ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

9

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

Соломенцев Ю. М., Кабак И. С., Суханова Н. В. — Оценка и прогнозирование надежности программных средств САПР на основе искусственных нейронных сетей . . . 3

Боровский Г. В., Шавва М. А., Захаревич Е. М., Грубый С. В., Маслов А. Р. — Ультрапрецизиционная обработка хрупких оптических материалов . . . 6

Идрисова Ю. В., Кудояров Р. Г., Фецак С. И., Маслов А. Р. — Влияние динамических процессов в технологической системе на волнистость и шероховатость поверхностей обработанной детали . . . 10

Гречишников В. А., Пивкин П. М., Исаев А. В. — Математическое моделирование параметров срезаемого слоя при наружном точении для повышения качества сложнопрофильных деталей . . . 15

Филатов В. В., Чумаева М. В., Порватов А. Н. — Имитационные модели исполнительных двигателей электроприводов станочного оборудования . . . 19

Дмитриев А. М., Коробова Н. В., Якубовская И. А. — Повышение стойкости пуансонов при холодном выдавливании детали типа стакана при активном воздействии сил трения . . . 24

Сосенушкин Е. Н., Яновская Е. А., Сосенушкин А. Е., Емельянов В. В. — Механика немонотонных процессов пластического деформирования . . . 29

Корниенко А. А., Толкачев О. И. — Направления импортозамещения в российском станкостроении . . . 34

Иванова Н. А., Рябов С. А., Шварцбург Л. Э. — Оценка экологичности технологических процессов на основе их интегрального экологического показателя . . . 36

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Ивашов Е. Н., Кравченко Н. П., Яговцев В. О., Федотов К. Д. — Метод последовательного многоцелевого принятия решений при армировании устройств наноперемещений . . . 39

Райков А. А., Бронштейн М. Д., Саликеев С. И., Бурмистров А. В. — Методика построения концевых участков спиралей вакуумных насосов и компрессоров . . . 42

Афонин С. М. — Оптимальное управление многослойным пьезоманипулятором нано- и микроперемещений при продольном пьезоэффекте . . . 46

Колотов Ю. В., Смирнов А. М., Сосенушкин Е. Н. — Новая схема гидропривода шаботного молота . . . 49

Мюллер О. Д., Мелехов В. И., Малыгин В. И. — Теоретические основы упругопластического деформирования мелкодисперсных сред . . . 52

Мамаев И. М., Морозов В. В., Федотов О. В., Филимонов В. Н. — Экспериментальные исследования точности роликовинтовой передачи актуатора для радиотелескопа . . . 59

Архипов В. Е., Лондарский А. Ф., Мельшанов А. Ф., Москвитин Г. В., Пугачёв М. С., Фалалеев Н. С. — Технологические особенности газодинамического напыления покрытий . . . 64

Безукладников А. И., Паршин С. В. — Конечно-элементный анализ процесса профилирования трубы дорнами разной формы . . . 70

Муницын А. И., Белов И. А., Круглов А. В. — Идентификация механических характеристик нелинейно-упругого материала по результатам виброиспытаний . . . 72

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Шрам В. Г., Лысянников А. В., Ковальский Б. И., Безбородов Ю. Н., Ковалева М. А. — Влияние температурной деструкции моторных масел на формирование граничного смазочного слоя . . . 75

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Еремин Е. Н. — Малоотходная технология изготовления кольцевых заготовок из жаропрочных никелевых сплавов . . . 78

Табаков В. П., Верещака А. С., Верещака А. А., Батако А. Д. — Методологические подходы к формированию многослойных покрытий на режущем инструменте . . . 82

CONTENTS

85th Anniversary of Moscow State Technical University "STANKIN"

Solomentsev Yu. M., Kabak I. S., Sukhanova N. V. — Assessment and reliability forecasting of software utilities of computer-aided design on the base of artificial neural networks

Borovskiy G. V., Shavva M. A., Zakharevich E. M., Grabyi S. V., Maslov A. R. — Ultraprecision machining of brittle optical materials

Idrisova Yu. V., Kudoyarov R. G., Fetsak S. I., Maslov A. R. — Influence of dynamic processes in technological system on waviness and roughness of surfaces of machined part

Grechishnikov V. A., Pivkin P. M., Isaev A. V. — Mathematical modeling of cut layer parameters at external turning for improvement of quality of complex geometry parts

Filatov V. V., Chumaeva M. V., Porvatov A. N. — Simulation models of actuating motors of electric drives of machine-tool equipment

Dmitriev A. M., Korobova N. V., Yakubovskaya I. A. — Resistance improvement of punches at cold extrusion of cup-type part at active action of friction forces

Sosenushkin E. N., Yanovskaya E. A., Sosenushkin A. E., Emel'yanov V. V. — Mechanics of nonmonotonic processes of plastic deformation

Kornienko A. A., Tolkachev O. I. — Trends of import substitution in Russian machine-tool imdustry

Ivanova N. A., Ryabov S. A., Shvartsburg L. E. — Environmental compatibility assessment of manufacturing processes on the base of their integral ecological parameter

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Ivashov E. N., Kravchenko N. P., Yagovtsev V. O., Fedotov K. D. — Method of successive multipurpose decision making at reinforcing of nanodisplacement devices

Raykov A. A., Bronshtein M. D., Salikeev S. I., Burmistrov A. V. — Construction methodic of end sections of spirals of vacuum pumps and compressors

Afonin S. M. — Optimal control of multilayer piezomanipulator of nano- and microdisplacements at longitudinal piezoeffect

Kolotov Yu. V., Smirnov A. M., Sosenushkin E. N. — New structure of hydraulic drive of anvil hammer

Myuller O. D., Melekhov V. I., Malygin V. I. — Theoretical foundations of elastoplastic deformation of fine mediums

Mamaev I. M., Morozov V. V., Fedotov O. V., Filimonov V. N. — Experimental research on accuracy of actuator roller screw drive for radiotelescope

Arkhipov V. E., Londarskiy A. F., Mel'shanov A. F., Moskvitin G. V., Pugachev M. S., Falaleev N. S. — Technological features of gas-dynamic spraying of coatings

Bezukladnikov A. I., Parshin S. V. — Finite element analysis of tube profiling process by draw bars of various shapes

Munitsyn A. I., Belov I. A., Kruglov A. V. — Identification of mechanical characteristics of nonlinear elastic material on vibration tests results

Problems oftribology — frictiofy, wearing away and lubrication

Shram V. G., Lysyannikov A. V., Koval'skyi B. I., Bezborodov Yu. N., Kovaleva M. A. — Influence of temperature destruction processes of motor oils on formation of boundary lubricating layer

MANUFACTURING ENGINEERING

Eremin E. N. — Low-waste production technology of ring blanks from heat-resistant nickel alloys

Tabakov V. P., Vereshchaka A. S., Vereshchaka A. A., Batako A. D. — Methodological approaches to formation of multilayer coating on cutting tool

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

Сдано в набор 05.07.2015. Подписано в печать 14.08.2015.
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 681.51:62-50-192.001.57

Ю. М. СОЛОМЕНЦЕВ, чл.-кор. РАН, д-р техн. наук, И. С. КАБАК, Н. В. СУХАНОВА, кандидаты технических наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: ikabak@mail.ru

Оценка и прогнозирование надежности программных средств САПР на основе искусственных нейронных сетей

Рассматриваются вопросы прогнозирования надежности ПС САПР на основе нейросетевой модели.

