}{24\sqrt{3}m^2}\right], \quad (1)$$

где m — безразмерный параметр, характеризующий интенсивность нагрузки; a — параметр, характеризующий соотношение пластической и упругой деформаций.

После снятия нагрузки заготовка в сечении $x = 0{,}5l$ приобретет остаточную кривизну

$$K_m = \frac{2a}{l}\left(\frac{1}{\sqrt{3-12m}} - 6m\right). \quad (2)$$

Согласно работе [4] величины a и m запишем в виде функций двух безразмерных параметров:

$$\left.\begin{aligned} a &= \sigma_т l/Eh; \\ m &= Pl/(4\sigma_т bh^2), \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

где $\sigma_т$ — предел текучести материала заготовки; E — модуль упругости материала.

При $m = 1/6$ и $V_m/l = a/6$ определяется граница упругой деформации и согласно равенству (1), т. е. при упругой деформации после снятия нагрузки, $K_m = 0$. При $m \le 1/6$ имеет место только упругая деформация и прогиб линейно зависит от нагрузки ($K_m = 0$), т. е. $V_m/l = am$.

Предельная нагрузка для материала с постоянным (усредненным) пределом текучести соответствует $m = 1/4$ при $K_m \to \infty$. Для такого материала увеличение $m > 1/4$ несовместимо с условием равновесия.

Выбирая технологический режим, важно знать не только зависимости прогиба и кривизны заготовки от нагрузки P, но и точность ее размеров после деформации, которые имеют отклонения от расчетных значений, так как параметры a и m определяются с отклонениями (Δa и Δm), как размеры заготовки (h, b, l) и параметры ее прочности и жесткости (E, $\sigma_т$), каждый из которых задается с некоторой неопределенностью: $h \pm \Delta h$, $\sigma_т \pm \Delta\sigma_т$ и т. д. Измерения позволяют оценить интервалы возможных колебаний величин, т. е. степень их неопределенности. В работе [5, с. 19] отмечается: "В сущности при измерении мы никогда не получаем какого-либо определенного значения физической величины, а лишь пределы, между которыми эта величина заключена".

Рассмотрим, насколько существенное влияние оказывают возможные отклонения аргументов Δa, Δm и Δl на отклонения функции — величину кривизны заготовки после ее деформации. Если $K_m = f(a, m, l)$, то ее изменение можно определить по формуле

$$\Delta K_m = \frac{\partial K_m}{\partial a}\Delta a + \frac{\partial K_m}{\partial l}\Delta l + \frac{\partial K_m}{\partial m}\Delta m. \quad (4)$$

Тогда согласно равенству (1):

$$\frac{\partial K_m}{\partial l} = -\frac{K_m}{l};$$

$$\frac{\partial K_m}{\partial a} = \frac{K_m}{a},$$

а влияние отклонений Δa и Δl определяется отношениями $\Delta a/a$ и $\Delta l/l$:

$$\frac{\Delta K_m}{K_m} = \frac{\Delta l}{l} + \frac{\Delta a}{a}.$$

В наиболее неблагоприятном случае, когда отклонения l и a от номинальных значений имеют разные знаки, т. е. $\Delta a > 0$, $\Delta l < 0$, эти относительные отклонения суммируются. Например, при $\Delta a/a = 0{,}04$ и $\Delta l/l = -0{,}03$ получим отклонение кривизны заготовки $\Delta K_m/K_m = 0{,}07$.

При пределе текучести $\Delta\sigma_т = \pm 0{,}05\sigma_т$ согласно уравнениям (2) получим:

$$\Delta a = \frac{\partial a}{\partial \sigma_т}\Delta\sigma_т = \frac{a}{\sigma_т}\Delta\sigma_т;$$

$$\frac{\Delta a}{a} = \frac{\Delta\sigma_т}{\sigma_т} = 0{,}05,$$

что приводит к колебаниям кривизны заготовки в тех же пределах: $\Delta K_m/K_m = \pm 0{,}05$.

Зависимость ΔK_m от параметра m сложнее и определяется нелинейной функцией.

Уменьшить колебания кривизны (или обратной ей величины — радиуса кривизны) очень важно. Сейчас возможные отклонения весьма велики и точность изделий, изготовляемых изгибом, низкая [3]. При изготовлении труб диаметрами 1020, 1220 и 1420 мм, длиной до 18 м и с толщиной стенок до 52 мм изгибом листов точность приобретает очень большое значение.

Изменение кривизны по периметру приводит к тому, что при внутреннем давлении труба не будет равнопрочной: напряжения растяжения будут больше на участках с меньшей кривизной. Это вынуждает завышать прочность и массу труб, а следовательно, и стоимость трубопроводов.

После завершения изгиба в процессе пошаговой формовки и

сварки труб колебания кривизны очень велики, а разность диаметров достигает 8÷15 мм. Такие трубы непригодны для строительства магистральных трубопроводов [3]. Поэтому приходится дополнительно расширять трубы, создавая давление введением в них специальных эспандеров (как правило, 12 шт.). С помощью клиньев эспандеры перемещают в радиальных направлениях: диаметр трубы увеличивается, а колебания ее кривизны по периметру уменьшаются. Например, для трубы диаметром 1420 мм и длиной 12 м требуется 14 шагов экспандера [3]. Эта операция не только повышает стоимость труб, но приводит к возникновению больших остаточных напряжений ($\geq 0{,}5\sigma_т$), что отрицательно влияет на прочность и долговечность трубопроводов.

Поэтому повышение точности заготовок при изгибе имеет большое значение. При отклонении параметра m в пределах $\pm\Delta m$, исходя из равенства (1), определим изменение кривизны:

$$\Delta K_m = \frac{\partial K_m}{\partial m}\Delta m = \frac{a}{l}f(m)\Delta m,$$

где $f(m) = 12\left[\frac{1}{(3-12m)^{1,5}} - 1\right]$.

При $m = 1/6$ получим $f(m) = \Delta K_m = 0$, но при этом и $K_m = 0$, поэтому введем относительную величину $\Delta K_m/K_m$ и определим относительное изменение кривизны

$$mf(m) = \frac{\Delta K_m}{K_m} = \frac{2[1-(3-12m)^{1,5}]}{(1-4m)[1-6m\sqrt{3-12m}]}\frac{\Delta m}{m}.$$

На рис. 2 приведены графики функции $f(m)$ (линия *1*) и функции $mf(m)$ (линия *2*), определяющей зависимость $\Delta K_m/K_m$ от относительной величины возможных изменений параметра $\Delta m/m$:

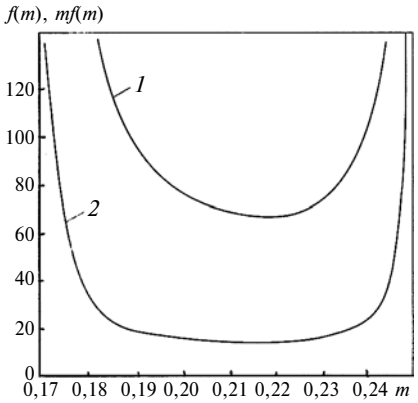


Рис. 2. Графики функций *f*(*m*) (*1*) и *mf*(*m*) (*2*)

$$\frac{\Delta K_m}{K_m} = mf(m)\left(\frac{\Delta m}{m}\right).$$

Согласно рис. 2 возможные погрешности кривизны резко возрастают с приближением к $m = 1/6$ — границе упругих деформаций и с приближением к предельному значению $m = 1/4$.

Влияние отклонения Δm весьма значительно — на порядок и более превышает относительное отклонение $\Delta m/m$ от номинального значения. Например, если $\Delta m/m = 0{,}02\div0{,}03$, то при $m = 0{,}24$ отклонения $\Delta K_m/K_m$ кривизны могут превысить их в 20 раз и достичь $\Delta K_m/K_m = 0{,}4\div0{,}6$. [ввиду значительных величин ΔK_m для их расчета использовали не только дифференциальную зависимость (4), но и формулу (2)].

Важно учитывать, что функции $f(m)$ и $\Delta K_m/K_m = mf(m)$ минимальны в диапазоне $m = 0{,}20\div0{,}23$, если усилие $P = (0{,}80\div0{,}92)\frac{\sigma_т bh^2}{l}$, а относительный прогиб $V_m/l = (0{,}20\div0{,}25)a$. Точность достигаемой кривизны резко снижается при $m < 0{,}20$ и при $m > 0{,}23$, когда погрешности могут возрасти в несколько раз. Иногда целесообразно процесс изгиба заготовки разделить на два этапа, чтобы избежать больших значений параметра m, если $m > 0{,}24$ и погрешности весьма велики (см. рис. 2). В некоторых случаях для повышения точности можно использовать специальные шаблоны, к которым прижимают деформируемую заготовку с целью фиксации величин прогиба и кривизны.

Целесообразно оборудование оснастить устройствами для точного контроля усилий изгиба, изменение которых может значительно повлиять на нестабильность кривизны и точность изделий, получаемых деформацией изгиба. Например, увеличение параметра m или P всего в 1,043 раза (с 0,23 до 0,24) приводит к увеличения кривизны в 2,19 раза $\left(\text{с } 1{,}3225\frac{a}{l} \text{ до } 2{,}8935\frac{a}{l}\right)$. Стабильность усилий P необходима для повышения точности размеров заготовок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ильюшин А. А.** Пластичность. Упругопластические деформации. М.: Логос, 2004. 376 с.

2. **Соколовский В. В.** Теория пластичности. М.: Высшая школа, 1969. 608 с.

3. **Шинкин В. Н.** Сопротивление материалов для металлургов. М.: Дом МИСиС, 2013.655 с.

4. **Бровман М. Я.** Об упругопластическом изгибе балок в процессе движения // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1982. № 3. С. 155—160.

5. **Хайкин С. Э.** Физические основы механики. М.: Физматиздат, 1963. 772 с.

УДК 621.941.01: 621.941-229.3

А. С. ЯМНИКОВ, д-р техн. наук (Тульский ГУ), А. О. ЧУПРИКОВ, канд. техн. наук (Тульский оружейный завод), e-mail: yamnikovas@mail.ru

Токарные патроны для закрепления тонкостенных заготовок

Рассматриваются конструкции токарных патронов с зажимными элементами, обеспечивающими увеличенную площадь контакта с заготовкой, что позволяет уменьшить упругие деформации заготовок при закреплении.

Ключевые слова: нежесткие нетехнологичные заготовки, зажимные элементы, погрешность закрепления.

The structures of turning chucks with chunking elements, providing the increased are of contact with a workpiece, which allows reducing the elastic deformations of workpieces at clamping-up, are considered.

Keywords: flexible non-manufacturable workpieces, chunking elements, clamp-up error.

Технологические затруднения, возникающие при обработке нежестких заготовок, в том числе и тонкостенных, особенно проявляются при обработке полуфабрикатов, в которых к тонкостенному корпусу приварены дополнительные элементы, предназначенные для базирования в изделии. Такие корпуса часто подвергаются термообработке и имеют высокую поверхностную твердость, что вызывает увеличение сил резания при их обработке. В этом случае увеличивается сила зажима заготовки, что приводит к увеличению погрешностей закрепления. Рассмотрим технологию изготовления сварного корпуса (рис. 1).

При производстве таких изделий широко применяют высокопрочные или сверхпрочные стали ВП-25, ВП-28 и т. п., предел прочности которых после термообработки превышает 1800 МПа. Низкая жесткость корпусов приводит к тому, что под действием сил закрепления и резания возникают значительные деформации, вызывающие образование погрешностей формы в продольном и поперечном сечениях [1, 2]. Для устранения влияния повóдок окончательную механическую обработку основных и вспомогательных базовых и исполнительных поверхностей, в том числе и нарезание резьбы, проводят после термообработки [3]. Для обеспечения точности обрабатываемых корпусов кроме типовых рекомендаций следует учитывать их индивидуальные конструктивные особенности. Например, особенностью сварного корпуса на рис. 1 является наличие трех лапок, которые выходят за наружный диаметр корпуса сборки.

При обработке тонкостенные корпуса принято закреплять в цанговых патронах, но ввиду конструктивных особенностей данного сварного корпуса их применение невозможно. Поэтому для закрепления использовали трехкулачковый патрон со специальными охватывающими секторами, которые позволяют уменьшить огранку тонкостенного сварного корпуса в поперечном сечении. На первых этапах отработки технологии изготовления сварного корпуса на станке 16А20Ф3С49 с ЧПУ погрешность достигала 0,12 мм, что превышает допустимое значение [4]. Для установления причин брака провели компьютерное моделирование процесса деформирования при закреплении тонкостенного сварного корпуса в патроне; были выбраны пять характерных схем (рис. 2), которым соответствуют пять вариантов контакта сварного корпуса с кулачками патрона.

Из схемы I установки корпуса видно, что нагрузка равномерно распределяется по всей периферии технологической базы. Из схем II и III видно несоответствие радиуса $R_з$ технологической базы корпуса *1* и внутреннего радиуса $R_к$ расточки специальных охватывающих кулачков *2*. Установки по схемам II и III близки к установке по схеме V, которая учитывает погрешность в виде трехгранной огранки поперечного сечения, т. е. сила зажима действует по периферии технологической базы корпуса *1* в трех точках. Схема IV учитывает погрешность технологической базы корпуса *1* в виде

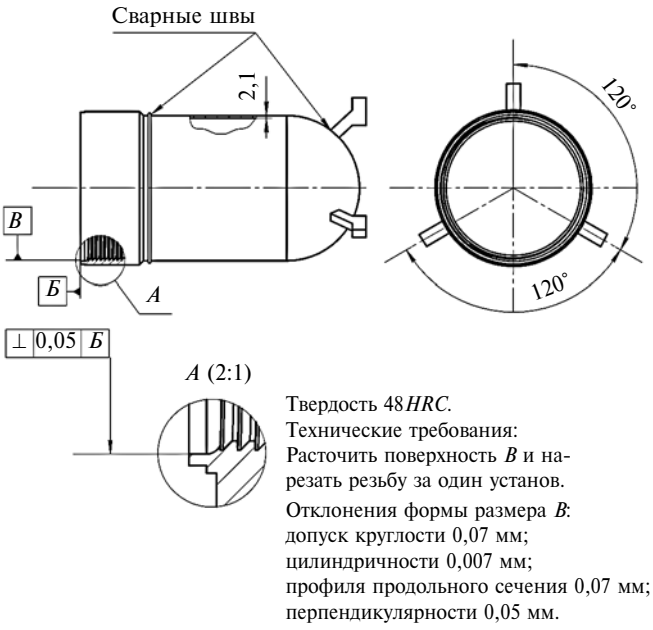


Рис. 1. Конструкция типового тонкостенного сварного корпуса

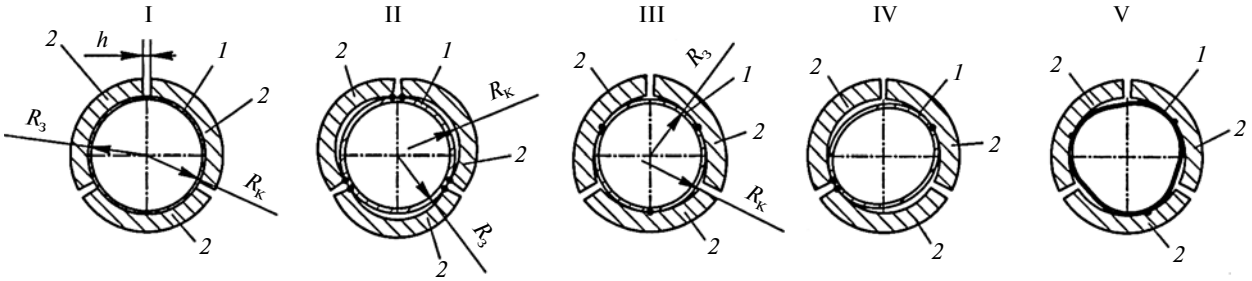


Рис. 2. Торцевое сечение заготовки сварного корпуса, закрепленной в кулачках патрона:
I — $R_з = R_к$; II — $R_з > R_к$; III — $R_з < R_к$; IV — сварной корпус с овальностью; V — сварной корпус с огранкой

овальности. Моделированием в системе SolidWorks Simulation определяли упругие деформации при изменении угла поворота заготовки сварного корпуса и его поперечной жесткости [5].