Ключевые слова: САПР, программные средства, оценка, надежность, прогнозирование, нейросетевая модель.

The problems of reliability forecasting of software utilities of computer-aided design on the base of neuronet model are considered.

Keywords: computer-aided design, software utilities, assessment, reliability, forecasting, neuronet model.

Производство современных изделий машиностроения требует применения систем автоматизации проектных работ в области конструирования, технологии и технологической подготовки производства, в основе которых лежат программные средства (ПС). Для всех процессов жизненного цикла ПС требуются прогноз и оценка их надежности.

Сегодня в условиях финансового и политического кризисов необходимо искать пути выхода из сложившейся ситуации. Основоположник теории качества Э. Дэминг в книге "Выход из кризиса" писал: "Качество — вот путь к выходу из кризиса". Создание качественной продукции, в частности изделий машиностроения, требует повышения качества, в том числе надежности ПС САПР.

Объектами настоящих исследований являются сложные прикладные ПС САПР. Исследуются вопросы обеспечения их надежности.

САПР активно применяют в отраслях общего машиностроения. По целевому назначению различают:

системы с развитыми возможностями машинной графики и геометрического моделирования, применяемые при автоматизированном конструировании с определением форм и взаимного расположения объектов в пространстве;

системы прикладного назначения: имитационное моделирование производственных процессов; расчет на прочность (например методом конечных элементов); синтез и анализ систем автоматического управления и т. п. В их основе лежат как автономные ПС, так и встроенные в комплексные САПР.

Рассмотрим САПР как сложную систему, которая состоит из подсистем:

проектирования (проектные процедуры, например трехмерное моделирование; подготовка конструкторской документации; схемотехнический анализ);

обслуживания (обеспечивают функционирование проектирующих подсистем и подсистем, образующих системную оболочку).

В структуру САПР входят:

техническое обеспечение (компьютеры, сетевое оборудование, линии связи, измерительные средства и пр.);

математическое обеспечение (методы, модели и алгоритмы для проектирования);

программные средства (собственные и заимствованные программы; операционные системы; базы данных; системы управления ими; языки общения, человеко-машинный интерфейс, языки программирования; интерфейсы);

методическое и организационное обеспечение (методики проектирования).

Разработка ПС САПР весьма трудоемкий процесс, а их эксплуатация должна быть продолжительной.

На всех этапах жизненного цикла ПС САПР важна оценка их надежности, однако вопрос в части оценки надежности ПС наименее изучен.

В данной статье рассмотрим только прикладное программное обеспечение (ПО) для проектных работ. Функции, выполняемые подсистемами САПР, разнообразны, их число велико, связи между ними сложны и многочисленны. В разработке ПС, как правило, задействовано большое число разработчиков. ПО разрабатывается разными специалистами с использованием разных инструментальных, системных и заимствованных ПС. Это позволяет отнести ПС САПР к сложным программным средствам, для которых большинство известных моде-

лей надежности (например, Муса, Джелински, Моранда, Шумана и др.) не дают точных и достоверных результатов [1].

До настоящего времени для оценки надежности сложных ПС использовали только расчетно-статистические методы и вероятностные модели, которые не полностью учитывают информацию о всех процессах ПС, поэтому задачи оценки и прогнозирования надежности ПС САПР не были решены.

Потребовалась разработка новых методов и моделей, в том числе на базе искусственных нейронных сетей (ИНС), использование которых позволяет подойти к оценке и прогнозированию надежности ПС с новых позиций, расширить границы применения методов моделирования.

Для прогнозирования и оценки надежности на всех процессах ПС САПР необходимо определять изменение надежности во времени и при переходе от одного процесса к другому. Один из наиболее важных показателей надежности — интенсивность отказов. Известны математические законы, связывающие интенсивность отказов с другими параметрами надежности, такими как вероятность безотказной работы или средняя наработка на отказ [1].

Процессы ПС описаны в стандарте [2]. Ряд процессов жизненного цикла САПР связаны с изменениями интенсивности отказов. К таким процессам, например, относятся разработка и сопровождение ПС.

Цель данного исследования — обеспечение заданного уровня надежности сложных ПС на основе комплекса моделей для прогнозирования и оценки надежности.

Для решения поставленной задачи необходимо создать комплекс моделей для прогнозирования и оценки надежности ПС САПР. Данный комплекс включает в себя две модели: математическую и нейросетевую.

Математически модель описывает изменение интенсивности отказов в процессе разработки и сопровождения ПС. Применение этой модели сопряжено со сложными и ресурсоемкими вычислениями.

Поиск оптимального решения часто невозможен в силу большого числа модулей в ПС, соответствующих числу технологических процессов, оборудования, ресурсов, исполнителей [3, 4].

Поиск решения системы уравнений требует больших затрат времени и ресурсов, поэтому была разработана нейросетевая модель, которая позволяет получить приемлемое решение методом последовательного приближения и оптимизации на основе генетических алгоритмов.

Нейросетевая модель разработана на основе математической модели и использует большую искусственную нейронную сеть (ИНС) особого вида, специфическую для задач оценки и прогнозирования надежности ПС.

При применении больших ИНС сложным является их обучение. На базе особой структуры большой ИНС разработан новый способ непрерывного обучения с применением генетических алгоритмов, существенно сокращающих время обучения.

ПС САПР рассматривается как сложная система, состоящая из групп модулей с разными характеристиками надежности.

Была разработана математическая модель для прогнозирования и оценки надежности ПС через характеристики надежности модулей, которая описывается выражениями [5—7]:

$$H(t) = \sum_{i=1}^{N} \nu_i h_i(t) = -\sum_{i=1}^{N} \nu_i \frac{1}{\tau_i} \ln\left[1 - P_i^0 \alpha_i^{\frac{t}{\sum_{i=1}^{N} \nu_i \tau_i}}\right], \quad (1)$$

где $H(t)$ — интенсивность отказов ПС в момент времени t; ν_i — частотный коэффициент; $h_i(t)$ — интенсивность отказов его модуля ПС; N — число групп модулей; P_i^0 — вероятность отказа i-го модуля до начала его отладки; α_i и τ_i — параметры модели.

Преобразованием модели (1) получена формула

$$H(t) = \sum_{i=1}^{N} \exp(-b_i t + a_i), \quad (2)$$

где a_i, b_i — параметры модели; t — время отладки.

Параметры a_i и b_i математической модели (2) можно вычислить или оценить до начала отладки ПС и уточнить в процессе отладки. Разработанные модели (1 и 2) позволяют прогнозировать и оценивать надежность на всех этапах жизненного цикла ПС. Применение модели (2) для прогнозирования и оценки надежности ПС потребует сложных расчетов и оценки параметров, для упрощения которых, а также для упрощения моделирования, использовали нейросетевую модель надежности на базе обученной большой ИНС специального вида.

В математической модели (2) число слагаемых соответствует числу групп модулей в составе ПС САПР. Для реализации модели ПС САПР потребуется большая ИНС, которую можно реализовать аппаратными, программными или аппаратно-программными средствами. Реализация данной ИНС программным методом требует применения суперкомпьютеров, а аппаратные или программно-аппаратные методы приведут к существенному усложнению аппаратного решения при моделировании работы ИНС.

Для упрощения аппаратно-программной реализации модели надежности на базе больших ИНС разработана модульная вычислительная система, особая коммутаторная и доменная архитектура нейронных сетей.

Нейросетевая модель для оценки и прогнозирования надежности ПС работает следующим об-

разом (рис. 1): на вход обученной ИНС подают значения времени t; на выходе ИНС формируются значения интенсивности отказов $H(t)$.

Нейросетевая модель состоит из слоев, каждый слой моделирует одно слагаемое в формуле (2) и состоит из фрагмента N нейронной сети и модуля A для расчета экспоненты. Каждое из слагаемых формулы (2) можно реализовать отдельным фрагментом обученной нейронной сети, т. е. модель для оценки и прогнозирования надежности ПС состоит из фрагментов обученной ИНС.

Для реализации модели прогнозирования и оценки надежности ПС САПР предложен новый вид ИНС — коммутаторные и доменные ИНС, построенные по технологии МОДУС-НС [8—10].

Технология МОДУС-НС предполагает, что аппаратный комплекс системы управления сложным объектом представляет собой набор унифицированных аппаратных модулей, соединенных высокоскоростной сетью передачи информации. Все модули системы можно разделить по своим функциям на два класса [11—13]:

модули, которые реализуют цели и задачи проектирования, т. е. базовые;

модули, которые выполняют функции обслуживания, т. е. периферийные.

В разработанной модели для оценки и прогнозирования надежности ПС САПР использовали три типа модулей, из которых два типа базовые (интеллектуальные и алгоритмические) и третий периферийный, причем последний выполняет вспомогательные функции, в том числе управление сетью передачи информации. Алгоритмические модули представляют собой вычислительное устройство с процессором, оперативной памятью и программным принципом управления. Интеллектуальные модули содержат фрагменты обученной большой ИНС, т. е. являются устройствами с интеллектуальным управлением.

Для нейросетевой модели разработан метод послойного обучения большой ИНС с использованием генетических алгоритмов. Обучение больших ИНС традиционными способами требует чрезмерного увеличения объема обучающей выборки и длительного обучения, что не всегда возможно при разработке программных средств САПР.

С учетом специфической архитектуры ИНС предложен метод последовательного обучения большой ИНС, базирующийся на специфике ее реализации. Важным свойством генетических алгоритмов обучения нейронных сетей является возможность непрерывного обучения одновременно с использованием. Генетические алгоритмы используются для послойного обучения нейронной сети особого вида (см. рис. 1). В этой сети имеется устройство (коммутатор), которое хранит матрицу весовых коэффициентов передачи выходных сигналов нейронов. При обучении ИНС изменяется

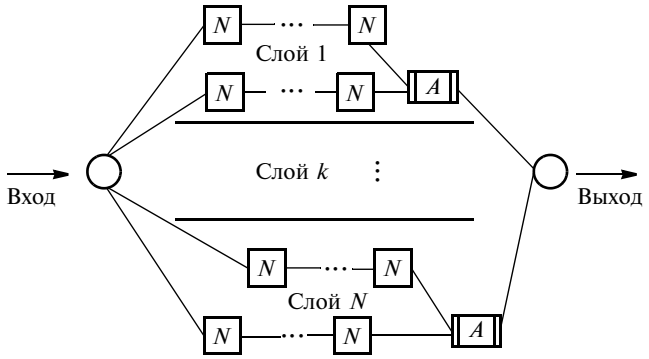


Рис. 1. Нейросетевая модель для прогнозирования и оценки надежности ПС

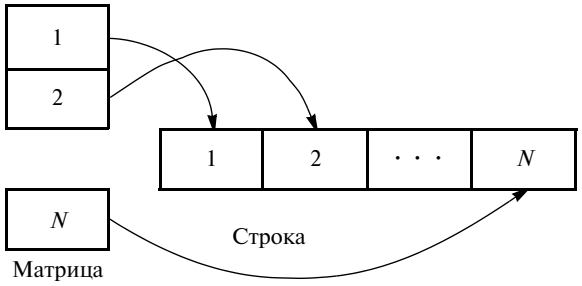


Рис. 2. Преобразование матрицы весовых коэффициентов в строку

только матрица весовых коэффициентов взаимных связей нейронов. Для использования генетических алгоритмов необходимо преобразовать матрицу весовых коэффициентов взаимных связей нейронов в строку значений этих коэффициентов (рис. 2), где 1, ..., N — строки матрицы.

Составляющие метода послойного обучения ИНС:

1. Создание ИНС из одного слоя.
2. Эта сеть обучается традиционным методом, например методом обратного распространения ошибки.
3. К обученной сети добавляется еще один слой.
4. Проводится повторное обучение новой нейронной сети на том же наборе тестовых примеров, но уже с помощью генетических алгоритмов.
5. Определяется разница Δ между выходами предшествующей и текущей сетей.
6. Полученная разница сравнивается с требуемой точностью модели для прогнозирования и оценки надежности ПС.
7. Если Δ больше точности моделирования, то повторяются предшествующие действия, начиная с п. 3.
8. Если Δ не больше точности, то обучение ИНС закончено.

Разработанный комплекс моделей позволяет оценивать и прогнозировать надежность на всех этапах жизненного цикла САПР, оптимизировать потери времени при отладке ПС и добиться запла-

УДК 621.9.04-187.4

Г. В. БОРОВСКИЙ, М. А. ШАВВА, Е. М. ЗАХАРЕВИЧ (ОАО "ВНИИИНСТРУМЕНТ"),
С. В. ГРУБЫЙ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), А. Р. МАСЛОВ, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: vestnik@stankin.ru

Ультрапрецизиционная обработка хрупких оптических материалов[1]

Рассматриваются основные принципы конструирования ультрапрецизионного оборудования, параметры основных узлов и технология обработки хрупких оптических материалов.

Ключевые слова: ультрапрецизионная обработка, хрупкие оптические материалы, наноразмерная обработка, квазипластичное резание.

The basic principles of design of ultraprecision equipment, the parameters of basic components and processing technology of brittle optical materials are considered.

Keywords: ultraprecision machining, brittle optical materials, nanomachining, quasiplastic cutting.

Все чаще возникает необходимость в обработке хрупких материалов, в том числе кристаллов с оптической поверхностью [1, 2]. Нередко требуется такое высокое качество обработанной детали по шероховатости и точности форм, которое невозможно обеспечить традиционными методами обработки.