Для компенсации погрешностей использовали технологические приемы: поворот нежесткой заготовки сварного корпуса на 120° после суточной выдержки между черновой и чистовой токарными обработками; обработку нежесткой заготовки при поджатии изнутри разжимной цангой, размещенной в полости корпуса [3]. Совокупность приемов уменьшает процент брака по огранке растачиваемого диаметра в 2,25 раза.

Недостаток известных конструкций патронов — отсутствие точной расточки кулачков относительно базового диаметра закрепляемой заготовки. В результате возникли разные варианты контакта заготовки с кулачками патрона. Несоответствие радиуса $R_з$ базового диаметра заготовки и внутреннего радиуса $R_к$ расточки кулачков приводит к неравномерному распределению сил крепления заготовки по периферии базовой цилиндрической поверхности. Поэтому все силы закрепления концентрируются в шести или трех равноудаленных точках, при этом площадь поверхностей контакта уменьшается. В результате возникают деформации, приводящие к образованию погрешности формы в поперечном сечении детали. Такой дефект влияет на все диаметральные размеры, особенно, на резьбу. Погрешность формы в поперечном сечении увеличивается в результате упругого восстановления детали после разжима трехкулачкового патрона. При этом наблюдаются локальные выходы контролируемых диаметральных размеров за пределы поля допуска, где погрешности составляли 0,12÷0,16 мм. После обработки брак заготовок может достигать 40 %.

Для дальнейшего уменьшения погрешностей силы закрепления нежестких заготовок был разработан и запатентован специальный патрон [6]. Технической задачей стало повышение точности обработки заготовок путем минимизации погрешности формы поперечного сечения равномерным распределением силы крепления по периферии базовой цилиндрической поверхности.

Решение поставленной задачи достигается тем, что патрон, в котором зажимные поверхности кулачков (рис. 3), контактирующие с базовой цилиндрической поверхностью заготовки, выполнены по радиусу

$$R = (R_{max} + R_{min})/2,$$

где R_{max} и R_{min} — наибольший и наименьший базовые радиусы заготовки.

Патрон для закрепления нежестких заготовок (рис. 4, *а*) состоит из корпуса *1* с прямыми кулач-

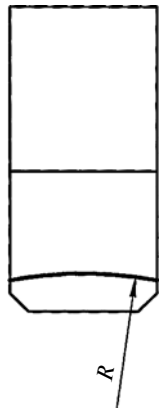


Рис. 3. Кулачок с расточенной базовой поверхностью

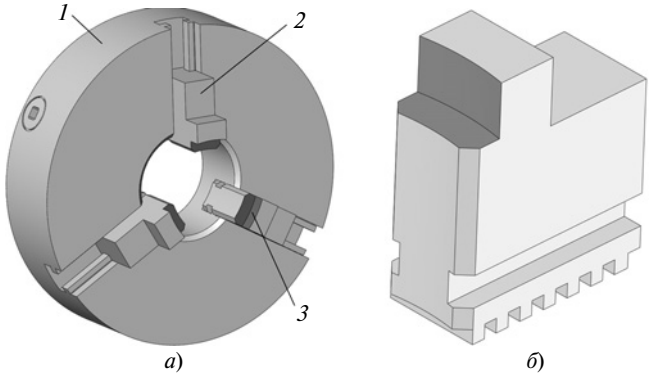


Рис. 4. Патрон с расточенными кулачками в сборе (*а*) и кулачок (*б*)

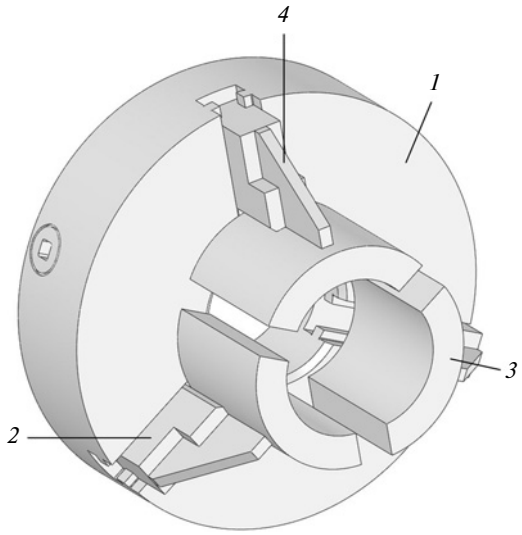


Рис. 5. Патрон для закрепления длинномерных нежестких тонкостенных заготовок

ками *2*, зажимные поверхности *3* которых выполнены по радиусу *R*. Патрон работает следующим образом. Кулачок *2* (рис. 4, *б*, выделена расточенная поверхность кулачка) устанавливают в токарном патроне стандартным способом. Обрабатываемую заготовку закрепляют в корпусе патрона по базовому диаметру, соответствующему по размеру середине поля допуска. В результате контакта поверхностей *3* кулачков *2* с базовой поверхностью заготовки сила закрепления равномерно распределятся по всей периферии базового диаметра заготовки, что уменьшает погрешность силы.

Однако разработанный патрон для закрепления длинномерных тонкостенных заготовок имеет недостаточные вылет кулачков и угол охвата, что приводит к увеличению зажимной силы по периферии базовой цилиндрической поверхности в местах контакта заготовки с кулачками. В результате деформации образуются погрешности формы в поперечном сечении заготовки, которые увеличиваются из-за упругого восстановления детали при раскреплении после токарной обработки. Наблюдаются локальные выходы диаметральных размеров и особенно резьбы за пределы поля допуска, где погрешности составляют 0,09÷0,15 мм. Брак после обработки заготовок может достигать 40 %. Точность обработки повышается в результате минимизации погрешности формы поперечного сечения равномерным распределением силы закрепления по периферии базовой цилиндрической поверхности обрабатываемой заготовки.

Патрон (рис. 5) для закрепления длинномерных нежестких тонкостенных заготовок имеет корпус *1* и прямые кулачки *2* с жестко закрепленными на них охватывающими секторами *3*, выполненными в виде части кольца. На наружной стороне секторов по их плоскости симметрии закреплены ребра *4* жесткости [7]. Заготовку устанавливают в патрон стандартным образом и закрепляют по базовому диаметру, размер которого соответствует середине поля допуска. Благодаря увеличению охвата кулачков *2* за счет прикрепленных к ним секторов *3*, при контакте с базовым диаметром заготовки сила крепления равномерно распределяется по всей периферии базовой цилиндрической поверхности заготовки. Точность токарной обработки длинномерных тонкостенных заготовок повышается в результате минимизации упругих деформаций.

Применение разработанных конструкций патронов [6, 7] в условиях серийного производства Тульского оружейного завода позволило уменьшить на 30÷40 % погрешности профиля корпуса в продольном и поперечном направлениях и исключить брак, возникающий из-за погрешностей закрепления. Простота предложенных конструкций позволяет рекомендовать их к широкому применению.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Чуприков А. О., Иванов В. В.** Повышение точности токарной обработки тонкостенных деталей // Вестник машиностроения. 2012. № 6. С. 60, 61.

2. **Чуприков А. О., Ямников А. С.** Деформации элементов технологической системы при нарезании внутренней резьбы на сварных корпусах под действием радиальной составляющей силы резания // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2014. № 2 (304). С. 110—116.

3. **Ямников А. С., Чуприков А. О., Иванов В. В.** Уменьшение влияния технологической наследственности при токарной обработке тонкостенных сварных корпусов // Вестник Рыбинского ГАТУ им. П. А. Соловьева. 2014. № 1 (28). С. 142—148.

4. **Ямников А. С., Иванов В. В., Чуприков А. О.** Снижение систематических погрешностей при токарной обработке тонкостенных сварных корпусов // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2013. № 9 (198). С. 31—37.

5. **Чуприков А. О., Ямников А. С.** Моделирование погрешностей закрепления тонкостенных сварных корпусов в трехкулачковых патронах // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2014. № 8—2. С. 18—22.

6. **Пат. 147617 Рос. Федерации:** МПК B 23 B 31/10. Патрон для закрепления нежестких заготовок.

7. **Пат. 143098 Рос. Федерации:** МПК B 23 B 31/16. Патрон для закрепления длинномерных нежестких тонкостенных заготовок.

УДК 691.175.2

П. Н. ПЕТРОВА, А. Г. АРГУНОВА, кандидаты технических наук (ФГАОУ ВПО "Северо-Восточный ФГУ им. М. К. Аммосова"), Т. А. ИСАКОВА (ФГБУН Институт проблем нефти и газа СО РАН, г. Якутск), e-mail: ag_argunova@mail.ru

Разработка триботехнических материалов на основе политетрафторэтилена

Исследуется влияние комплексных механокомпозитов на основе термодинамически совместимых с политетрафторэтиленом полимеров и шпинели магния на его структуру и свойства. Отмечено значительное повышение износостойкости полимерных композиционных материалов при улучшении их деформационно-прочностных характеристик.

Ключевые слова: политетрафторэтилен, комплексное наполнение, надмолекулярная структура, сферолит, шпинель магия.

The influence of complex mechanical composites on the base of polymers, thermodynamically compatible with polytetrafluoroethylene, and magnesium spinel on their structure and properties is investigated. The significant increase in wear resistance of polymer composite materials at improvement of their deformation and strength characteristics is noted.

Keywords: polytetrafluoroethylene, complex filling, permolecular structure, spherolite, magnesium spinel.

В настоящее время в подвижных узлах техники применяют наполненные полимерные композиционные материалы (ПКМ), в том числе на основе политетрафторэтилена (ПТФЭ). Широкое применение фторопластовых уплотнений обусловлено их высокими по сравнению с эластомерными материалами эксплуатационными свойствами: низкий коэффициент трения; широкий диапазон температур (от 13 до 533 К); высокая химическая стойкость; возможность работы как в режиме граничного смазывания, так и в режиме сухого трения. Для уплотнительных элементов перспективными являются композиты с упругоэластичными свойствами на уровне исходного ПТФЭ и повышенной в 20÷100 раз износостойкостью. Модификация ПТФЭ дисперсными наполнителями снижает упругопрочностные свойства при многократном повышении износостойкости. Такие материалы можно использовать для подшипников и опор скольжения, но большая жесткость и небольшое относительное удлинение при разрыве практически исключают их использование в качестве уплотнительных материалов [1].

Цель данной работы — разработка композиционных материалов на основе ПТФЭ с повышенными упругопрочностными и оптимальными износостойкими свойствами. Перспективное направление — комплексное модифицирование полимеров неорганическими наполнителями в сочетании с органическими модификаторами. Кроме того, введением в полимерную матрицу полимерного модификатора, содержащего неорганические добавки, можно повысить адгезионную прочность на границе раздела "полимер — наполнитель" [2—4].

Межфазные явления в системах с полимерными наполнителями и в смесях полимеров определяются природой их компонентов [5, 6]. При получении композитов на основе полимер-полимерных смесей большое значение имеет их совместимость, так как она определяет молекулярное состояние дисперсий, морфологию многофазных смесей, адгезию между фазами и, следовательно, важнейшие свойства смесей, а значит и их применение. Установлено, что у большинства полимеров отсутствует термодинамическая совместимость, поэтому в полимерную систему необходимо вводить наполнители, имеющие близкие или одинаковые химические составы с полимерной матрицей.

В качестве полимерной матрицы использовали ПТФЭ (ГОСТ 10007—80), а полимерных модификаторов — ультрадисперсный ПТФЭ (УПТФЭ) и фторполимер Ф4-МБ [сополимер тетрафторэтилена с гексафторпропиленом (ТФЭ — ГФП)], что обусловлено их внутримолекулярной подвижностью благодаря наличию в их составе низкомолекулярных фторуглеродов и боковых групп CF_3, оказывающих пластифицирующее влияние на полимерную систему. Известно, что низкомолекулярные полиолефины, имеющие более низкую температуру плавления по сравнению с полимерной матрицей, вводят, например, в композиции ПВХ с мелом и коалином с целью их дезагрегации и повышения механических свойств [7].

В качестве неорганического наполнителя использовали шпинель магния (ШМ) — высокодисперсное соединение сложного состава ($MgO \cdot Al_2O_3$), размер частиц которого составляет 70÷80 нм, с развитой удельной поверхностью (170 $м^2/г$). Чтобы избежать агломерации частиц наполнитель предварительно активировали в планетарной мельнице АГО-2 в течение 2 мин.

Физико-механические свойства — предел прочности при растяжении ($\sigma_р$) и относительное удлинение при разрыве (ε), определяли на испытательной машине UTS-2 (Германия) согласно ГОСТ 11262—80. Триботехнические характеристики — коэффициент трения и линейный износ в зависимости от времени, исследовали на универсальном трибометре UMT-2 фирмы CETR (США) с автоматической регистрацией данных. Испытания проводили по схеме трения "вал — втулка": образец — втулка с наружным диаметром 34 мм и внутренним диаметром 26 мм, высотой 20 мм, контртело — стальной вал из стали 45 твердостью 45÷50 *HRC* и шероховатостью поверхности Ra = 0,06÷0,08 мкм, при контактном давлении 0,45 МПа и скорости скольжения 0,39 м/с (ГОСТ 11629—75).

Надмолекулярную структуру ПКМ исследовали на растровом электронном микроскопе JSM-6480LV фирмы JEOL (Япония). Токопроводящую пленку на поверхность образцов наносили вакуумным напылением углерода. Изображения получали во вторичных электронах.

Таблица 1

Деформационно-прочностные характеристики ПКМ на основе Ф-4 + УПТФЭ и ПТФЭ + УПТФЭ/Ф4-МБ, модифицированного ШМ

ПКМ	$\sigma_р$, МПа	ε, %	*I*, мг/ч	*f*
ПТФЭ	20,0	320	92,0	0,15
ПТФЭ + 1 % УПТФЭ	22,4	375	90,2	0,05
ПТФЭ + 2 % УПТФЭ	**24,0**	**389**	**91,9**	**0,07**
ПТФЭ + 1 % УПТФЭ + + 1 % ШМ	**18,8**	**300**	**11,1**	**0,09**
ПТФЭ + 2 % УПТФЭ + + 1 % ШМ	18,6	457	8,6	0,13
ПТФЭ + 2 % УПТФЭ + + 2 % ШМ	19,4	279	2,2	0,13
ПТФЭ + 1 % Ф4-МБ	**21,0**	**375**	**96,0**	**0,13**
ПТФЭ + 2 % Ф4-МБ	**26,0**	**570**	**87,0**	**0,12**
ПТФЭ + 2 % Ф4-МБ + + 1 % ШМ	22	386	12,6	0,15
ПТФЭ + 2 % Ф4-МБ + + 2 % ШМ	20,5	376	1,8	0,18

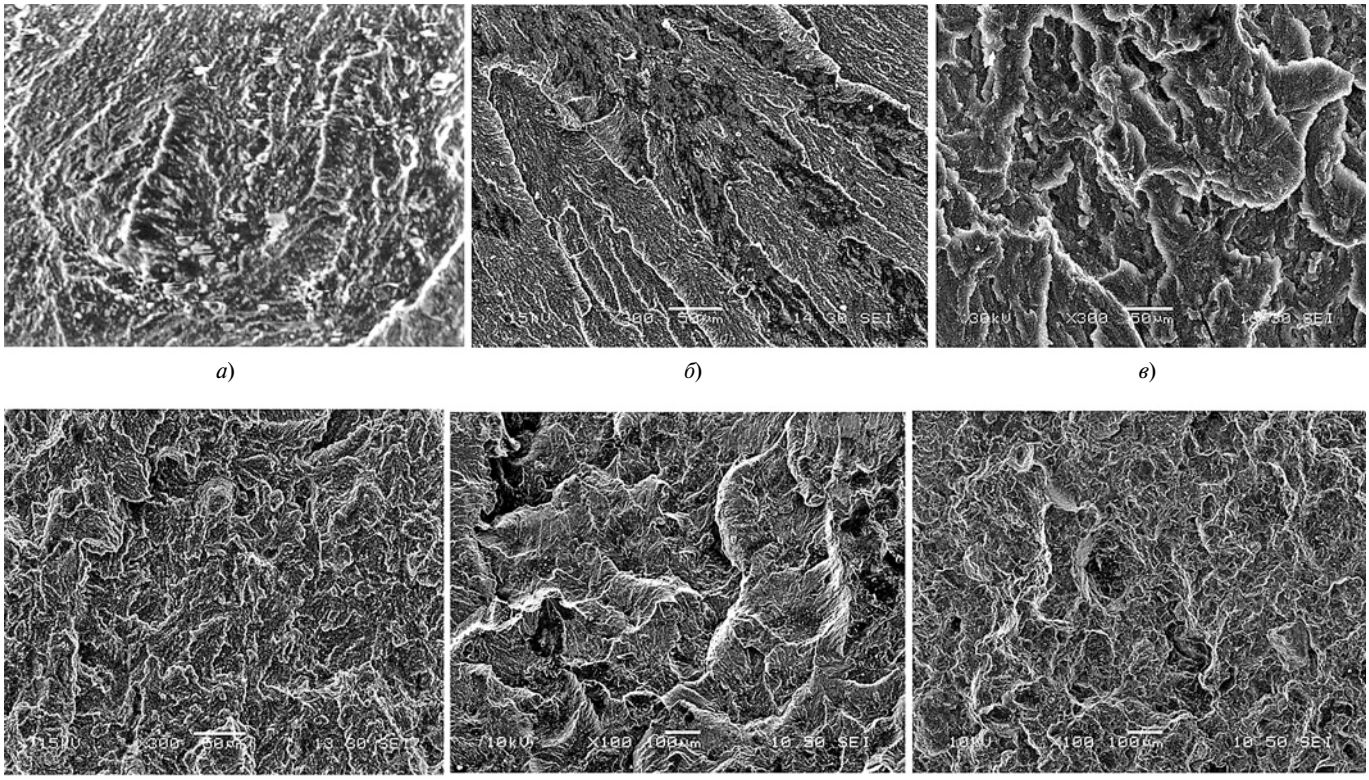
Примечание: $\sigma_р$ — предел прочности при растяжении; ε — относительное удлинение при разрыве; *I* — интенсивность изнашивания по массе; *f* — коэффициент трения. Полужирным шрифтом выделены композиты с полимерными модификаторами, остальные композиты — с дисперсными неорганическими наполнителями.