Сегодня хрупкие материалы обрабатывают шлифованием и полированием. Данные весьма трудоемкие процессы осуществляют в несколько этапов, которые могут занимать от нескольких дней до нескольких недель. Последовательность данной обработки: поверхность обрабатываемой детали шлифуют абразивными кругами, постепенно снижая их зернистость; дорабатывают полированием в агрессивной среде, т. е. выполняют обработку связным и свободным абразивным материалом. Этот метод используют давно, однако он имеет существенные недостатки:

1) полировальник прижимается к обрабатываемой детали с определенным усилием, что приводит к сколу некоторых частиц материала заготовки и образованию трещин, последующая обработка увеличивает скорость распространения трещин, в результате образуется трещиноватый слой;

[1] Работа выполнена в рамках Соглашения № 14.579.21.0042 от 25.08.2014 (уникальный идентификатор RFMEF157914X0042) между ОАО "ВНИИИнструмент" и Министерством образования и науки РФ по теме "Разработка технологии и оборудования наноразмерной обработки алмазным монокристаллическим и абразивным инструментом оптических материалов в режиме квазипластичного резания".

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 3)

нированного уровня надежности к заданному сроку сдачи САПР, в том числе в задачах, поставленных в работе [14].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Барлоу Р., Прошан Ф.** Математическая теория надежности: Пер. с англ. М.: Сов. Радио, 1969. 488 с.
2. **ГОСТ Р ИСО/МЭК 12207—99.** Информационные технологии: процессы жизненного цикла программных средств ИПК. М.: Изд-во стандартов, 2000. 42 с.
3. **Maslov A. R.** Measurement of the roughness parameters of a treated surface in turning parts fabricated from heat-resistant alloys // Measurement Technique. 2012. V. 55. I. 6. P. 648—653.
4. **Teleshevsky V. I., Glubokov A. V., Glubokova S. V.** The automated choice of methods and instruments for measuring deviations of arrangement // Measurement Techniques. 2012. V. 55. I. 6. P. 637—642.
5. **Соломенцев Ю. М., Павлов В. В.** Моделирование производительных систем в машиностроении. М.: Янус-К, 2010. 227 с.
6. **Кабак И. С., Суханова Н. В.** Аппаратная реализация ассоциативной памяти произвольного размера // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2. С. 135—139.
7. **Кабак И. С., Суханова Н. В.** Моделирование надежности программного обеспечения систем управления автоматизированными технологическими комплексами на базе искусственного интеллекта // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (19). С. 95—99.
8. **Кабак И. С.** Математическая модель для прогнозирования и оценки надежности программного обеспечения // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 123—126.
9. **Кабак И. С.** Нейросетевая модель для прогнозирования и оценки надежности программного обеспечения // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 107—111.
10. **Технология** МОДУС-НС в разработке высоконадежных и живучих систем управления техническими объектами / С. А. Шептунов, Ю. М. Соломенцев, И. С. Кабак, Н. В. Суханова // Вестник БГТУ. 2014. № 3 (43). С. 170—173.
11. **Пат. 2398281 Рос. Федерации:** МПК[7] G06 N 3/06. Многослойная модульная вычислительная система.
12. **Кабак И. С., Суханова Н. В., Гаделев А. М.** Методика применения аппарата нейронных сетей для решения задач диагностики процесса резания // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4 (22). С. 130—133.
13. **Iskanderov R. F., Frolov E. B.** Effective management of small-scale production // Russian Engineering Research. 2011. V. 31. I. 12. P. 1279—1283.
14. **Martinova L. I., Grigoryev A. S., Sokolov S. V.** Diagnostics and forecasting of cutting tool wear at CNC machines // Automation and Remote Control. 2012. V. 73. I. 4. P. 742—749.

2) высокая вероятность шаржирования обработанной поверхности — наличие визуальных дефектов, что особенно нежелательно на оптических деталях;

3) обеспечиваются параметры шероховатости поверхности меньше 20 нм и точность формы меньше 200 нм;

4) низкая производительность особенно при обработке крупногабаритных деталей;

5) трудная адаптация для деталей произвольных (асферических) форм;

6) применение химических веществ в качестве среды при полировании небезопасно для окружающей среды и человека.

Из вышеперечисленного следует, что необходимы новые методы обработки хрупких материалов и более точное оборудование. Для этих целей предлагается использовать обработку в квазипластичном режиме. В основе этого метода лежит способность обрабатываемого материала при определенных условиях изменять свойства. Так, при создании в зоне резания высокого давления хрупкие материалы ведут себя как пластичные; при их обработке достигаются показатели качества поверхности, которые свойственны только металлам и сплавам.

При обработке кварцевого стекла, кристаллов группы дигидрофосфата калия KH_2PO_4 (KDP) и германия резанием в квазипластичном режиме достигается шероховатость обработанной поверхности не более 1 нм и точность формы не более 10 нм. При этом можно обрабатывать как плоские поверхности, так и поверхности произвольной формы.

Для обеспечения квазипластичного режима резания с образованием стружки определенной толщины необходим особый режим, что достигается оптимизацией подачи и глубины резания, а также определенной геометрией режущего инструмента и использованием особого оборудования [3, 4].

Для квазипластичной обработки необходимо обеспечить следующее.

Толщина срезаемой стружки обрабатываемого материала должна быть меньше критической, т. е. 10÷100 нм (в зависимости от свойств обрабатываемого материала). При такой толщине стружка скола переходит в сливную стружку [4—6].

Такие параметры резания, как подача и глубина резания, в зависимости от свойств обрабатываемого материала составляют от нескольких нанометров до 2 мкм.

Для создания высокого давления в зоне резания передний угол режущего инструмента должен быть отрицательным (конкретное значение определяется экспериментально); необходимую толщину срезаемой стружки обеспечивают радиус при вершине инструмента, равный 0,1÷2 мм, и радиус скругления режущей кромки 20÷800 нм, что достигается только применением алмазного монокристаллического инструмента.

Обеспечение требуемых параметров связано не только с дискретностью перемещения узлов станка, но и с упругим отжатием режущего инструмента. Поэтому жесткость станочной системы является одним из решающих факторов. Таким образом, для квазипластичного режима обработки необходимы специальный алмазный монокристаллический инструмент и оборудование повышенной жесткости.

Преимущества данного метода:

1) обработка таких хрупких материалов, как оптическое стекло, германий и кристаллы группы KDP с обеспечением параметра шероховатости не более 1 нм и отклонений формы не более 10 нм;

2) обработка деталей любой формы, в том числе асферических;

3) уменьшение трещиноватого слоя, что особенно важно для деталей электронной промышленности;

4) высокая производительность по сравнению с традиционной обработкой, так как требуемые показатели качества поверхности достигаются обработкой одного вида, продолжительность которой зависит только от качества заготовки [7, 8];

5) высокая экологичность метода.

В ОАО "ВНИИИнструмент" проводятся комплексные исследования по разработке и созданию ультрапрецизионного оборудования для обработки различных материалов: закаленных сталей, твердых сплавов, цветных сплавов, хрупких оптических материалов.

При создании ультрапрецизионного оборудования использованы [9—14]:

1) аэростатические направляющие и опоры с пористым дросселированием и вакуумным натягом;

2) системы виброизоляции с собственной частотой колебаний не более 5 Гц;

3) электроприводы прямого действия на базе двигателей с пониженной виброактивностью, выполняемые на базе материалов, не содержащих железа;

4) датчики обратной связи с нанометровым разрешением.

Для обработки плоских поверхностей хрупких кристаллов группы KDP методом алмазного фрезерования создан специальный ультрапрецизионный экспериментальный стенд (рис. 1), обеспечивающий параметр шероховатости не более 10 нм и

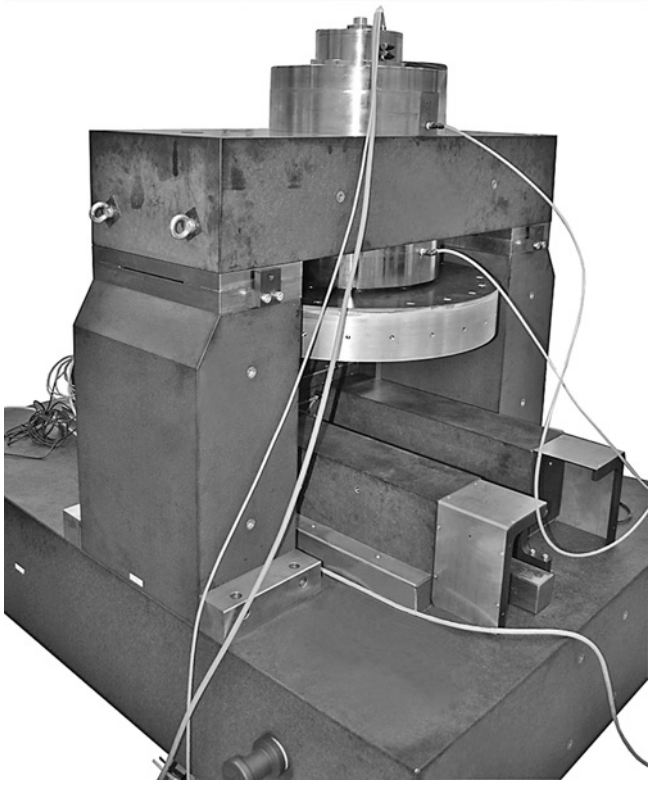


Рис. 1. Стенд для алмазного микрофрезерования кристаллов

точность не менее 50 нм для поверхности размерами 100 × 100 мм.

Техническая характеристика стенда для алмазного микрофрезерования

Число координатных осей	2
Оси/движение:	
X	продольный суппорт
C	шпиндельный узел
Наибольшее перемещение продольного суппорта (заготовки, ось *X*), мм	800
Частоты вращения шпиндельного узла, мин$^{-1}$	20÷600
Рабочая подача продольного суппорта, мм/мин	50÷500
Дискретность перемещения продольного суппорта, мкм	0,01
Мощность электродвигателя шпинделя, кВт	0,7

Предварительные экспериментальные исследования показали, что при использовании алмазного монокристаллического инструмента с радиусом округления при вершине 4÷5 мм толщина снимаемой стружки на разных режимах составляет от 20 до 400 нм. Таким образом, данный станок может гарантировать при обработке кристаллов группы KDP режим квазипластичного резания.

Для обработки сферических и асферических поверхностей деталей из цветных сплавов и хрупких материалов в ОАО "ВНИИИНСТРУМЕНТ" был разработан и находится на стадии изготовления специальный ультрапрецизионный стенд для алмазного точения деталей из хрупких материалов (рис. 2).

Стенд предназначен для ультрапрецизионной обработки методом алмазного точения и фрезерования широкого спектра различных материалов, включая кристаллы (кремний, германий, арсенид галлия, фториды магния и калия и т. д.), полимеры (поликарбонат, полистирол, акрил и т. д.), металлы (алюминий, серебро, золото, бериллий, медь, платина, свинец, магний, латунь, бронза, никель и т. д.).

Техническая характеристика ультрапрецизионного стенда для алмазного точения сферических деталей из хрупких материалов

Диаметр заготовки, мм	100
Длина заготовки, мм	100
Наибольшее перемещение продольного суппорта (ось *Z*), мм	200
Наибольшее перемещение поперечного суппорта (ось *X*), мм	300
Частоты вращения, мин$^{-1}$:	
шпинделя главного движения (ось *S*)	50÷5000
привода главного движения (ось *C*)	0÷200
шпинделя фрезерно-шлифовальной головки	0÷50 000
Подачи суппортов, мм/мин:	
продольного (ось *Z*)	0÷200
поперечного (ось *X*)	0÷200
Подачи поворотного стола (ось B), мин$^{-1}$	0÷10
Дискретности перемещений продольного и поперечного суппортов, мкм	0,001
Дискретность перемещения поворотного стола (ось *B*)	0,01′

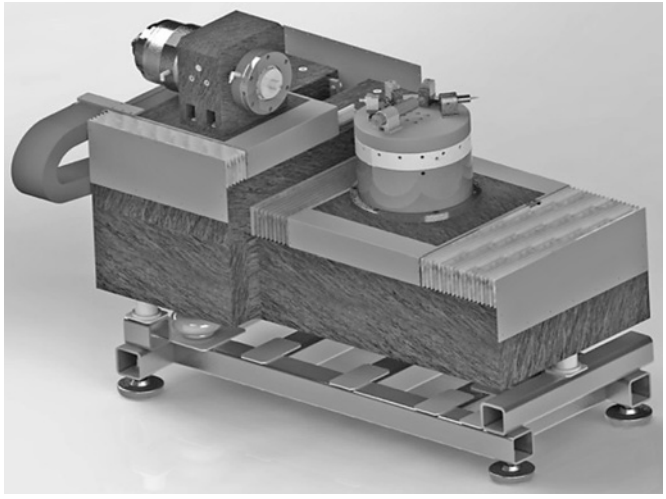


Рис. 2. Стенд для сверхточного алмазного точения сферических и асферических поверхностей

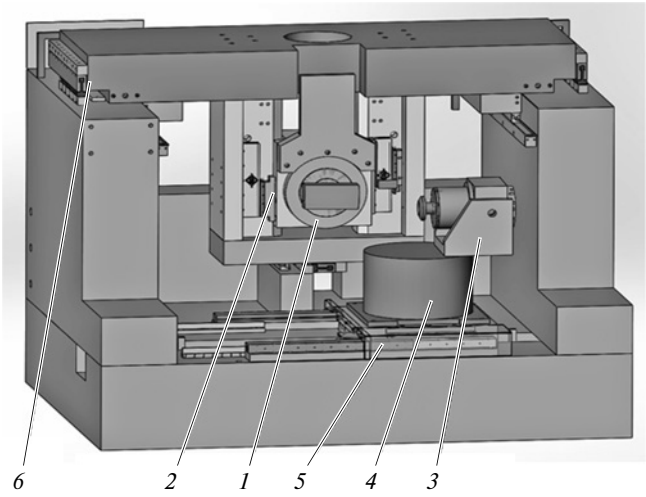


Рис. 3. Схема разрабатываемого сверхжесткого ультрапрецизионного экспериментального стенда для алмазного точения и шлифования в квазипластичном режиме:
1 — шпиндель заготовки; *2* — вертикальный суппорт; *3* — инструментальный шпиндель; *4* — поворотный стол; *5* — поперечный суппорт; *6* — продольный суппорт

В 2014 г. в ОАО "ВНИИИнструмент" начались работы по разработке технологии и оборудования наноразмерной обработки алмазным монокристаллическим и абразивным инструментом оптических материалов в режиме квазипластичного резания. В рамках проекта разрабатывается ультрапрецизионный стенд для обработки хрупких оптических материалов и поверхностей различной формы (рис. 3).