Для улучшения деформационно-прочностных свойств ПТФЭ проведена его пластификация УПТФЭ и Ф4-МБ, которые в чистом виде имеют более высокие деформационно-прочностные характеристики. Количество вводимого полимерного наполнителя составляло 1÷2 мас. %. Введение большего количества дисперсного полимерного наполнителя снижает прочностные показатели ПКМ.

Результаты деформационно-прочностных исследований ПКМ на основе смеси ПТФЭ + УПТФЭ (Ф4-МБ) и композитов на основе этих же смесей, модифицированных ШМ, приведены в табл. 1. Установлено, что их введение значительно улучшает деформационно-прочностные характеристики материала. Объяснить это можно тем, что частицы УПТФЭ или Ф4-МБ, локализуясь в межструктурной зоне ПТФЭ, повышают подвижность проходных цепей макромолекул в неупорядоченных зонах и общую подвижность элементов надмолекулярных структур [8]. При этом зарегистрировано снижение износостойкости, что вполне закономерно и объясняется увеличением доли пластичного и более плавкого материала в композите.

Для повышения износостойкости полимерную смесь исследуемого состава модифицировали наночастицами ШМ. Эксперименты, проведенные в работах [9, 10], показали, что введение наношпинелей разных металлов в ПТФЭ существенно повышает износостойкость ПКМ. Введение дисперсного наполнителя в полимерную смесь при сохранении высоких деформационно-прочностных характеристик в 20÷50 раз снижает скорость изнашивания полимерных композитов (см. табл. 1). При введении ШМ до 2 мас. % интенсивность изнашивания снижается в 40 раз по сравнению с исходным ПТФЭ и в 50 раз по сравнению с полимерной смесью.

Для дальнейшего повышения износостойкости композитов при сохранении их упругопрочностных характеристик использовали комплексные наполнители, для чего смесь ШМ с УПТФЭ и Ф4-МБ в разных массовых соотношениях подвергали совместной активации в планетарной мельнице "Пульверизетте-5" в течение 2 мин для их поверхностной модификации. Такая совместная механообработка способствует закреплению частиц полимерного модификатора на поверхности шпинели, улучшает диспергирование и предотвращает агломерацию в полимерной матрице. Полученные механокомпозиты можно рассматривать как морфологически метастабильные структуры с высокой плотностью межфазных границ исходных компонентов, обеспечивающие необычайно высокую контактную поверхность и очень большую концентрацию дефектов вследствие большого числа атомов на поверх-



а) *б*) *в*)

г) *д*) *е*)

Надмолекулярные структуры ПКМ:
а — ПТФЭ; *б* — ПТФЭ + 2 мас. % Ф4-МБ; *в* — ПТФЭ + 2 мас. % Ф4-МБ + 2 мас. % ШМ; *г* — ПТФЭ + 2 мас. % (Ф4-МБ + ШМ) (активация 2 мин); *д* — ПТФЭ + 2 мас. % УПТФЭ + 2 мас. % ШМ; *е* — ПТФЭ + 2 мас. % (УПТФЭ + ШМ) (активация 2 мин)

ности и в приповерхностном слое. Данная система обладает большим запасом энергии. Создаются идеальные стартовые условия для получения композитов с улучшенным комплексов свойств [7].

Результаты деформационно-прочностных и триботехнических исследований ПКМ на основе ПТФЭ и комплексных механокомпозитов приведены в табл. 2. Анализ показал, что введение комплексных наполнителей позволяет сохранить высокие деформационно-прочностные свойства материала, но при этом значительно уменьшается износ материала: в 100÷120 раз по сравнению с исходным и в 2÷10 раз по сравнению с композитом, изготовленным простым смешением компонентов. Наиболее высокими деформационно-прочностными свойствами обладают композиты с содержанием полимерного модификатора Ф4-МБ, а наиболее износостойкими являются композиты с содержанием УПТФЭ. Это связано с тем, что макромолекула Ф4-МБ имеет менее закрученную и свернутую спиральную конформацию из-за боковых групп CF_3, создающих дефекты в кристаллической решетке, что снижает жесткость, увеличивает внутреннюю подвижность и гибкость цепи макромолекул ПТФЭ. Улучшение триботехнических характеристик ПКМ при использовании комплексных наполнителей с УПТФЭ обусловлено противоизносным и антифрикционным действием их частиц, находящихся в подповерхностном слое композитов. Повышение износостойкости материала уплотнения не влияет на его работоспособность и

Таблица 2

Деформационно-прочностные характеристики ПКМ на основе ПТФЭ, модифицированного комплексными механокомпозитами

ПКМ	Соотношение ШМ и УПТФЭ (Ф4-МБ)	$\sigma_р$, МПа	ε, %	*I*, мг/ч	*f*
ПТФЭ + 1 мас. % (ШМ + УПТФЭ)	1:1	21,3	281	2,00	0,28
	2:1	21,4	291	4,66	0,27
	1:2	21,0	284	3,66	0,25
ПТФЭ + 2 мас. % (ШМ + УПТФЭ)	1:1	23,7	327	2,00	0,24
	2:1	19,6	296	2,30	0,25
	1:2	18,4	240	3,00	0,25
ПТФЭ + 5 мас. % (ШМ + УПТФЭ)	1:1	20,7	306	1,66	0,26
	2:1	19,6	310	0,66	0,26
	1:2	19,5	318	1,33	0,24
ПТФЭ + 2 мас. % (ШМ + Ф4-МБ)	1:2	23,5	460	4,50	0,23
ПТФЭ + 5 мас. % (ШМ + Ф4-МБ)	1:2	19,5	350	1,33	0,23

существенно повышает долговечность. При относительно высокой эластичности уплотнительного материала герметичность соединений деталей машин обеспечивается при меньших контактных давлениях и менее мощных системах поджатия, что значительно упрощает конструкцию уплотнения.

Для определения влияния разных наполнителей на структурообразование ПТФЭ (рисунок, *а*), а соответственно, на изменение свойств, структуры исследовали методом электронной микроскопии. Введение Ф4-МБ в ПТФЭ привело к образованию структурных элементов в виде крупных вытянутых сферолитов с нечеткими границами (рисунок, *б*); наблюдалась их определенная ориентация, что объясняет увеличение относительного удлинения при разрыве.

Дополнительное введение в полимерную смесь структурно-активной наношпинели магния (НШМ) с развитой удельной поверхностью существенно меняет кристаллизацию, что приводит к образованию различных надмолекулярных структурных элементов в ПТФЭ с четко выраженными границами (рисунок, *в*—*е*). На микрофотографиях видно, что частицы ШМ являются центрами кристаллизации, от которых начинают расти сферолитные образования, что предпочтительнее с кинетических позиций, так как этот процесс требует минимальной перестройки малоподвижной структуры кристаллического полимера. Механизм наполнения заключается в том, что на поверхности твердых частиц зародышеобразователя в результате адсорбции и физико-химического взаимодействия с сегментами макромолекул возникают упорядоченные зоны полимера, являющиеся центрами кристаллизации. Наблюдается образование двухфазной гетерогенной смеси с развитой поверхностью раздела и переходным слоем, в котором повышается подвижность элементов надмолекулярной структуры. Это увеличивает скорость релаксационных процессов, способствует уменьшению локальных напряжений в композите и увеличивает деформационно-прочностные характеристики ПКМ. Повышение износостойкости ПТФЭ при наполнении УПТФЭ и Ф4-МБ в сочетании с ШМ можно объяснить увеличением твердости материала при введении жесткой компоненты (ШМ) и формированием более упорядоченной мелкосферолитной структуры. При введении разных наполнителей интенсифицируются структурирующие процессы и формируется более упорядоченная структура ПТФЭ [11, 12]. Присутствие УПТФЭ и Ф4-МБ, близких по химическому составу с полимерной матрицей, ускоряет кристаллизацию ПТФЭ вследствие взаиморастворения полимеров или диффузии в межфазном слое [13].

Таким образом, показана перспективность комплексной модификации ПТФЭ органическими и неорганическими наполнителями с целью получения материалов с улучшенными деформационно-прочностными и триботехническими характеристиками. Разработанные композиты можно использовать при изготовлении уплотнений для узлов трения машин.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Охлопкова А. А., Адрианова О. А., Попов С. Н.** Модификация полимеров ультрадисперсными соединениями. Якутск: ЯФ Изд-ва СО РАН, 2003. 224 с.
2. **Enhancement** of compatibility between ultrahigh-Molecular-Weight polyethylene particles and butadiene-Nitrile rubber matrix with nanoscale ceramic particles and characterization of evolving layer / N. V. Shadrinov, M. D. Sokolova, A. A. Okhlopkova, etc. // Bulletin of the Korean Chemical Society. 2013. V. 34. N. 12. P. 3762—3766.
3. **Okhlopkova A. A., Petrova P. N., Gogoleva O. V.** Investigation of the triboengineering characteristics of nanocomposites based on polymeric blends // Journal of Friction and Wear. 2009. V. 30. N. 5. P. 363—368.
4. **Compatibilizing** Bulk Polymer Blends by Using Organoclays / Si Mayu, Araki Tohru, Ade Harald, etc. // Macromolecules. 2006. 39 (14). P. 4793—4801.
5. **Липатов Ю. С., Лебедев Е. В., Безрук Л. Н.** О влиянии малых полимерных добавок на свойства полимеров. Киев: Наукова думка, 1977. С. 3—10.
6. **Физико-химия** многокомпонентных полимерных систем / Под общ. ред. Ю. С. Липатова. Киев: Наукова думка, 1986. Т. 1. Наполненные полимеры. 376 с.
7. **Анчаров А. И.** Механокомпозиты — прекурсоры для создания материалов с новыми свойствами / Отв. ред. О. И. Ломовский. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2010. 424 с.
8. **Металлополимерные** композиты (получение, свойства, применение) / В. М. Бузник, В. М. Фомин, А. П. Алхимов и др. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2005. 260 с.
9. **Охлопкова А. А., Виноградов А. В., Пинчук Л. С.** Пластики, наполненные ультрадисперсными неорганическими соединениями. Гомель: ИММС НАНБ, 1999. 164 с.
10. **Фторполимерные** композиты триботехнического назначения / А. А. Охлопкова, П. Н. Петрова, А. Л. Федоров, О. В. Гоголева // Трение и износ. 2007. Т. 28. № 6. С. 627—633.
11. **Исследование** кристаллизации и плавления наполненных полимеров / В. П. Соломко, В. В. Нижник, В. П. Гордиенко, Т. Р. Лашко // Синтез и физикохимия полимеров. 1973. Вып. 16. С. 91—94.
12. **Нижник В. В., Пелишенко С. С., Белобородое И. И.** Структурные явления в наполненном политетрафторэтилене // Синтез и физико-химия полимеров. 1979. Вып. 22. С. 73—76.
13. **Закономерности** структурбобразования кристаллизующегося полимера при структурной пластификации / В. В. Нижник, В. П. Соломко, С. С. Пелишенко, Т. П. Танцюра // Синтез и физико-химия полимеров. 1973. Вып. 16. С. 73—76.

УДК 621.039.546.8

Д. Г. ГЕРАСИМОВ (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет),
e-mail: Gerua2012@gmail.com

Активный контроль при сборочных операциях

Рассмотрен метод контроля положения и правильности установки собираемых компонентов непосредственно при сборке на примере сборки тепловыделяющего элемента ядерного реактора. Приведен расчет требуемой точности исполнительного оборудования.

Ключевые слова: тепловыделяющий элемент, сборочное производство, технология, активный контроль, сборка.

The method of control of position and the installation accuracy of assemble components directly at assembly process on the example of assembly of a nuclear reactor fuel element is considered. The analysis of the required accuracy of actuated equipment is given.

Keywords: fuel element, assembling production, technology, active control, assembly.

Активный контроль при сборочных операциях предполагает контроль положения и правильности установки собираемых компонентов непосредственно во время сборки. При контроле положения всех компонентов на операциях сборки исключаются дополнительные технологические переходы, что особенно актуально при автоматизированной сборке, так как в этом случае послеоперационный контроль для выявления брака сборочной операции будет повышать время и стоимость изготовления изделия. Кроме того, отбраковка изделия на раннем этапе облегчает его разборку и переработку. Активный контроль также целесообразен в случае, когда визуальный контроль качества сборки невозможен или затруднен.

Твердые тела могут иметь до шести степеней свободы, следовательно, при контроле установки необходимо контролировать шесть координат. В самом простом случае контролируют одну координату, например при сборке компонентов, располагающихся соосно, а их вращение не учитывается. Именно такая сборка осуществляется для тепловыделяющего элемента (ТВЭЛ) ядерного стержневого реактора.

Стержневой ТВЭЛ (рис. 1) состоит из стальной трубчатой оболочки *1*, герметично закрытой с одного конца заглушкой *2*, с другого — заглушкой *7*. Между заглушками *2* и *7* в оболочке *1* расположены вставка *3*, таблетки *4*, пружинный цилиндрический фиксатор *6* и вставка *5*, предназначенная для удержания выделяющейся с таблеток пыли; $L_{ст}$ — длина топливного столба, который набирают из таблеток [1].

Компоненты *5—7* — комплектующие изделия. Сборка ТВЭЛ осуществляется последовательной установкой в оболочку *1* компонентов: таблеток *4*, набранных фрагментами [2]; вставки *5*; пружинного цилиндрического фиксатора; верхней заглушки *7*.

Цилиндрический фиксатор *6* фиксирует топливный столб. Его вводят в оболочку штоком до упора в топливный столб, после чего здесь же расклинивают, обеспечивая стабильность положения таблеток внутри оболочки (рис. 2).

Расстояние между открытым торцом снаряжаемой оболочки и столбом топливных таблеток составляет компенсационный объем длиной $L_{кп}$.

При сборке ТВЭЛов цилиндрические компоненты вводят внутрь трубчатой оболочки, т. е. имеют место две степени свободы: перемещение вдоль оси трубчатой оболочки, вращение вокруг этой оси. Ввиду симметричности компонентов вращение их вокруг оси не оказывает влияния на выходные параметры изделия и поэтому не учитывается при сборке.

При сборке ТВЭЛов контролируют: длину столба топливных таблеток в оболочке, единичные и суммарные зазоры между топливными таблетками, наличие фиксатора и величину его поджатия. Могут контролироваться и менее значимые параметры [3]. Спецификой сборки ТВЭЛов является то, что компоненты собираются внутри непрозрачной трубчатой оболочки и их положение нельзя проконтролировать визуально. На сегодняшний день большинство из этих параметров контролируется только после сборки гамма-абсорбционным методом.

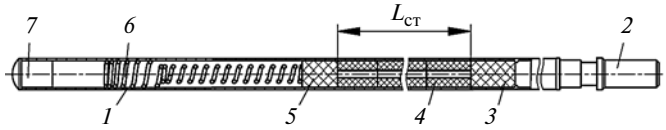


Рис. 1. ТВЭЛ стержневого типа

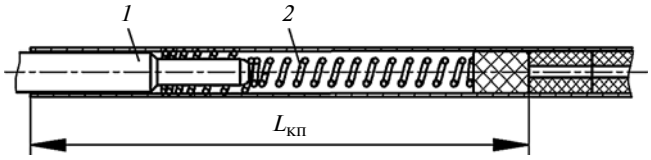


Рис. 2. Установка пружинного фиксатора:
1 — шток; *2* — фиксатор

Сплошность столба топлива в ТВЭЛ относится к наиболее значимым параметрам, которые определяют работоспособность ТВЭЛов, их несоблюдение может привести к катастрофе. Одной из причин образования зазоров между топливными таблетками может быть попадание топливной крошки в пространство между таблетками. Поэтому необходимо разработать способ автоматизированной сборки ТВЭЛ, включающий в себя установку столба топливных таблеток и комплектующих через открытый конец оболочки ТВЭЛ, при котором можно осуществлять активный контроль сплошности топливного столба, суммарной длины топливного столба внутри ТВЭЛа, зазора между всеми компонентами, поджатия пружинного фиксатора и правильности установки верхней заглушки.

Способы сборки (снаряжения) ТВЭЛ с применением активного контроля

Отдельные элементы активного контроля при сборке ТВЭЛов применялись и раньше. В частности, в способе, описанном в работе [4], активный контроль применяли при формировании топливного столба внутри ТВЭЛа. При этом формируют столб топливных таблеток в виде неполного столба, осуществляют его загрузку в оболочку ТВЭЛ, а измерение длины столба топливных таблеток в снаряженной оболочке осуществляется после установки топливного столба внутрь ТВЭЛ измерением длины компенсационного объема в снаряженной оболочке.

Таким образом, по разнице между длиной части оболочки, предназначенной для размещения топливного столба, и длиной компенсационного объема определяют длину столба топливных таблеток в оболочке. Далее формируют недостающую часть топливного столба и доснаряжают недостающую часть топливных таблеток. По измеренной длине компенсационного объема делается вывод о длине топливного столба и величине его недостающего фрагмента.

В данном способе не учитывается, что длина компенсационного объема может определяться не только суммарной длиной таблеток набранного столба. Длину компенсационного объема могут изменить образовавшиеся при установке неполного топливного столба зазоры между отдельными таблетками, заклинивание топливного столба на пути к месту размещения, разрушение таблеток в процессе их установки и т. п. Причиной сбоя при установке могут стать: повреждение (сужение внутреннего диаметра) или искривление оболочки ТВЭЛа, повреждение таблеток топливного столба при загрузке, попадание топливной крошки между таблетками. Брак, связанный с образованием в

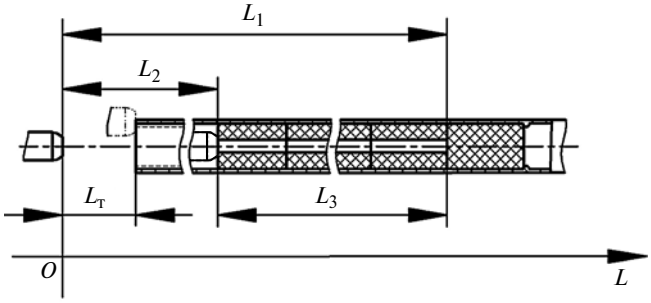


Рис. 3. Установка первого фрагмента топливного столба и ось координат системы сборки

процессе установки зазоров между отдельными топливными таблетками, при таком способе можно выявить только после сборки, например гамма-абсорбционным методом. В этом случае операция доснаряжения становится абсолютно бесполезной.

Предлагается новый способ автоматизированной сборки ТВЭЛов, позволяющий не только контролировать суммарную длину топливного столба внутри ТВЭЛа, но и определять точное положение устанавливаемого компонента, диагностировать и измерять образовавшийся зазор между устанавливаемыми компонентами. Если компонент не был доведен до его положения или зазор превышает допустимую величину, изделие отбраковывают.

Отличие предлагаемого способа заключается в том, что измерение длины устанавливаемых компонентов, и в частности фрагментов топливного столба, выполняют перед сборкой. Таким образом, длина всех устанавливаемых фрагментов известна перед загрузкой. В ходе установки контролируются три параметра: координата конца устанавливаемого компонента относительно выбранного начала координат; координата конца предыдущего установленного компонента относительно выбранного начала координат; длина устанавливаемого компонента.

Разработанный способ заключается в следующем. Комплектующие устанавливают с помощью штока, что позволяет унифицировать устройство для разнотипных компонентов и выполнять последовательно ряд операций на одной сборочной позиции. Привод перемещения штока связан со следящей системой, что позволяет контролировать в процессе сборки его положение. Все компоненты перед установкой последовательно вводятся в пространство между открытым торцом ТВЭЛа и торцом штока, затем заталкиваются штоком внутрь ТВЭЛа.

Установка компонентов и проверка ее правильности осуществляются относительно оси координат, начало которой связано с концом устанавливающего штока в задвинутом положении (рис. 3). Перед началом сборки ТВЭЛ фиксируют.

Определяют длину устанавливаемых компонентов, в том числе подобранных фрагментов топливных столбов. Перед сборкой определяют координату последнего установленного внутрь ТВЭЛ компонента. Установку фрагментов топливных столбов и комплектующих, кроме пружинного фиксатора, осуществляют в упор с ограничением прикладываемого на шток усилия. При достижении максимального усилия подача штока прекращается. Достижение заданного усилия может быть обусловлено приходом компонента в заданное место (он упирается в предыдущий установленный компонент), а также остановкой в промежуточном положении из-за искривления ТВЭЛа. После завершения подачи штока считывается фактический ход конца штока относительно начала координат, который соответствует требуемому положению загружаемого компонента.

Установка пружинного фиксатора осуществляется с ограничением усилия, прикладываемого к штоку. Конец штока выводится в заданную координату, обеспечивая тем самым необходимое поджатие пружинного фиксатора, или шток останавливается, при достижении заданного усилия.

Контроль зазоров между компонентами выполняют по трем координатам. На рис. 3 показана установка первого фрагмента топливного столба: L_1 — координата конца предыдущего установленного компонента (см. рис. 1, вставка *3*) относительно начала координат; L_2 — координата конца устанавливаемого компонента относительно начала координат; L_3 — длина устанавливаемого компонента. Зазор между компонентами рассчитывают по формуле $L_з = L_1 - L_2 - L_3$. При этом зазор между установленными компонентами должен быть меньше допустимой величины $L_д$ с учетом суммарной погрешности $\Sigma\Delta_L$ измерения:

$$L_з + \Sigma\Delta_L < L_д. \quad (1)$$

ТВЭЛ, у которого зазор между компонентами больше с учетом погрешности измерения, бракуют.

Контроль поджатия пружинного фиксатора. Контролируется длина $L_ф$ пружинного фиксатора в сжатом состоянии. Контроль выполняют по двум координатам: L_1 — координата конца предыдущего компонента относительно выбранного начала координат; L_2 — координата конца поджимаемого пружинного фиксатора относительно выбранного начала координат. Длину пружинного фиксатора в сжатом состоянии вычисляют по формуле $L_ф = L_1 - L_2$. Погрешность измерения должна быть меньше допуска на поджатие фиксатора.

Контроль положения верхней заглушки. Контролируется зазор между открытым концом ТВЭЛа и заплечиками верхней заглушки по двум координатам: координата конца верхней заглушки относительно начала координат; $L_т$ — координата открытого конца ТВЭЛа относительно начала координат (см. рис. 3); зазор не должен превышать допуск с учетом погрешности измерения.

При этом или открытый конец ТВЭЛа фиксируется специальными средствами в определенном положении на расстоянии $L_т$ от начала координат (конец штока в задвинутом положении), или после фиксации ТВЭЛа измеряется координата открытого конца ТВЭЛа (см. рис. 3, размер $L_т$). Измерение можно выполнять с помощью штока при смещении оси ТВЭЛа или специального щупа.

Определение требуемой точности сборочного оборудования

Определим требуемую точность исполнительных механизмов сборочной системы в случае определения зазора между устанавливаемыми компонентами. Согласно формуле (1) $L_з < L_д - \Sigma\Delta_L$.

Суммарная погрешность измерения зазора складывается из погрешностей измерения трех величин: погрешности ΔL_1 измерения координаты конца предыдущего установленного компонента, погрешности ΔL_2 измерения координаты конца установленного компонента, погрешности ΔL_3 измерения длины устанавливаемого компонента. Тогда

$$\Sigma\Delta_L = \Delta L_1 + \Delta L_2 + \Delta L_3.$$

Суммарная ошибка измерения системы сборки должна быть меньше допустимого зазора. Для ТВЭЛ реактора ВВЭР-1000 допустимый зазор между таблетками составляет 3 мм, а сумма зазоров между таблетками для всего топливного столба — менее 8 мм [3]. Для корректной работы сборочной системы при допустимом зазоре 3 мм имеем $\Sigma\Delta_L \approx 0{,}3$ мм. Соответственно погрешность одного измерения составляет 0,1 мм.

Точность разрешения современных датчиков перемещения составляет 0,01 мм. Так, датчик MME-MTS-AIF фирмы FESTO обеспечивает разрешение 0,01 и работает на длине до 2000 мм [5]. Ошибку измерения системы сборки можно проверить испытаниями на контрольном образце.

Испытания показали, что сборочная система, оснащенная подобными средствами измерений, величина разрешения которых на 2 порядка больше контролируемой величины, обеспечивает требуемую точность.

Последовательность сборочных операций с применением активного контроля при верификации одной линейной координаты:

1) установка компонентов и проверка правильности их установки по оси координат, начало ко-

торой связано с концом устанавливающего штока в крайнем положении;

2) фиксация собираемого изделия в процессе сборки;

3) определение координаты последнего установленного компонента относительно начала оси координат перед началом сборки;

4) получение информации о длине каждого устанавливаемого компонента;

5) установка компонентов с ограничением усилия по координате или по положению в упор; считывание фактического хода конца штока относительно начала координат;

6) контроль правильности установки компонентов по трем величинам: координате конца установленного компонента относительно начала координат; координате конца предыдущего установленного компонента относительно начала координат, длине устанавливаемого компонента.

Применение активного контроля при автоматизированной сборке изделий позволяет выявить брак непосредственно при сборке и своевременно вывести его из технологического потока, а также исключить дополнительные технологические переходы. На основе предложенных решений возможен синтез новых технологических схем и их оптимизация.

БИБИЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 2295786 Рос. Федерации:** МПК G21C21.02. Способ и устройство для изготовления незагрязненных мокс-топливных стержней.
2. **Пат. 2397557 Рос. Федерации:** МПК G21C21. 02. Способ изготовления тепловыделяющих элементов ядерного реактора.
3. **Решетников Ф. Г.** Разработка, производство и эксплуатация тепловыделяющих элементов энергетических реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1995. 320 с.
4. **Пат. 2156508 Рос. Федерации:** МПК G21C21.00. Способ и устройство снаряжения таблетками оболочек стержневых тепловыделяющих элемент.
5. **http:**//xdki.festo.com/xdki/data/doc_ENGB/PDF/EN/MLO-ME_EN. PDF

УДК 621.762

В. П. РЕВА, канд. техн. наук, Ю. Н. МАНСУРОВ, д-р техн. наук (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), В. Г. КУРЯВЫЙ, канд. хим. наук (Институт химии ДВО РАН, г. Владивосток), В. В. ПЕТРОВ, В. А. КИМ, доктора технических наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), e-mail: festurvp@mail.ru

Изготовление твердосплавных пластин повышенной стойкости для режущего инструмента[1]

Разработана технология изготовления пластин из порошков карбидов титана и вольфрама, полученных механохимическим синтезом, предназначенных для сборного инструмента. Приведены результаты испытаний механических свойств твердых сплавов.

Ключевые слова: карбиды, механохимический синтез, твердый сплав, пластина, резание, стойкость.

The production technology of plates from titanium and tungsten carbides powders, obtained by mechanochemical synthesis, oriented for split-design tooling, is developed. The test results of mechanical properties of hard alloys are presented.

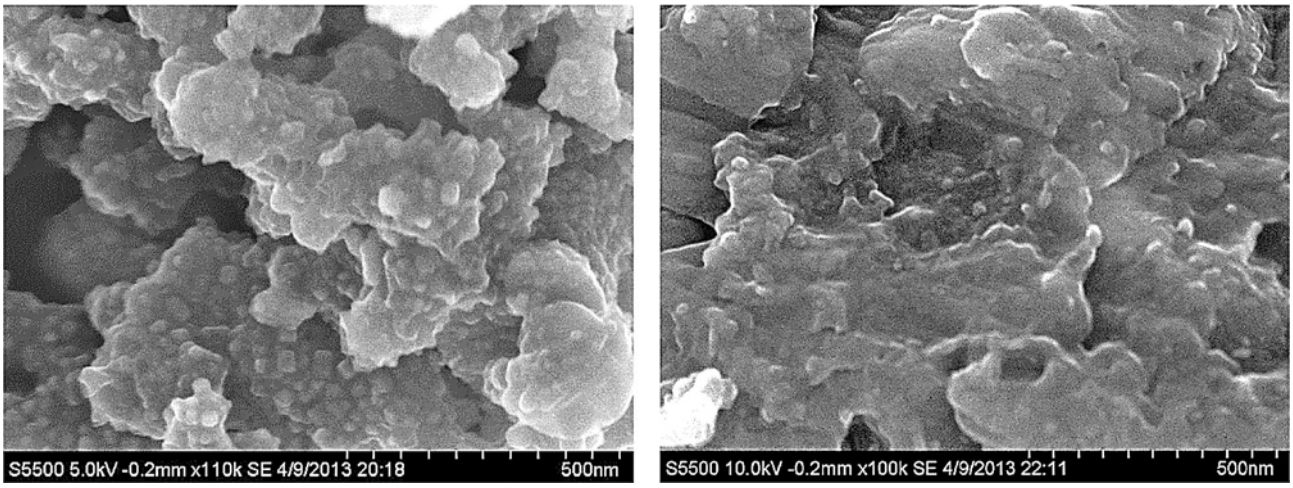
Keywords: carbides, mechanochemical synthesis, hard alloy, plate, cutting, resistance.

Производство твердых сплавов относится преимущественно к области порошковой металлургии. Твердые сплавы состоят из карбидов вольфрама, титана и тантала, скрепленных кобальтовой связкой, и обладают высокими твердостью, износо- и теплостойкостью [1, 2].

Порошки карбидов смешивают с порошком кобальта, затем прессуют изделия требуемой формы и спекают при температуре, близкой к температуре плавления кобальта. Из твердого сплава изготовляют пластины разных размеров и форм, которыми оснащают резцы, фрезы, сверла, зенкеры и другие инструменты для обработки закаленных сталей и таких неметаллических материалов, как стекло и фарфор. Применение пластин из твердых сплавов на основе карбида вольфрама позволяет обрабатывать металлы на сверхвысоких скоростях резания благодаря их очень высокой твердости, износостойкости и красностойкости. Из востребованных твердосплавных композиций следует отметить сплав ВК8, из которого изготовляют инструмент для бурения, волочения и чернового точения жаропрочных и коррозионно-стойких сталей, а также сплавов титана.

Сплав ВК-8, обладающий высокой прочностью и ударной вязкостью, применяют для изготовле-

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ по постановлению П 218, договор № 02.G25.31.0035-225 от 12.02.2013 г. между ОАО "Дальневосточный завод "Звезда" и Министерством образования и науки РФ.



а) *б*)

Рис. 1. Морфология поверхности порошка карбида вольфрама (*а*) и карбида титана (*б*)

ния твердосплавных штампов, работающих при больших ударных нагрузках. Недостатком твердых сплавов в сравнении с быстрорежущей сталью является их хрупкость, которая повышается с уменьшением содержания в сплаве кобальта.