Техническая характеристика ультрапрецизионного стенда для наноразмерной обработки алмазным монокристаллическим и абразивным инструментом оптических материалов в режиме квазипластичного резания

Габаритные размеры заготовки, мм	250×150×100
Наибольшие перемещения суппортов, мм:	
продольного (ось *Z*)	150
поперечного (ось *X*)	250
вертикального (ось *X*)	100
Частоты вращения шпинделей, мин$^{-1}$	
главного движения (ось *S*)	50÷3000
изделия (ось *S*1)	1÷1000
Подачи продольного (ось *Z*) и поперечного (ось *X*) суппортов, мм/мин	0÷100
Подача поворотного стола (ось B), мин$^{-1}$	0÷10
Дискретности перемещений продольного и поперечного суппортов, мкм	0,0001
Дискретность перемещений поворотного стола (ось *B*)	0,0001′

В дальнейших планах разработка технологии обработки плоских, сферических, асферических и произвольных поверхностей алмазным точением и шлифованием в режиме квазипластичного резания. Планируется изготовление узлов и монтаж специального ультрапрецизионного стенда для реализации режимов квазипластичного резания при обработке хрупких материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Грибков А. А., Григорьев С. Н., Захарченко Д. В.** Развитие зарубежного и российского станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 8—11.

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

3. **Теплова Т. Б.** Квазипластичное удаление поверхностного слоя твердых хрупких материалов с получением нанометрового рельефа поверхности // Научный вестник МГГУ. 2010. № 8. С. 73—88.

4. **Bifano T., Dow T., Scattergood R.** Ductile-regime grinding: a new technology for machining brittle materials // Transaction of ASME. 1991. N. 5. V. 113. P. 184—189.

5. **Fine** scale abrasive wear of ceramics by a plastic cutting process, in science of hard Materials / S. B. Toh, R. Mc. Pherson, E. A. Almond and al. // Bristol and Boston: Adam Hilger Ltd., 1986. P. 865—871.

6. **Blake P. N., Scattergood R.** Ductile regime machining of germanium and silicon // Journal of American Ceramic Society. 1990. V. 73. N. 4. P. 949—957.

7. **Puttick K. E., Whitemore L. C., Zhdan P.** Energy scaling transitions in machining of silicon by diamond // Tribology International. 1995. V. 28. P. 349—355.

8. **Leung T. P., Lee W. B.** Diamond turning of silicon substrates in ductile-regime // Journal of Materials Processing Technology. 1998. V. 73. P. 42—48.

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

10. **Bushuev V. V., Molodtsov V. V.** Role of the machine tools kinematic structure in ensuring machining precision // Russian Engineering Research. 2010. V. 30. N. 10. P. 1053—1059.

11. **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.

12. **Influence** of the dynamic Characteristics of the tool and the blank on the vibroacoustic monitoring of cutting / V. I. Zavgorodnii, M. P. Kozochkin, A. R. Maslov, F. S. Sabirov // Russian Engineering Research. 2010. V. 30. N. 9. P. 939—943.

13. **Maslov A. R.** More Precise Milling of Titanium Alloy Polyhedra // Russian Engineering Research. 2015. V. 35. N. 2. P. 113—115.

14. **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.

УДК 621.91.01

Ю. В. ИДРИСОВА, канд. техн. наук, Р. Г. КУДОЯРОВ, д-р техн. наук, С. И. ФЕЦАК, канд. техн. наук (УГАТУ),
А. Р. МАСЛОВ, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: vestnik@stankin.ru

Влияние динамических процессов в технологической системе на волнистость и шероховатость поверхностей обработанной детали[1]

Разработана методика оценки влияния динамических процессов в упругой технологической системе металлорежущего станка на волнистость и шероховатость обработанной поверхности, а также алгоритмы последовательного расчета их параметров.

Ключевые слова: металлорежущий станок, резание, внешние возмущения, упругая система, волнистость, шероховатость, обработанная поверхность.

The assessment methodic of influence of dynamic processes in an elastic system of a metal-cutting machine on waviness and roughness of a machined surface, and also the algorithms of successive analysis of their parameters, are developed.

Keywords: metal-cutting machine, cutting, external disturbances, elastic system, waviness, roughness, machined surface.

Повышение качества изделий машиностроения, изготовляемых на станках с ЧПУ, выдвинуло на первый план требования на параметрическую надежность технологических систем (ТС), включая начальное состояние всех элементов ТС и их техническое состояние при эксплуатации [1—3]. Дефекты и повреждения элементов ТС при эксплуатации ухудшают такие показатели качества изготовления детали, как волнистость и шероховатость обработанных поверхностей.

Анализ высокоскоростной обработки показал, что при компьютерном управлении формообразующими движениями только на отдельных переходах технологической операции при конкретном сочетании параметров системы "обрабатываемый материал—инструмент—режимы резания" достигается заданное качество обрабатываемой детали при максимальной производительности обработки. При высокоскоростной обработке повышение производительности оборудования при эффективном управлении качеством обработки детали основывается на прогнозировании изменений параметров состояния инструмента и динамических процессов, протекающих в ТС, с использованием модели колебаний рабочих органов станка, описывающей изменения динамики оборудования с учетом погрешностей его изготовления и сборки и их влияния на формообразование. Это особенно актуально для многоцелевых станков, осуществляющих многокоординатную обработку деталей [4—8].

С этой целью предлагается метод оценки изменения динамических характеристик системы и возникающих погрешностей формообразования, в основу которого положена следующая гипотеза: возмущения при работе станка приводят к колебательным смещениям инструмента и заготовки, которые снижают качество обработанной поверхности. Связь между погрешностями обработанной поверхности и колебаниями инструмента и заготовки определяется анализом процесса формообразования.

Структура модели для определения волнистости и шероховатости обработанной поверхности

Алгоритм создания модели волнистости и шероховатости обработанной поверхности имеет модульную структуру, в которой каждый модуль предназначен для определенной задачи:

формирование спектра внешних возмущений;

моделирование динамических характеристик упругой системы металлообрабатывающего станка;

определение динамических характеристик процесса резания;

формирование спектра вынужденных относительных колебаний рабочих органов станка (на холостом ходу с учетом динамики процесса резания).

Схема расчетного метода представлена на рис. 1.

Исходными данными являются:

конструктивные параметры металлообрабатывающего станка (размеры, форма и расположение элементов станка);

технологические параметры обработки детали: режимы резания, размеры режущей части инструмента; прочностные характеристики материала заготовки; коэффициент усадки стружки;

показатели работоспособности станка: класс точности; погрешности изготовления и сборки узлов.

Формирование спектра внешних возмущений

Причины возникновения внешних возмущений в металлорежущем станке:

неуравновешенность шпинделя и деталей привода;

[1] Работа выполнена в рамках государственного задания в сфере научной деятельности № 9.1188.2014/К.

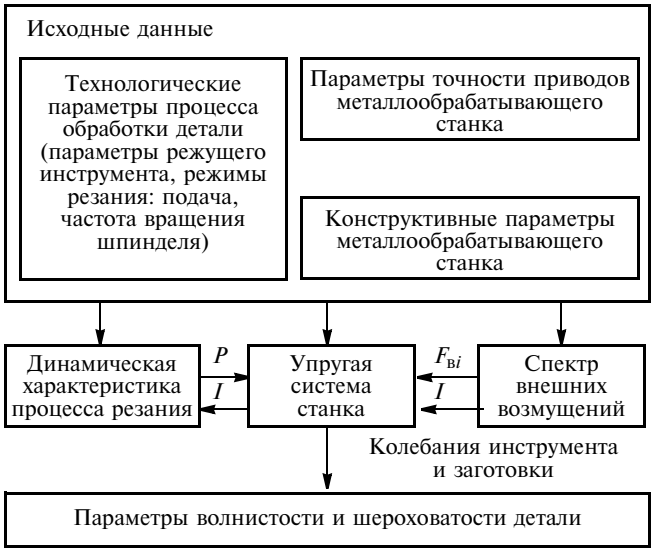


Рис. 1. Схема расчетного метода параметров волнистости и шероховатости обработанной поверхности

погрешности изготовления и сборки опор качения, направляющих качения, передачи винт—гайка качения;

погрешности изготовления и сборки зубчатых и ременных передач;

погрешности изготовления и сборки элементов электродвигателей.

Вибровозмущающие силовые воздействия характеризуются амплитудой и частотой. Математическая модель колебательных возмущающих усилий представляет собой амплитудно-частотные спектры разложения в ряд Фурье:

$$D_r^s = \sum_{i=1}^{n} \Delta p_{sr} \cos\omega_i,$$

где p_r^s — амплитуда вибровозмущающих усилий, Н; ω — частота воздействий, Гц; r — номер гармоники; s — вид погрешности.

Динамическая характеристика процесса резания

Входными параметрами процесса резания являются относительные колебания рабочих органов станка, выходными — сила резания и реакция воздействия на упругую систему станка [4]. Колебания рабочих органов станка изменяют силу резания, что снижает точность обработки.

Физические процессы при стружкообразовании приводят к смещению h относительного расположения инструмента и детали. Это изменяет силу P резания, что также является причиной смещения, т. е. процесс резания характеризуется инерционностью первого порядка.

Обработка многолезвийным инструментом предполагает участие в ней нескольких лезвий, причем с некоторой периодичностью воздействия. В этом случае передаточная функция процесса резания имеет вид [9]:

$$W_{\text{р}} = \frac{P}{t} = \frac{K_{\text{р}}(1 - e^{\tau p})}{T_{\text{р}} p + 1},$$

где $T_{\text{р}} = \text{const}$ — время стружкообразования, с; $K_{\text{р}}$ — коэффициент резания, зависящий от параметров резания и вида обработки; $\tau = t/Z$ — глубина резания, приходящаяся на один зуб (Z — число зубьев).

Моделирование динамики упругой системы многоцелевого станка

Для получения модели динамики станка используют систему с конечным числом степеней свободы, включающую в себя минимальное число сосредоточенных масс и учитывающую точность реальной системы.

Расчетную схему станка представляют как систему сосредоточенных масс, соединенных невесомыми упругими и диссипативными элементами с линейными характеристиками, так как большинство корпусных деталей имеют большую массу и являются относительно жесткими телами, а деформации сосредоточены в основном в их стыках.

С учетом вышеизложенного при составлении расчетной схемы динамической модели станка приняты допущения [10—13]:

внешняя нагрузка является сосредоточенной;

шпиндель, валы привода, станина и оснастка — упругие балки;

детали, установленные на шпинделе и валах, представлены как сосредоточенные массы, жестко соединенные с балочными элементами;

опоры качения имеют радиальную и осевую жесткость с линейными характеристиками;

неподвижные сопряжения шпинделя с оправкой и другими деталями представлены как упругодиссипативные элементы с радиальными, угловыми и крутильными жесткостями;

подвижные сопряжения — упругодиссипативные элементы с приведенной к поверхности направляющих радиальными, угловыми и крутильными жесткостями;

возмущающие вибрации от опор и валов приводов передаются на станину через стенки корпуса приводов, которые испытывают продольные колебания;

приводные передачи (зубчатые и ременные) рассматриваются как элементы с радиальными и крутильными жесткостями;

зависимость между напряжениями и деформациями в элементах станка подчиняется закону Гука.

Построенная с учетом данных допущений расчетная схема описывает динамику упругой системы (УС) станка системой линейных дифференциальных уравнений второго порядка.

При составлении математической модели упругой системы учитывали обобщенные силы, отражающие действие рабочих процессов, происходящих в упругой системе.

Формирование модели вынужденных колебаний рабочих органов станка

Система дифференциальных уравнений, описывающая относительные колебания инструмента и заготовки, состоит из n уравнений, число которых определяется числом массивов. Для i-го массива уравнение баланса действующих сил имеет вид:

$$m_i\ddot{\bar{l}}_i + h_i\dot{\bar{l}}_i + c_i\bar{l}_i = \sum_i^n \bar{F}_{\text{в}i},$$

где l — величина перемещения узла в направлении одной из осей X, Y или Z.

Левая часть уравнения отражает действие внутренних сил и силы инерции в i-м узле станка, правая — действие активных внешних сил $F_{\text{в}}$.

В зависимости от вида обработки используются различные исполнительные движения рабочих органов. В результате этого нормаль к поверхности обрабатываемой детали изменяет свое направление в системе координат станка.

Необходимо также учитывать вид интерполяции при обработке сложных поверхностей. Результирующая амплитуда вектора колебаний инструмента и вектора колебаний заготовки учитывает перемещения приводов станка в соответствии с его структурной схемой.

Возмущающие воздействия (силы) на электродвигатели приводов ($F_{\text{ЭД}i}$), винтовые механизмы приводов подач с направляющими качения ($F_{\text{ВМ}i}$) и приводы главного движения ($F_{\text{КП}i}$) вызывают колебания инструмента с амплитудой $H_{j\text{и}}$ и частотой $\omega_{j\text{и}}$ и колебания детали с амплитудой $H_{j\text{д}}$ и частотой $\omega_{j\text{д}}$. Колебания рабочих органов многоцелевого станка, действуя на эквивалентную упругую систему станка (ЭУСС), изменяют режим резания. Колебания в плоскости, параллельной обрабатываемой поверхности, изменяют подачу S на величину $\mathrm{d}S$, т. е. фактическая подача составляет $S_{\text{ф}} = S \pm \mathrm{d}S$. Возмущающие воздействия по нормали к обрабатываемой поверхности изменяют глубину t резания, т. е. имеют место колебания (рис. 2).