Титановольфрамовый твердый сплав Т15К6, также обеспечивающий высокопроизводительную обработку материалов резанием, предназначен, главным образом, для обработки сталей, при которой образуется сливная стружка. Сплав Т15К6 по сравнению с однокарбидными вольфрамокобальтовыми сплавами отличается большей стойкостью к окислению, твердостью и теплостойкостью [2] и его можно применять при высоких скоростях резания. Недостатками сплава Т15К6 являются высокая остаточная микропористость и наличие в структуре единичных пор размером 50÷100 мкм. Сплав Т15К6 имеет пониженные прочность и ударную вязкость, а ввиду высокой твердости (90÷92 *HRA*) шлифуется только алмазным инструментом, что обусловливает его использование в основном в виде пластин, которые закрепляют механически или с помощью пайки на державках инструмента.

Создание твердосплавной смеси, которая после спекания приобретает повышенную прочность и высокую ударную вязкость в сочетании с умеренной твердостью, — основная цель исследований, связанных с разработкой и усовершенствованием твердых сплавов.

В работах [3—6] показано, что аморфный углерод, синтезируемый пиролизом из растительного сырья, обладает ценным комплексом физико-химических свойств, в том числе является эффективным углеродным агентом для механохимического синтеза карбидов вольфрама и титана, имеющих пониженное (до 20 раз) содержание серы в сравнении с карбидами, полученными с использованием классических углеродных агентов. Порошки синтезированных карбидов (рис. 1) — преимущественно ультрадисперсные, содержат до 10 мас. % фракций с размером частиц от 50 до 150 нм, что способствует дальнейшему компактированию и спеканию карбидной композиции.

Цель данной работы — исследование технологии изготовления твердых сплавов ВК8 и Т15К6 с использованием порошков карбидов титана и вольфрама, полученных механохимическим синтезом, и эксплуатационных свойств пластин из них. Карбид вольфрама синтезировали на вибрационной мельнице, карбид титана — на варио-планетарной [3—6].

Карбид вольфрама синтезировали по реакции $WO_3 + 3Mg + C = WC + 3MgO + Q$ с использованием оксида вольфрама марки "ХЧ" и магния чистотой 99,95 %. Полученный продукт отмывали в растворе соляной кислоты плотностью 1,15 г/см^3.

Карбид титана синтезировали по реакции $Ti + C = TiC + Q$ с использованием порошка марки ПТЭС-2 дисперсностью 150÷200 мкм и чистотой 99,8 %.

В качестве углеродсодержащего материала при синтезе карбидов титана и вольфрама использовали аморфный углерод, полученный пиролизом из шелухи овса и мха сфагнума бурого [3, 4]. В качестве связки при изготовлении твердых сплавов применяли ультрадисперсный порошок кобальта ПК-1у (ГОСТ 9721—79) размерностью 3÷7 мкм и плотностью 8,93 г/см^3. Карбидсодержащие компоненты смешивали с кобальтом в спирте в количествах, соответствующих химическому составу сплава. Отгонку спирта осуществляли с помощью

универсального дистиллятора K-355 BUCHI Labortechnik AG (Швейцария) по стандартной методике в течение 25÷35 мин.

Для промышленного продукта использовали смесь твердосплавных порошков ВК8 и Т15К6 производства ОАО "Кировоградский завод твердых сплавов" (СТО 00196144-0727-210. "СМК. Процессы жизненного цикла продукции. Смеси твердосплавные для производства изделий").

Для улучшения прессуемости, уменьшения трения между прессовкой и стенками пресс-формы, а также для повышения прочности вводили пластификатор. При холодном прессовании в качестве пластификатора использовали синтетический каучук, растворенный в бензине АИ-95 в количестве 3 мас. % для сплава ВК8 и 1 мас. % для сплава Т15К6, так как при таком содержании пластификатора спеченные образцы имеют наилучшую прочность при изгибе. При увеличении пластификатора увеличивается содержание свободного углерода в результате разложения синтетического каучука на стадии спекания, что негативно отражается на эксплуатационных свойствах твердосплавной продукции.

Образцы прессовали при давлении 1,1÷1,3 т/см^2 на порошковом прессе EPM-500 GA (KHP). Содержание свободного углерода в твердом сплаве определяли газообъемным методом (ГОСТ 25599.2—83) на мультифазном газоанализаторе фирмы LECO RC-412 (США). Твердосплавные композиции спекали в высокотемпературной вакуумной печи Nabertherm VHT 100/22-MO (Германия).

Для спекания твердосплавной композиции ВК8 использовали три экспериментальных режима: I — предварительное спекание с противоточной подачей водорода при температуре 930 °С, время нагрева 147 мин, выдержка 60 мин, окончательное спекание при температуре 1410 °С в вакууме $1 \cdot 10^{-4}$ мбар в течение 85 мин; II — спекание в вакууме при температуре 1400 °С и максимальном для данной печи вакууме $1 \cdot 10^{-5}$ мбар в течение 155 мин; III — изостатическое горячее прессование в вакууме на лабораторном прессе фирмы AIP (США) при температуре 1430 °С, давлении 1,3 т/см^2 и выдержке 5 мин.

Для спекания твердосплавной композиции Т15К6 использовали два экспериментальных режима: I — предварительное спекание с прямоточной подачей водорода при температуре нагрева 920 °С, время нагрева 125 мин, выдержка 55 мин, окончательное спекание при температуре 1370 °С в вакууме $1 \cdot 10^{-4}$ мбар в течение 70 мин; II — спекание при температуре 1370 °С и максимальном вакууме в течение 140 мин.

Содержание кислорода и азота в сплаве определяли с помощью элементного анализатора ONH-2000 фирмы Eltra (Германия). Плотность ρ (г/см^3) исследуемых образцов определяли методом гидростатического взвешивания (ГОСТ 20018—74). Ударную вязкость спеченного твердого сплава определяли по ГОСТ 9554—78, коэффициент теплопроводности — по ГОСТ 25599.2—83. Модуль упругости определяли по резонансу между собственными колебаниями образца и колебаниями, возбужденными генератором [6].

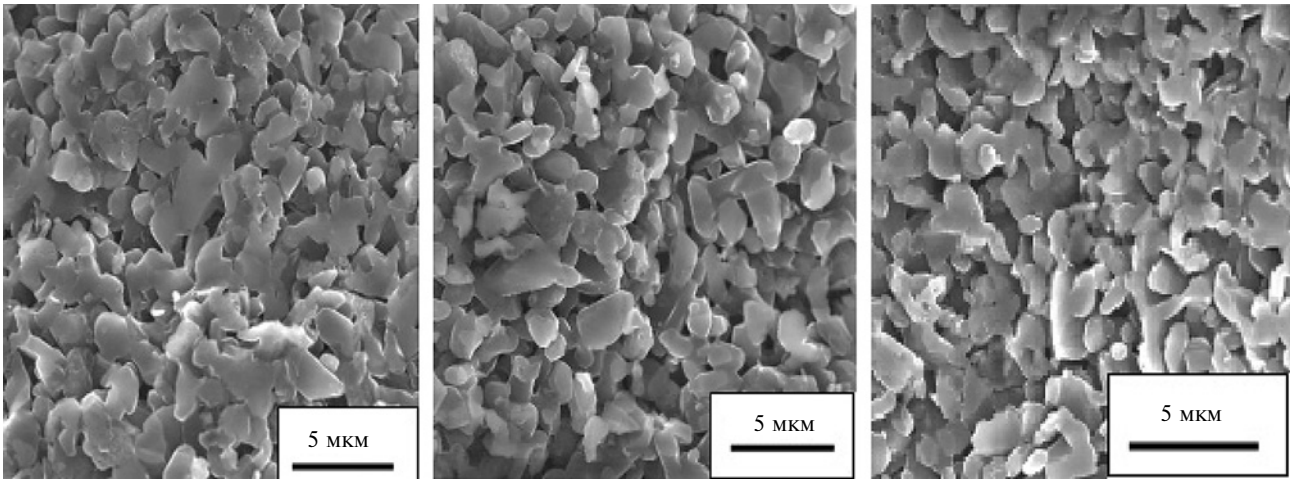
Предел прочности сплавов при изгибе определяли на универсальной испытательной машине EUS-20 (Германия) по методике испытания твердых сплавов (ГОСТ 20019—74); предел прочности при сжатии — на универсальной тестовой машине UTS-100 по ГОСТ 27034—86.

Таблица 1

Структурные и физико-механические показатели твердого сплава ВК8 при разных режимах спекания

Показатель	Режим спекания		
	I. В водороде с противотоком + вакуум (смешанный режим)	II. В вакууме	III. Изостатическое горячее прессование в вакууме
Доля твердой фазы, об. %	84 ± 1,7 / 83,9	85 ± 11,2 / 83,1 ± 1,2	89 ± 1,1 / 86,3 ± 1,1
Средний размер частицы карбида вольфрама, мкм	2,22 ± 0,03 / 2,41 ± 0,03	2,1 ± 0,03 / 2,17 ± 0,03	1,7 ± 0,02 / 1,9 ± 0,02
Средняя толщина прослойки кобальта, мкм	0,74 ± 0,04 / 0,77 ± 0,04	0,54 ± 0,04 / 0,63 ± 0,04	0,34 ± 0,03 / 0,45 ± 0,03
Плотность, 10^{-3} кг/м^3	14,5 ± 0,4 / 14,6 ± 0,4	14,6 ± 0,4 / 14,7 ± 0,4	14,9 ± 0,4 / 15 ± 0,4
Твердость, ГПа	13,7 ± 0,7 / 11,2 ± 0,7	14,4 ± 0,7 / 12,3 ± 0,7	18,3 ± 0,7 / 15,4 ± 0,7
Модуль упругости, 10^{-4} МПа	61 ± 1 / 60 ± 1	61,5 ± 1 / 60,5 ± 1	63 ± 1 / 61,5 ± 1
Предел прочности при изгибе, МПа	2,24 ± 0,1 / 2,12 ± 0,1	2,64 ± 0,1 / 2,37 ± 0,1	2,97 ± 0,1 / 2,74 ± 0,1
Предел прочности при сжатии, ГПа	4,5 ± 0,2 / 4,3 ± 0,2	4,7 ± 0,2 / 4,5 ± 0,2	4,9 ± 0,2 / 4,7 ± 0,2
Ударная вязкость, кДж/м^2	35 ± 2 / 34 ± 2	62 ± 2 / 51 ± 2	95 ± 2 / 77 ± 2
Вязкость разрушения, МПа · м$^{1/2}$	11 ± 0,5 / 10 ± 0,5	14 ± 0,5 / 12 ± 0,5	17 ± 0,5 / 14 ± 0,5

Примечание. В числителе приведены данные для экспериментальной смеси, в знаменателе — для промышленной.



1 2 3

Рис. 2. Микроструктуры экспериментального твердого сплава ВК8 при спекании на смешанном режиме (1), в вакууме (2) и изостатическим горячим прессованием (3)

Морфологию поверхности порошков карбидов вольфрама и титана исследовали на электронном сканирующем микроскопе высокого разрешения Hitachi S5500 (Япония); микроструктуру твердого сплава — на электронном сканирующем микроскопе JSM 6510LA (JEOL, Япония).

В качестве режущего инструмента использовали сборные резцы с режущими четырехгранными пластинами из твердых сплавов, которые испытывали [7] на токарно-винторезном станке повышенной точности ИС1-1 (95ТС-1) при продольном точении заготовки ∅130 мм из стали 45Х (для сплава Т15К6) и ∅70 мм из жаропрочного сплава ХН70Ю (для сплава ВК8). Охлаждающие жидкости при испытаниях не применяли.

Режимы испытаний [8]:

для пластин из сплава Т15К6: скорость резания — 60 м/мин, подача — 0,3 мм/об, глубина резания — 0,3 мм;

для пластин из сплава ВК8: скорость резания — варьируемая, подача — 0,3 мм/об, глубина резания — 0,7 мм.

Критерием изнашивания принят предельный износ фаски по задней поверхности, который определяли на инструментальном микроскопе 45X Motic SMZ-168-TL (КНР) в зависимости от времени резания при черновом (для сплава ВК8) и чистовом (для сплава Т15К6) точениях.

Исследование твердого сплава ВК8

Микроструктуры экспериментального твердого сплава ВК8, полученного на трех режимах спекания, приведены на рис. 2. Наиболее дисперсная развитая структура наблюдается у твердого сплава, полученного изостатическим горячим прессованием, средний условный размер частицы карбида вольфрама — 1,7 мкм (табл. 1).

В структуре сплава, спеченного на смешанном режиме, наблюдаются сравнительно крупные зерна карбида вольфрама, средний условный размер частицы карбида вольфрама — 2,22 мкм. В промышленной твердосплавной смеси, изготовленной на любом режиме спекания, средний размер частицы карбида на 10 % больше размера частицы в экспериментальных смесях.

Твердые сплавы, изготовленные на экспериментальных режимах спекания, имея меньшую в сравнении с промышленным продуктом плотность, показали большую на 14÷18 % твердость и стабильно более высокие физико-механические свойства (см. табл. 1), Причем, если разница в свойствах сплавов, полученных на смешанном режиме спекания, не превышает 5 %, то для сплавов, полученных спеканием в вакууме и изостатическим горячим прессованием, составляет 15÷20 %.

Сравнительные испытания показали, что при резании стойкость экспериментальных пластин, изготовленных изостатическим горячим прессованием, в 5÷19 раз выше стойкости промышленных резцов в зависимости от скорости резания (табл. 2).

Таблица 2

Стойкость, мин, пластин из промышленного и экспериментального твердого слава ВК8

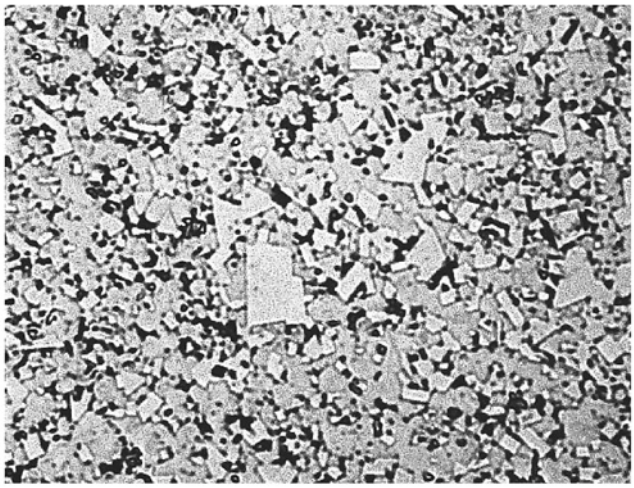
Сплав	Скорость резания, м/мин						
	20	25	30	35	40	100	150
Промышленный	27	15	11	5	2,3	0,7	0,55
Экспериментальный	135	115	85	69	43	6,9	5,7

Исследования твердого сплава Т15К6

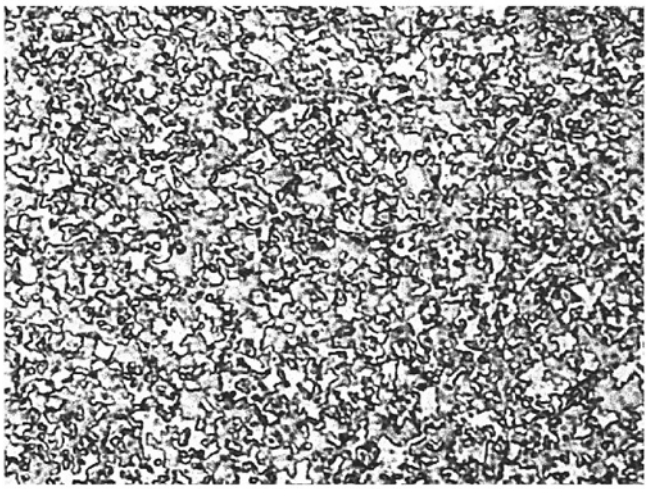
Микроструктуры стандартного (коммерческого) и экспериментального твердого сплава Т15К6, изготовленного на режиме II, представлены на рис. 3. Стандартный твердый сплав имеет относительно крупные зерна карбидов, ограниченные прямолинейными поверхностями, характерными для частиц, измельчение которых связано с хрупким разрушением. Между некоторыми зернами наблюдается относительно широкая прослойка кобальтовой связки. Экспериментальный материал характеризуется более мелким зерном с границами раздела в большинстве случаев округлой формы, размер микропор не превышает 3 мкм (табл. 3). Анализ показал, что содержание свободного углерода в твердом сплаве, спеченном на экспериментальных режимах, в 30÷50 раз меньше, чем в твердом сплаве, полученном по классической технологии.

Пластическая деформация твердого сплава происходит преимущественно в результате смещения зерен по границам, так как сами зерна карбидов титана и вольфрама практически не деформируются, хотя в них возможна генерация дислокаций и их скольжение. При пластической деформации твердого сплава зерна могут совершать относительно друг друга линейные и ротационные смещения с преобладанием последних. Зерна карбидов, имеющие неравноосную форму с прямолинейными границами, сложнее поддаются ротационным смещениям, поэтому стандартные твердые сплавы группы ТК отличаются высокой твердостью, низкой пластичностью и ударной вязкостью, и как инструментальный материал их применяют только при отсутствии больших динамических силовых возмущений при резании.

Экспериментальный твердый сплав характеризуется большей пластичностью благодаря скругленным границам и более мелкому зерну, что облегчает их ротационные перемещения. Ударная вязкость экспериментального твердого сплава в 6÷7 раз выше ударной вязкости коммерческого твердого сплава (см. табл. 3).



а)



б)

Рис. 3. Микроструктуры твердого сплава Т15К6 стандартного (*а*) и экспериментального при спекании на режиме II (*б*)

Сравнительные испытания режущих пластин из твердого сплава Т15К6 показали, что стойкость при резании экспериментальных пластин в 2÷3 раза выше стойкости пластин из промышленного твердого сплава (табл. 4).

Таблица 3

Свойства и механические показатели твердого сплава Т15К6 в зависимости от режима спекания

Режим спекания	Размер пор, мкм	Содержание свободного углерода, об. %	Плотность, г/см^3	Предел прочности при изгибе, МПа	Предел прочности при сжатии, МПа	Ударная вязкость, Дж/см^2	Твердость, *HRA*
I. В водороде + вакуум	3	0,011	11,3÷11,5	1200 ± 10	4470	3,28	92,7 ± 0,5
II. В вакууме	2÷3	0,007	11,2÷11,3	1240 ± 10	4530	3,96	93,4 ± 0,5
Промышленная технология	12÷15	0,400	11,3÷11,7	1170 ± 10	4150	0,54	90,1 ± 0,5

Таблица 4

Стойкость (износ, мм) пластин из промышленного и экспериментального твердого сплава Т15К6 при спекании на режиме II

Сплав	Время испытания, мин											
	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
Промышленный	0,17	0,19	0,24	0,26	0,27	0,35	0,38	0,42	0,49	0,54	0,57	0,62
Экспериментальный	0,06	0,1	0,11	0,11	0,12	0,13	0,13	0,15	0,16	0,17	0,18	0,19

Таким образом, экспериментально подтверждено, что использование ультрадисперсных порошков карбидов вольфрама и титана, полученных механохимическим синтезом, для производства спеченных твердых сплавов ВК8 и Т15К6, обладающих высокими эксплуатационными свойствами, перспективно для изготовления высокоэффективных режущих и штамповых инструментов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Самсонов Г. В., Витрянюк В. К., Чаплыгин Ф. И.** Карбиды вольфрама. Киев: Наукова думка, 1974. 176 с.
2. **Скороход В. В.** Порошковые материалы на основе тугоплавких металлов и соединений. Киев: Техніка, 1982. 167 с.
3. **Перспективные** модификации углерода для механохимического синтеза карбида титана / В. П. Рева, Д. В. Онищенко, В. В. Чаков, Б. А. Воронов // Доклады РАН. 2012. № 4. С. 421—423.
4. **Перспективные** нанокомпозитные материалы на основе возобновляемых растительных ресурсов / Д. В. Онищенко, В. П. Рева, В. В. Чаков и др. // Металлург. 2012. № 9. С. 59—62.
5. **Рева В. П., Онищенко Д. В., Курявый В. Г.** Приоритетные критерии механохимического синтеза карбидов титана и вольфрама с участием различных углеродных компонентов // Металлург. 2012. № 12. С. 41—46.
6. **Рева В. П., Онищенко Д. В.** Синтез карбида вольфрама в режиме механически стимулированного теплового взрыва системы WO_3—Mg—C // Физика горения и взрыва. 2014. Т. 50. № 1. С. 78—84.
7. **Башков В. М., Канев П. Г.** Испытания режущего инструмента на стойкость. М.: Машиностроение, 1985. 136 с.
8. **Металлические** порошки и порошковые материалы: Справочник / Б. Н. Бабич, Е. В. Вершинина, В. А. Глебов и др.; под ред. Ю. В. Левинского. Мю: ЭКОМЕТ, 2005. 520 с.

УДК 621.793

Ю. М. ДОМБРОВСКИЙ, д-р техн. наук, М. С. СТЕПАНОВ, канд. техн. наук (Донской ГТУ, г. Ростов-на-Дону), e-mail: yurimd@mail.ru

Новые возможности поверхностного легирования стали в порошковых средах

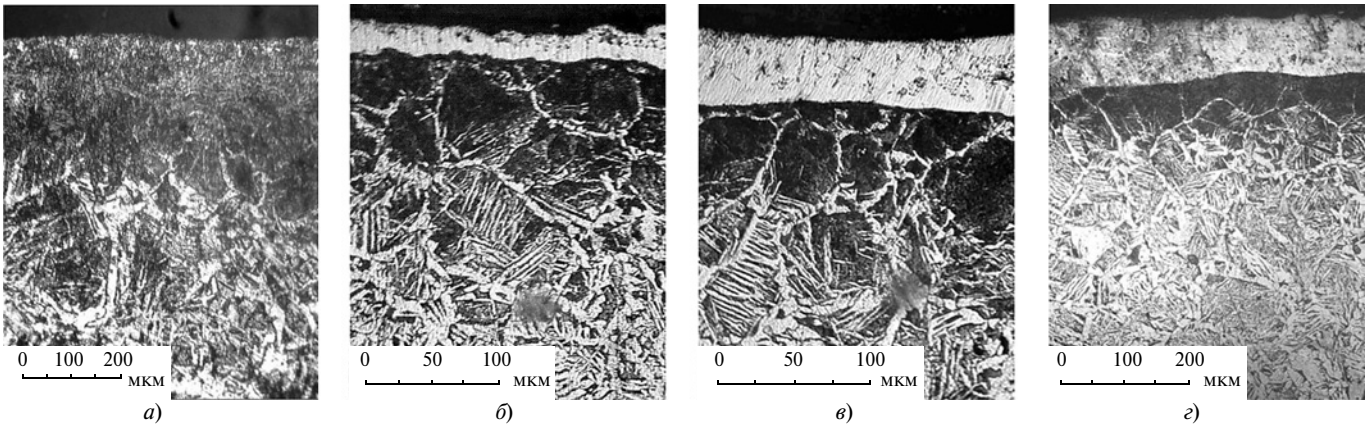
Предложен способ микродугового диффузионного насыщения стальных изделий в порошковой среде из каменного угля, значительно ускоряющий цементацию и обеспечивающий получение высокотвердого покрытия на основе карбидов хрома и молибдена.

Ключевые слова: изделие, сталь, химико-термическая обработка, микродуговое диффузионное насыщение, цементация, высокотвердое карбидное покрытие.

The method of microarc diffusion coating of steel products in powder environment from coal, which significantly accelerates the cementation and provides obtaining of very hard coating on the base of chromium and molybdenum carbides, is suggested.

Keywords: product, steel, thermochemical treatment, microarc diffusion coating, cementation, very hard carbide coating.

Химико-термическая обработка (ХТО) — один из наиболее распространенных видов поверхностного упрочнения. Сочетание термического и химического воздействий позволяет формировать требуемые химический и фазовый составы, структуру и свойства поверхностного слоя стальных изделий [1, 2]. Из существующих способов ХТО наибольшее применение получило диффузионное насыщение в порошковых средах, используемое для цементации, хромирования, алитирования, титанирования, комплексного термодиффузионного насыщения. Этот способ применяется в массовом и мелкосерийном ремонтном производстве и, как правило, осуществляется в герметизированных контейнерах с традиционным печным нагревом.



Микроструктура диффузионного слоя на стали 20 после микродуговой цементации (*а*), микродугового хромирования (*б*), микродугового хромирования с использованием активатора (*в*) и микродугового молибденирования (*г*)

Общим недостатком ХТО является большая продолжительность — несколько десятков часов.

Для интенсификации диффузионного насыщения применяют электроконтактный, индукционный, лазерный, электронно-лучевой и другие методы скоростного нагрева металлических изделий [3—6].

Цель работы — изучение возможности и условий интенсификации процесса диффузионного насыщения в порошковой среде с использованием микродуговой ХТО (МДХТО), при которой упрочняемое стальное изделие погружают в цилиндрический контейнер с порошком каменного угля и нагревают путем пропускания электрического тока по цепи "контейнер — порошковая среда — изделие" [7].

Особенность процесса — возникновение микродуговых разрядов в порошковой среде, вызванных замыканием и размыканием проводящих цепочек из частиц порошка при нагреве и выгорании их в местах контакта. В процессе МДХТО наблюдается концентрация микродуг вокруг поверхности изделия, что приводит к нагреву и воспламенению угольного порошка в этой зоне [7].

На процесс МДХТО влияет газовыделение в порошковой среде. При нагревании каменного угля образуется оксид углерода по реакции $2C + O_2 = 2CO$. При пиролизе угля также выделяеются некоторые количества диоксида углерода, водорода и метана [8, 9]. Интенсивное выделение оксида углерода формирует "кипящий" порошковый слой вокруг поверхности изделия, активизируя диффузионное насыщение в результате перемешивания частиц порошка и принудительного подвода диффузанта к насыщаемой поверхности.

Горение оксида углерода по реакции $2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2$ является источником тепловой энергии, что обеспечивает дополнительный нагрев изделия.

Оксид углерода является источником атомарного углерода в результате диссоциации при его контакте с поверхностью изделия по реакции $2CO \rightarrow C + CO_2$, что способствует ее науглероживанию. Атомарный углерод диффундирует в насыщаемый металл, а диоксид углерода взаимодействует с углеродом каменного угля по реакции $CO_2 + C \rightarrow 2CO$, что обеспечивает непрерывную цементацию.

Совместное действие указанных процессов значительно ускоряет диффузионное насыщение по сравнению с традиционными методами. Экспериментально установлено, что цементация образцов из стали 20 диаметром 12 мм и длиной 35 мм в течение 3 мин в условиях микродугового нагрева при плотности тока на поверхности образца 0,53 А/см^2 позволяет сформировать науглероженный слой эвтектоидной концентрации толщиной до 0,3 мм (рисунок, *а*) [7].

Кроме того, высокая науглероживающая способность порошка каменного угля в режиме микродугового нагрева позволяет реализовать комплексное диффузионное насыщение и создать на поверхности стали высокотвердое покрытие в результате одновременно протекающих процессов цементации и насыщения карбидообразующими элементами.

Изучали диффузионное хромирование в режиме МДХТО. Источником диффузанта был оксид хрома (Cr_2O_3). Каменный уголь при пиролизе обеспечивает присутствие в реакционной среде углерода, оксида углерода, водорода и метана, способствующих восстановлению оксида хрома до атомарного состояния. На основании термодинамического анализа [13] реакций восстановления Cr_2O_3 установлено, что наиболее вероятна реакция прямого восстановления оксида хрома атомарным углеродом.

Экспериментально карбидообразование при МДХТО проверяли на образцах и по режиму, описанным выше, при этом на поверхность образцов перед погружением в угольный порошок наносили электропроводящее гелеобразное вещество, содержащее оксид хрома. На поверхности (рисунок, *б*) формировалось карбидное покрытие толщиной 20÷25 мкм с микротвердостью 12÷13,5 ГПа, что соответствует микротвердости карбидов хрома. Далее располагалась науглероженная зона с перлитной структурой, плавно переходящая в исходную ферритно-перлитную структуру.

Изучали возможность диффузионного хромирования в режиме МДХТО с добавкой в реакционную зону хлорида аммония, который, как правило, используют в качестве активатора процессов ХТО [1, 2]. Эффективность активатора при МДХТО экспериментально проверяли на образцах и по режиму, описанным выше, с использованием гелеобразного вещества с оксидом хрома и хлоридом аммония. Формировалось карбидное покрытие (рисунок, *в*) глубиной 40÷45 мкм с микротвердостью 12÷13,5 ГПа.

Таким образом, введение в реакционную среду активатора позволяет примерно в 2 раза увеличить толщину карбидного покрытия.

Исследовали диффузионное насыщение стальных образцов молибденом в режиме микродугового нагрева с использованием молибдата аммония [$(NH_4)2MoO_4$], который при нагревании до температуры 150 °С разлагается на триоксид молибдена, воду и аммиак по реакции $(NH_4)_2MoO_4 \rightarrow MoO_3 + H_2O + NH_3$.

На основании термодинамического анализа реакций восстановления триоксида молибдена (MoO_3) установлено, что при температурах до 1015 К наиболее вероятно его восстановление с образованием диоксида молибдена (MoO_2), а при более высокой температуре — атомарного молибдена. Кроме того, атомарный молибден образуется в результате восстановления диоксида оксидом углерода при температуре меньше 1060 К и углеродом — при более высоких температурах. Молибден и углерод в атомарном состоянии могут совместно диффундировать в глубь стального образца с образованием карбида Mo_2C по реакции $2Mo + C \rightarrow Mo_2C$.

Экспериментальную проверку проводили на образцах и по режиму, описанным выше, с использованием электропроводящего гелеобразного вещества с молибдатом аммония. Формировалось слаботравящееся покрытие (рисунок, *г*) глубиной 80÷150 мкм с микротвердостью 14,5÷15 ГПа, что соответствует микротвердости карбида молибдена. Под карбидным слоем располагается науглероженная зона с перлитной структурой, далее — ферритно-перлитная структура, характерная для исходного структурного состояния стали 20.

Таким образом, с помощью МДХТО можно создавать высокотвердые карбидные покрытия на поверхностях стальных образцов при предварительном нанесении электропроводного гелеобразного вещества с карбидообразующими элементамив (Cr, Mo). Использование активатора значительно интенсифицирует процесс МДХТО.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лахтин Ю. М., Арзамасов Б. Н.** Химико-термическая обработка металлов. М.: Металлургия, 1985. 256 с.

2. **Ворошнин Л. Г., Менделеева О. Л., Сметкин В. А.** Теория и технология химико-термической обработки. М.: Новое знание, 2010. 304 с.

3. **Электрохимико-термическая** обработка металлов и сплавов / И. Н. Кидин и др. М.: Металлургия, 1978. 320 с.

4. **Справочник** по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Под общ. ред. В. А. Волосатова. Л.: Машиностроение, 1988. 719 с.

5. **Берлин Е. В., Коваль Н. Н., Сейдман Л. А.** Плазменная химико-термическая обработка поверхности стальных деталей. М.: Техносфера, 2012. 464 с.

6. **Плазменно-электролитическое** модифицирование поверхности металлов и сплавов / Под общ. ред. И. В. Суминова. М.: Техносфера, 2011. Т. 1. 464 с.

7. **Домбровский Ю. М., Степанов М. С.** Микродуговая цементация стальных изделий в порошковых средах // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 12. С. 25—29.

8. **Химия** и переработка угля / В. Г. Липович, Г. А. Калабин, И. В. Калечиц и др.; Под общ. ред. В. Г. Липовича. М.: Химия, 1988. 336 с.

9. **Гюльмалиев А. М., Головин Г. С., Гладун Т. Г.** Теоретические основы химии угля. М.: Изд-во Московского государственного горного университета, 2003. 556 с.

10. **Заваров А. С., Баскаков А. П., Грачев С. В.** Химико-термическая обработка в кипящем слое. М.: Машиностроение, 1985. 160 с.

11. **Пат. 2477336 Рос. Федерации:** МПК C23C8/60, 8/66. Способ цементации металлического изделия.

12. **Бабий В. И., Куваев Ю. Ф.** Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.

13. **Морачевский А. Г., Сладков И. Б.** Термодинамические расчеты в металлургии. М.: Металлургия, 1985. 136 с.

УДК 621.791.052.004.64

М. Н. ЗАХАРОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), Е. М. МОРОЗОВ, д-р техн. наук (МИФИ),
В. А. НАСОНОВ (РГУ нефти и газа им. И. М. Губкина), e-mail: zmn@bmstu.ru

Оценка опасности сварочных дефектов методом приведения к эквивалентной трещине

Предложена методика определения длины эквивалентной трещины для оценки внутренних сварочных дефектов по пределу трещиностойкости материала.

Ключевые слова: сварочный дефект, эквивалентная трещина, диаграмма трещиностойкости.

The technique of definition of the equivalent crack length for internal assessment of welding defects on the tensile fracture toughness of the material.

Keywords: welding defect, the equivalent of crack, crack resistance chart.

Контроль качества сварных соединений обязателен при техническом освидетельствовании технологического оборудования. Диагностированные дефекты подлежат оценке на допустимость. Дефекты не всегда трещиноподобны. Оценить их опасность можно с помощью известных гипотез прочности (например, энергетической) после анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне дефекта. Конфигурация дефектов и нагрузки, как правило, таковы, что задачу анализа НДС приходится решать в упругопластической постановке численным методом, что весьма трудоемко. Подходы механики разрушения позволяют оценить опасность трещиноподобных дефектов без анализа НДС в зоне дефекта. Необходимо знать лишь напряжения на некотором расстоянии от дефекта, рассчитанные без учета их концентрации в зоне дефекта, и характерные размеры дефекта. С учетом необходимости применения сложных расчетных схем и методов для оценки НДС конструкций с нетрещиноподобными дефектами целесообразно рассмотрение любого внутреннего дефекта как трещины некоторой эквивалентной длины. Приведение такого дефекта к эквивалентной трещине позволяет выполнить прочностную оценку конструкции, используя традиционные подходы механики разрушения.

В качестве объектов исследования в настоящей работе рассматриваются плоские образцы стыкового сварного соединения (листовая сталь 09Г2С; электроды УОНИ-13/55) с внутренними дефектами в виде шлаковых включений и пор (рис. 1). Данные образцы были испытаны на растяжение, в результате чего разрушились по сварочному дефекту.

При нагружении детали с геометрической неоднородностью местные напряжения в ее окрестности превышают номинальное напряжение $\sigma_н$ в α_σ раз (α_σ — коэффициент концентрации напряжений). Для дефекта длиной y эквивалентной будем считать трещину, перед вершиной которой эпюра действительных напряжений ($\sigma_д$) проходит через точку A с координатами $y/2—y_э/2$ и $\alpha_\sigma\sigma_н$ (рис. 2).

Асимптотическая кривая распределения действительных напряжений перед вершиной трещины отрыва описывается уравнением

$$\sigma_д = K/\sqrt{2\pi r},$$

где

$$K = \sigma_н\sqrt{\pi\frac{y_э}{2}\sqrt{\sec\left(\frac{\pi y_э}{2a}\right)}}, \qquad (1)$$

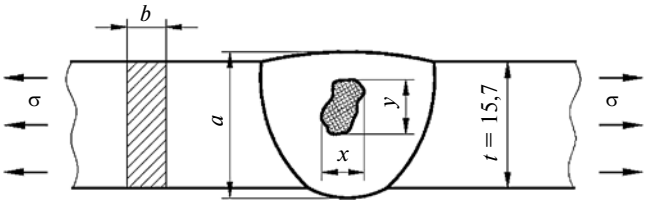


Рис. 1. Плоский сварной образец с нетрещиноподобным дефектом

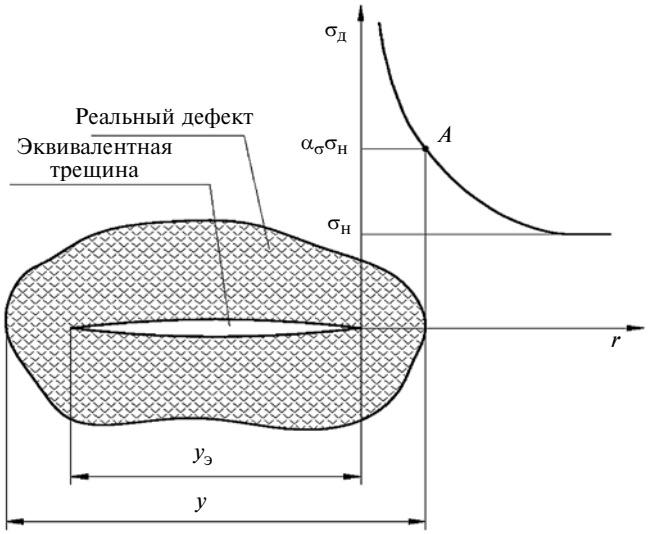


Рис. 2. Схема определения длины $y_э$ эквивалентной трещины

Таблица 1

Размеры образцов и дефектов, коэффициент концентрации напряжений и соответствующая длина $y_э$ эквивалентной трещины

Номер образца	a, мм	b, мм	x, мм	y, мм	α_σ	$y_э$, мм	Δ_y, %
1	17,3	5,0	3,4	8,7	7,9	8,6	1,1
2	18,3	4,8	3,7	6,4	5,0	6,3	1,6
3	17,7	4,9	3,3	6,5	5,7	6,4	1,5
4	16,8	5,2	6,2	6,6	3,8	6,3	4,5
5	16,8	5,3	2,4	4,3	4,9	4,2	2,3
6	17,2	5,3	6,4	5,5	3,2	5,2	5,5
7	16,4	4,8	4,9	5,1	3,4	4,9	3,9
8	15,9	5,5	7,0	5,0	2,9	4,7	6,0
9	17,2	5,4	4,4	7,0	5,0	6,8	2,9
10	16,8	5,6	5,7	5,0	3,2	4,7	6,0
11	16,7	5,4	5,1	6,1	4,0	5,9	3,3
12	16,7	5,7	4,5	3,8	2,8	3,6	5,3
13	16,0	5,1	2,4	2,6	3,3	2,5	3,8
14	15,8	5,1	5,2	2,4	2,1	2,2	8,3
15	16,3	4,8	2,7	2,4	2,9	2,3	4,2
16	15,6	5,0	2,8	2,6	2,9	2,4	7,7
17	15,7	4,9	3,6	2,3	2,3	2,1	8,7
18	18,0	5,0	3,4	6,6	5,5	6,5	1,5

K — коэффициент интенсивности напряжений (КИН) для одноосного растяжения пластины конечной ширины a с некраевой трещиной длиной $y_э$ [1].

Тогда для точки A (см. рис. 2) справедливо выражение

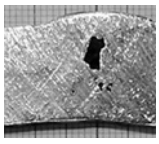
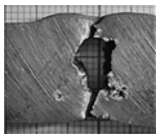
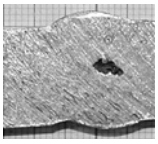
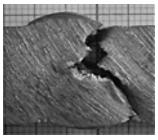
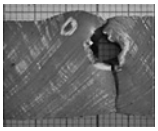
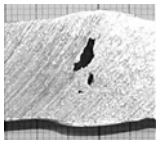
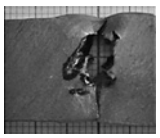
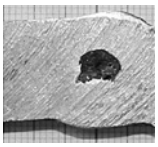
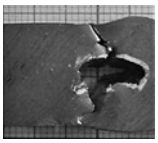
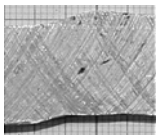
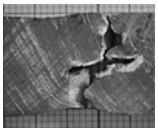
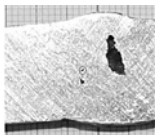
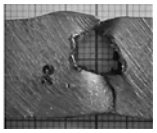
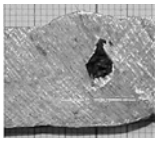
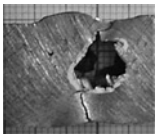
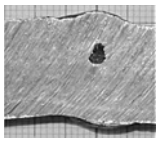
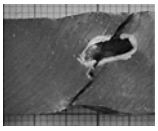
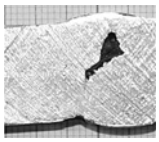
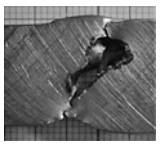
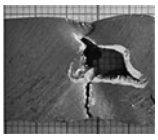
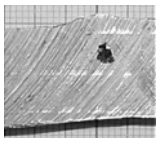
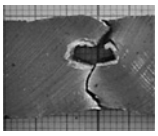
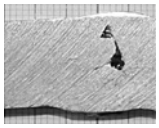
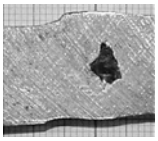
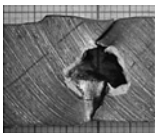
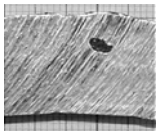
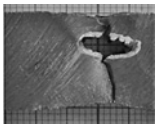
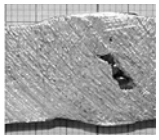
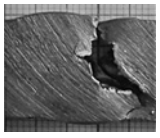
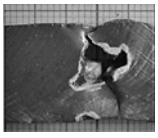
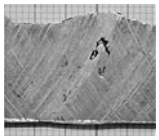
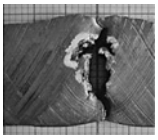
$$\sqrt{\frac{y_э}{2(y-y_э)}\sec\left(\frac{\pi y_э}{2a}\right)} = \alpha_\sigma. \qquad (2)$$

Значения α_σ для эллиптического отверстия в растягиваемой пластине конечной ширины в зависимости от отношения y/x сторон эллипса и относительного размера y/a дефекта приведены в работе [2].

Согласно формуле (2) величина $y_э$ не зависит от напряжений в конструкции и определяется только геометрией дефекта и условиями нагружения. В табл. 1 представлены исходные размеры восемнадцати образцов с дефектами (табл. 2), а также длины $y_э$ соответствующих эквивалентных трещин, найденные по формуле (2) методом итераци-

Таблица 2

Результаты испытаний на растяжение сварных образцов с дефектами

Номер образца	До испытаний	После испытаний	Номер образца	До испытаний	После испытаний	Номер образца	До испытаний	После испытаний
1			7			13		
2			8			14		
3			9			15		
4			10			16		
5			11			17		
6			12			18		

онной подстановки. Для сравнения эквивалентной трещины с реальным дефектом для каждого образца вычислен показатель

$$\Delta_y = \frac{y - y_э}{y} 100. \qquad (3)$$

Согласно табл. 1 и рис. 3 заметное относительное уменьшение Δ_y размера дефекта после приведения его к эквивалентной трещине наблюдается только для несплошностей, весьма далеких по форме от острых концентраторов напряжений (трещин). При этом $\alpha_\sigma < 3{,}5$, что согласно работе [2] характерно для круглого или эллиптического отверстия, вытянутого вдоль оси приложения нагрузки.

Перейдя от реальных дефектов к эквивалентным трещинам, можно непосредственно оценить прочность рассматриваемых образцов с позиций

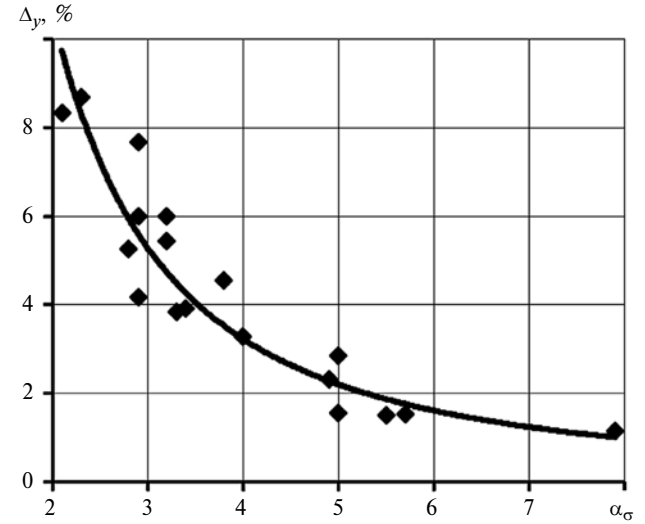


Рис. 3. Зависимость относительного уменьшения Δ_y размера дефекта при его замене эквивалентной трещиной

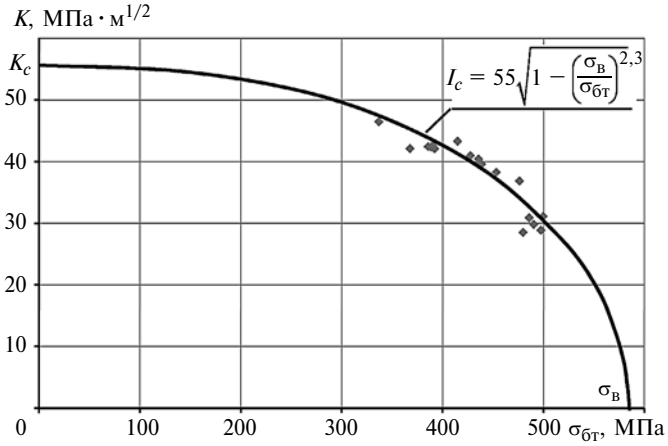


Рис. 4. Диаграмма предельной трещиностойкости для эквивалентных трещин

Таблица 3

Результаты испытаний на растяжение и расчета $K_{пр}$ для сварных образцов с дефектами

Номер образца	$\sigma_{бт}$, МПа	$K_{пр}$, МПа · м$^{1/2}$	Номер образца	$\sigma_{бт}$, МПа	$K_{пр}$, МПа · м$^{1/2}$
1	337	46,5	10	438	39,6
2	392	42,1	11	415	43,3
3	390	42,6	12	476	36,9
4	389	42,4	13	486	30,9
5	453	38,3	14	480	28,5
6	427	41,0	15	490	29,8
7	435	40,5	16	500	31,1
8	435	39,6	17	497	28,9
9	368	42,1	18	386	42,4

механики разрушения. Поскольку разрушение в зоне сварочного дефекта носит вязкий характер с некоторыми признаками хрупкого долома, оценку рационально проводить с использованием двухпараметрического критерия на основе диаграммы трещиностойкости материала [3]: $K \le I_c$, где I_c — предел трещиностойкости, т. е. предельный коэффициент интенсивности напряжений, представленный в виде функции отношения разрушающих напряжений ($\sigma_{бт}$) при текущей длине трещины (так называемое брутто-напряжение) к напряжениям $\sigma_в$ в образце без трещины. Выражение для определения данной величины фактически описывает кривую трещиностойкости материала.

Для определения предела трещиностойкости используем выражение:

$$I_c = K_c \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_{бт}}{\sigma_в}\right)^q}, \qquad (4)$$

где K_c — критический КИН (вязкость разрушения) материала.

Определим предельный КИН $K_{пр}$ для рассматриваемых сварных соединений с трещиной длиной $y_э$, подставив в формулу (1) вместо $\sigma_н$ разрушающее брутто-напряжение $\sigma_{бт}$, найденное как отношение максимальной нагрузки при растяжении к исходной площади сечения образца в области разрыва без учета дефекта (табл. 3).

На рис. 4 значения $K_{пр}$ показаны точками. Диаграмма предельной трещиностойкости, построенная по уравнению (4) при $K_c = 55$ МПа · м$^{1/2}$ и $q = 2{,}3$, соответствует экспериментальным значениям (точки), что подтверждает правильность принятого двухпараметрического критерия. При этом

УДК 621.91.01.

Х. И. АХМЕДОВ, канд. техн. наук, А. А. ЖУМАЕВ (НГТИ, г. Навои, Узбекистан), e-mail: ahmadjon_jumayev@mail.ru

Производственные испытания фрез

Предложен метод производственных испытаний при обработке различных материалов.

Ключевые слова: зуборезный инструмент, чистовое фрезерование, затупление, прижег.

The method of production tests at processing of various materials is suggested.

Keywords: gear-cutting tool, finish milling, blunting, burn.

Предварительная приработка как метод повышения стойкости и надежности инструмента экономически оправдана применительно к такому дорогостоящему инструменту как фасонные, зуборезные, шлицеобрабатывающие и другие инструменты, годовые затраты на эксплуатацию которых часто превышают расходы на обслуживание самого станка.

Многофакторность процесса изнашивания режущего инструмента — основная причина, затрудняющая его строгое математическое описание. Методика исследования основана на минимизации нежелательного фактора и усилении интересующего, что достигалось многократным повторением одной и той же серии опытов с подсчетом критериев адекватности или проведением лабораторных опытов при варьировании одного или двух факторов процесса при строгом соблюдении постоянства остальных [1].

При исследовании стойкости инструмента эксперименты проводили как в лабораторных, так и в производственных условиях; надежность инструмента исследовали только в производственных условиях. Основную серию опытов проводили при зубо- и шлицефрезеровании червячными фрезами в цехах Навоийского машиностроительного завода, Ташкентского агрегатного завода и ПО "Ташкентский тракторный завод". Основные характеристики испытуемого инструмента приведены в таблице.

Работоспособность зуборезного инструмента оценивали по характеру его износа по задней поверхности режущего зуба при обработке плановых деталей. В качестве обрабатываемого материала в основном использовали заготовки из конструкционных сталей 45, 40Х, 30ХГТ и 30ХГСА. Предварительно проводили черновую, получистовую и чистовую токарную обработку поверхностей заготовки и посадочного отверстия [2]. Точность заготовки соответствовала 10 и 9 квалитетам; обработанные зубчатые колеса удовлетворили требованиям 9—8 класса точности.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 82)

предел прочности металла шва в полученном сварном соединении составляет $\sigma_в$ = 584 МПа.

Таким образом, переход от внутреннего дефекта сложной конфигурации к эквивалентной трещине заключается в подборе типовой расчетной схемы нагружения конструкции и оценке локального повышения напряжений в зоне дефекта. Экспериментальные данные показывают, что дальнейшую оценку опасности дефекта можно производить с помощью диаграммы трещиностойкости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пестриков В. М., Морозов Е. М.** Механика разрушения: Курс лекций. СПб.: ЦОП "Профессия", 2012. 552 с.

2. **Петерсон Р.** Коэффициенты концентрации напряжений. Графики и формулы для расчета конструктивных элементов на прочность: Пер. с англ. М.: Мир, 1977. 303 с.

3. **Булатова А. З., Захаров М. Н., Морозов Е. М.** Оценка опасности расслоений в металле конструкций на основе диаграммы трещиностойкости // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2010. № 3. С. 41—46.

Заготовки зубчатых колес с модулем $m = 10$ мм предварительно подвергали черновому зубофрезерованию модульной дисковой фрезой с припуском $t = 2{,}5$ мм под последующее чистовое зубофрезерование, режим которого соответствовал получистовому резанию: подача $S_0 = 2{,}01$ мм/об (средняя подача на зуб составляла $S_z = 0{,}185 \div 0{,}21$ мм/зуб); глубина резания $t = 2{,}5 \div 4$ мм; скорость резания $v = 20 \div 50$ м/мин.

Фрезерование осуществляли при обильном смазывании зоны обработки сульфофрезолом или индустриальным маслом И-20. Биение фрезы контролировали индикатором часового типа, прикрепленным на специальной стойке к станине. Оно не превышало 0,05 мм; при превышении указанного значения оправку заменяли. Величину радиального биения фрезы повторно проверяли после резания.

Износ инструмента измеряли с помощью микроскопа Бринелля с 24-кратным увеличением. Также измеряли износ по задней поверхности всех зубьев инструмента, участвующих в резании, но основное внимание уделяли наиболее нагруженным зубьям. Износ зуба измеряли по всему профилю, включая вершину и боковые поверхности. Фрезу считали неработоспособной при максимальном износе 1 мм, независимо от места его расположения.

Характерным признаком потери работоспособности крупномодульных червячных фрез являются сколы, появляющиеся на первый взгляд случайно. Величины сколов и их повторяемость анализировали дифференцировано, независимо от износа инструмента [3].

При оценке надежности инструмента потерю работоспособности определяли по суммарному проявлению износа и скола: если величина последнего достигала 1 мм, инструмент считали неработоспособным вне зависимости от величины износа. Так как надежность характеризуется вероятностными показателями, эксперимент предусматривал получение больших статистических данных по работоспособности инструмента.

Основные характеристики червячных, модульных и шлицевых фрез

Фреза	Геометрические параметры, мм	Материал	Твердость *HRC*, мкм
Модульная	$m = 6{,}0$	Р6М5Ф	62÷64
Модульная	$m = 10{,}0$	Р6М5	62÷64
Модульная	$m = 3{,}5$	Р6М5Ф	62÷64
Шлицевая	102 × 120	Р6М5	62÷64
Шлицевая	90 × 120	Р6М5	62÷64
Зуборезные головки для обработки конических зубчатых колес	—	Р6М5	61÷62

Стойкость режущего инструмента оценивали временем его работы или числом обработанных деталей до принятого критерия затупления. Процесс изнашивания анализировали по кривой износа во времени, однако снятие этой характеристики в производственных условиях представляет определенные трудности, связанные с периодическим запуском в обработку разных деталей и, соответственно, разных заготовок. Поэтому большую часть результатов производственных экспериментов анализировали по интенсивности изнашивания, которую определяли как величину износа инструмента по задней поверхности, отнесенную к одной детали или к единице времени:

$$\omega = \Delta h_з / \Delta N \quad \text{или} \quad \omega = \Delta h_з / \Delta\tau,$$

где ω — интенсивность изнашивания инструмента; ΔN — число обработанных деталей за время $\Delta\tau$; $\Delta h_з$ — приращение величины износа по задней поверхности за время $\Delta\tau$ в зоне установившегося износа.

Предварительную приработку инструмента осуществляли на разных режимах резания, которые варьировались в основном изменением скорости и подачи. Методика предварительной приработки в производственных условиях полностью соответствовала лабораторной. Режимы предварительной приработки оптимизировали с применением математической теории факторного планирования эксперимента.

Переточку червячной фрезы и зуборезных головок осуществляли по передней поверхности абразивными кругами из белого электрокорунда на керамической связке. Характеристика и режим заточки абразивного инструмента полностью соответствовали нормативам. Качество переточек оценивали визуально по отсутствию остаточного износа и прижега.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бобров В. Ф.** Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с.

2. **Кремнёв Л. С., Синопальников В. А.** Изменение структуры и свойств в режущей части инструментов из быстрорежущих сталей в процессе непрерывного точения // Вестник машиностроения. 1974. № 5. С. 63—67.

3. **Ким В. А., Якубов Ф. Я.** Влияние твердости на триботехнические свойства режущего инструмента // Тез. Докл. VII Всесоюз. симпозиума по механоэмиссии и механохимии твердых тел. Ташкент, 1979. С. 130, 131.

УДК 677. 21.051.2

Р. Ш. СУЛАЙМОНОВ, канд. техн. наук (ОАО "Paxtasanoat ilmiy markazi", Республика Узбекистан, г. Ташкент),
Б. М. МАРДОНОВ, д-р физ.-мат. наук, А. Е. ЛУГАЧЕВ, д-р техн. наук (Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности),
e-mail: batsam@list.ru

Модель движения слоя зернистой среды при линтеровании

Исследована закономерность движения семян в линтере. Рассмотрена модель взаимодействия слоев семян с ворошителем. Определена толщина слоя в зоне линтерования.

Ключевые слова: линтер, рабочая камера, ворошитель, пильный цилиндр, семенной валик, давление, скорость.

The behavior of seed movement in a linter is investigated. The model of interaction of seed layers with an agitator is considered. The layer thickness in lintering zone is determined.

Keywords: linter, working chamber, agitator, saw cylinder, seed roll, pressure, velocity.

На хлопкоочистительных заводах в технологическом процессе линтерования семян применяют линтеры марки 5ЛП. Съем линта определяется зазором между ворошителем и поверхностью гарнитуры пильного цилиндра. При съеме 1,5÷2,0 % линта затрудняется вывод семян из рабочей камеры, что приводит к их задержке в зоне линтерования и повышению механической поврежденности семян и снижению качества линта.

Экспериментальные исследования линтерования хлопковых семян и эксплуатация линтеров показали, что линтер 5ЛП, оснащенный серийной рабочей камерой УМПЛ, обеспечивает 50÷60 % его паспортной производительности [1]. Одной из основных причин снижения производительности машин и ухудшения качества получаемого материала является несовершенство конструкции одного из основных рабочих органов — ворошителя *2* (рис. 1), который ввиду конструктивных недостатков не обеспечивает требуемой скорости семенного валика в рабочей камере *1* [2]. При этом в семенном валике образуется несколько слоев, вращающихся с разными скоростями.

Рассмотрим модель движения слоя семян при вращении ворошителя. Слой семян толщиной $h_0 = R - r_0$ (где R — радиус рабочей камеры; r_0 — внутренний радиус слоя), который заполняет объем камеры *1*, совершает круговое движение вместе со слоем среды толщиной $h = r_1 - r_0$ (где r_1 — внешний радиус движущегося слоя, $r_1 \le R$) с постоянной угловой скоростью ω. Движение слоя семян считаем постоянным с учетом небольших отклонений от состояния равновесия в плоскости, перпендикулярной оси цилиндра. Используем цилиндрические координаты r и θ с началом координат в центре O цилиндра. Семяна и линт моделируем зернистой средой, объемная деформация частиц которой определяется сдвиговой деформацией по квадратичному закону [3]:

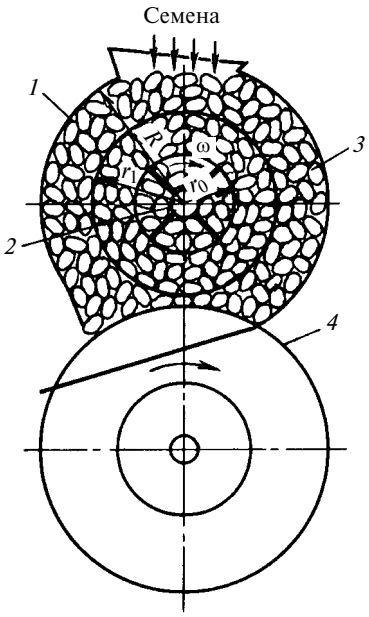


Рис. 1. Схема движения семенного валика в рабочей камере линтера 5ЛП:
1 — рабочая камера; *2* — ворошитель; *3* — семенной валик; *4* — пильный цилиндр

$$\varepsilon = \mu(\gamma_r^2 + \gamma_\theta^2 + \gamma_{r\theta}^2),$$

где $\varepsilon = \varepsilon_r + \varepsilon_\theta$ — объемная деформация $\left(\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r},\ \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial v}{\partial \theta}\right)$; $\gamma_r = \varepsilon_r - \frac{1}{2}\varepsilon = \frac{1}{2}(\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)$, $\gamma_\theta = \varepsilon_\theta - \frac{1}{2}\varepsilon = \frac{1}{2}(\varepsilon_\theta - \varepsilon_r)$, $\gamma_{r\theta} = \varepsilon_{r\theta}$ — компоненты тензора девиатора деформации; $\varepsilon_{r\theta} = \varepsilon_{\theta r} = \frac{1}{r}\frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{v}{r}$ — сдвиговая деформация; μ — коэффициент связи двух видов деформаций; $u = u(r, \theta)$ и $v = v(r, \theta)$ — перемещения частиц упаковок соответственно вдоль радиуса и перпендикулярно к нему.

При больших скоростях вращения слоя принимаем $u = u(r)$ и $v = v(r)$.

Компоненты тензора напряжения определяем по формулам [3]:

$$\sigma_r = -p(r)\left[1 - 2\mu\left(\frac{du}{dr} - \frac{u}{r}\right)\right];$$

$$\sigma_\theta = -p(r)\left[1 + 2\mu\left(\frac{du}{dr} - \frac{u}{r}\right)\right];$$

$$\sigma_{r\theta} = 2\mu p(r)\left(\frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r}\right),$$

где p — давление.

При небольших значениях параметра μ принимаем $\sigma_r = -p(r)$ и $\sigma_\theta = -p(r)$. При этом давление $p(r)$ и напряжение $\sigma_{r\theta}$ удовлетворяют уравнениям:

$$\left.\begin{aligned} \frac{dp}{dr} &= \rho r\omega^2 \text{ при } r_0 < r < r_1; \\ \frac{dp}{dr} &= 0 \text{ при } r_1 < r < R, \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

$$\frac{d\sigma_{r\theta}}{dr} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r} = 0$$
$$\text{при } r_0 < r < R. \quad (2)$$

Давление $p(r)$ и напряжение $\sigma_{r\theta}$ на границе слоя определяем из уравнений (1) и (2) при условии $r = r_0$. Для сохранения заданной толщины слоя при установившемся движении необходимо, чтобы на границе слоя выполнялись требуемые условия: $p = p_0$, $\sigma_{r\theta} = r_0$ при $r = r_0$.

Полагаем, что на границе подвижного и неподвижного слоев выполняются условия скольжения: $\sigma_{r\theta} = fp$ при $r = r_1$.

При этих условиях уравнения (1) и (2) имеют решения:

$$p = p_0[1 + \beta(\xi^2 - 1)]$$
$$\text{при } 1 \le \xi \le \xi_1;$$

$$p = p_1 = p_0[1 + \beta(\xi_1^2 - 1)]$$
$$\text{при } \xi_1 \le \xi \le \xi_2;$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{\tau_0}{\xi^2} \text{ при } 1 \le \xi \le \xi_1;$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{fp_1}{\xi^2} \text{ при } \xi_1 \le \xi \le \xi_2,$$

где $\xi = r/r_0$;

$\beta = \rho\omega^2 r_0/2p_0\xi_1 = r_1/r_0$; $\xi_2 = R/r_0$;

$$\xi_1 = \frac{\beta - 1 + \sqrt{(\beta-1)^2 + 4\tau_0\beta/fp_0}}{2\beta}.$$

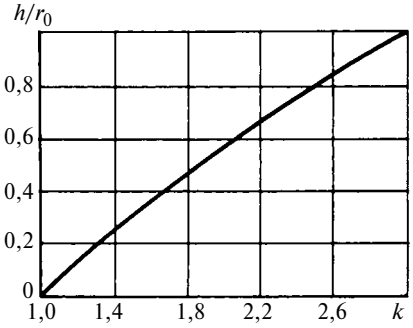


Рис. 2. Зависимость отношения h/r_0 от параметра k

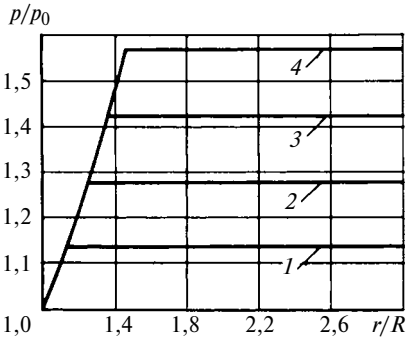


Рис. 3. Изменения давления p/p_0 в зависимости от отношения r/R при k = 1,2 (*1*), 1,4 (*2*), 1,6 (*3*), 1,8 (*4*)

Из условий $1 \le \xi_1 \le \xi_2$ следует

$$1 \le \frac{\tau_0}{fp_0} \le 1 + \xi_2^2 - \xi_2.$$

Если на внутреннюю границу слоя действует только центробежная сила, то можно принять $p_0 = \rho\omega^2 r_0$, тогда $\beta = 0{,}5$. При установившемся движении крутящий момент рассчитаем по формуле

$$M = 2\pi\int_{r_0}^{R}\sigma_{r\theta}r^2 dr = 2\pi r_0^2\tau_0(R - r_0).$$

Откуда определим касательное напряжение $\tau_0 = \dfrac{M}{2\pi r_0^2(R - r_0)}$.

Таким образом, для реализации установившегося движения момент на границе слоя должен удовлетворять неравенству $M_1 < M < M_2$, где $M_1 = 2\pi r_0^3(R - r_0)f\rho\omega^2$, $M_2 = 2\pi r_0^3(R - r_0)f\rho\omega^2 \times (1 + \xi_2^2 - \xi_2)$. При $M < M_1$ момент окажется недостаточным для образования слоя с внутренним радиусом r_0, при $M > M_2$ весь слой будет вращаться внутри цилиндрического пространства.

На рис. 2 приведены зависимости безразмерной толщины h/r_0 вращающегося слоя от безразмерного параметра $k = \tau_0/fp_0$ при $\xi_2 = 2$. При увеличении параметра k (что соответствует уменьшению давления p_0 или увеличению напряжения r_0) толщина вращающегося слоя увеличивается.

Зависимости давления p/p_0 от приведенного радиуса r/R для разных значений параметра k (рис. 3) показывают, что с удалением от центра O давление по толщине слоя сначала увеличивается, а после достижения неподвижной границы остается постоянным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Паспорт** пильного линтера 5ЛП. Ташкент: ТГСКБ по хлопкоочистке, 1981, 18 с.

2. **Пат. FAP00709** Республики Узбекистан. Ворошитель для линтера.

3. **Бердичевский В. Л.** Вариационные принципы МСС. М.: Наука, 1983, 420 с.