Для определения абсолютных амплитуд колебаний n-го узла весь диапазон исследуемых частот

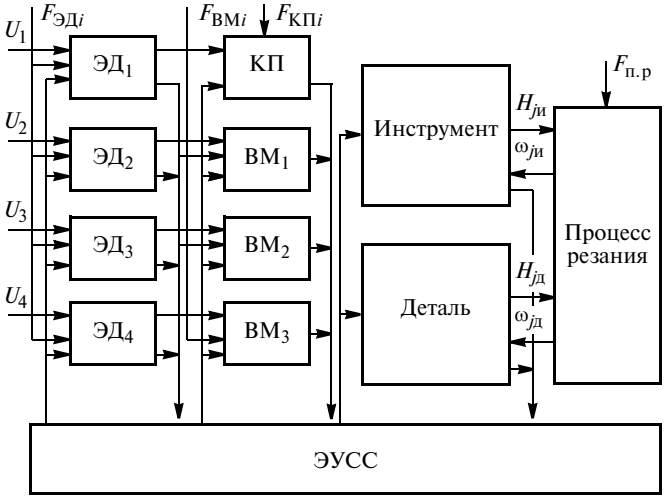


Рис. 2. Схема формирования колебаний рабочих органов станка

разбивают на интервалы Δf. Среднеквадратичная амплитуда виброперемещения по j-й координате вектора $\bar{H}$ перемещения в указанном интервале частот составит:

$$A_j(\Delta f) = \sqrt{\sum_q \sum_{\Delta f} H_{kj}^2},$$

где q — число источников вибрации.

Зная амплитуду k-й гармоники j-й координаты в интервале Δf частот вектора виброперемещения рабочих органов станка, можно найти амплитуду их относительных колебаний в этом же частотном диапазоне. Относительные смещения рабочих органов станка рассматриваются только в плоскости, расположенной по нормали к поверхности обрабатываемой детали. Относительную амплитуду $A_{kj\text{от}}$ колебаний можно представить как среднеквадратичную сумму амплитуд k-й гармоники j-й координаты векторов виброперемещений рабочих органов станка:

$$A_{kj\text{от}}(\Delta f) = \sqrt{\sum_q \sum_{\Delta f} (H_{kj\text{ин}}^2 + H_{kj\text{з}}^2)},$$

где $H_{kj\text{ин}}^2$ и $H_{kj\text{з}}^2$ — величины, характеризующие амплитуды k-й гармоники j-й координаты векторов виброперемещений соответственно инструмента и заготовки.

Определение параметров волнистости и шероховатости обработанной поверхности

Связь параметров шероховатости и волнистости обработанной поверхности с колебаниями инструмента и заготовки найдем анализом процесса формообразования.

Волнистость и шероховатость обработанной поверхности — результат совокупности факторов:

копирование формы режущих граней инструмента;

относительные колебания инструмента и обрабатываемой детали;

искажения формы предыдущей волны на поверхности детали при последующем прохождении инструмента (обработка по следу).

Решающим фактором при формировании волнистости и шероховатости поверхности является отношение частот f_i колебаний инструмента к частоте n вращения детали [14]. Если данное отношение — целое число, то возникает погрешность поверхности в поперечном сечении. При этом амплитуды колебаний инструмента и обрабатываемой детали без искажения отражаются на обработанной поверхности.

Если рассматриваемое отношение — не целое число: $f_i/n = \varphi + \varphi'$, где φ — целое число; φ' — дробное число, то возникает сдвиг фаз волн в поперечном сечении детали при каждом обороте.

При отсутствии колебаний инструмента и заготовки волнистость и шероховатость обработанной поверхности обусловлены геометрией режущего инструмента.

Отклонения параметров профиля обработанной поверхности, полученного резанием, характеризуются совокупностью отклонений с разными частотами, определяемыми спектрами фазовых углов, амплитудой и частотой, что позволяет представить спектр отклонений профиля обработанной поверхности как гармонический ряд с периодом разложения, равным удвоенной длине элементарного участка поверхности [13].

Суммарная погрешность профиля поверхности в текущем времени имеет вид:

$$\delta_\Sigma(\tau) = \frac{A}{2} + \sum_{i=1}^{m} A_i \sin\frac{i\pi}{2l} z,$$

где A и A_i — отклонения соответственно размера детали и амплитуды i-й гармоники отклонения формы; l — длина элемента участка поверхности; z — текущая координата; i — порядковый номер гармоники.

Колебания инструмента и обрабатываемой детали можно представить как гармонический ряд с тем же периодом разложения:

$$A_\Sigma(\tau) = \frac{A'}{2} + \sum_{i=1}^{m} A'_i \sin\frac{i\pi}{2l} z,$$

где $A_\Sigma(\tau)$ — суммарная текущая амплитуда относительных колебаний инструмента и обрабатываемой детали; A' — постоянная составляющая смещений; A'_i — амплитуда относительных колебаний i-й гармоники.

Оценка влияния отдельных гармоник частотного спектра колебаний на формирование волнистости и шероховатости обработанной поверхности позволяет определить количественную взаимосвязь между отдельными гармониками колебаний и параметрами качества поверхности. Кроме того, возможно возникновение такого процесса как самоперерезание волны в рассматриваемом частотном диапазоне [17].

При определении параметров волнистости и шероховатости обработанной поверхности приняты допущения:

волнистость и шероховатость рассматриваются только в поперечном сечении детали;

учитываются только частотные диапазоны, при которых образуются погрешности формы и волнистость;

не учитывается влияние перерезывания волн на силу резания.

При определении параметров волнистости и шероховатости используют линейные модели точности станка и функцию формообразования, которая является аналитической зависимостью, связывающей перемещение звеньев формообразующих движений станка с траекторией точек инструмента относительно обрабатываемой детали в ее системе координат. В состав формообразующей системы станка входят несущая система и элементы приводов.

Для оценки волнистости и шероховатости обработанной поверхности строят номинальную и базовую поверхности [18]. Первая задается уравнением обрабатываемой поверхности, вторая имеет ту же форму, что и номинальная, и определяется по точкам реальной поверхности. При этом средний квадрат расстояния между точками базовой и реальной поверхностей минимален.

Последовательность расчета параметров волнистости и шероховатости обработанной поверхности:

1. Составление функции формообразования и системы идеальных связей, описывающих номинальную обрабатываемую поверхность на многоцелевом станке.

2. Составление системы реальных связей.

3. Построение суммарной функции периодической погрешности.

4. Построение линий пересечения поверхностей, определяющих реальную обработанную поверхность.

5. Построение обработанной поверхности, формируемой линиями пересечения.

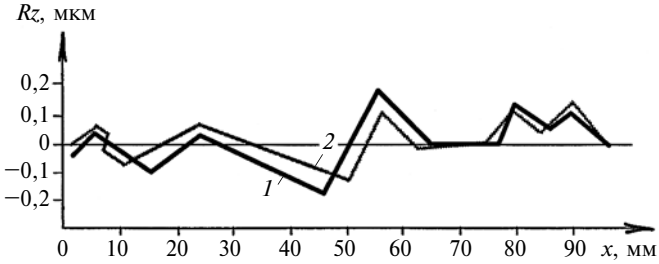


Рис. 3. Расчетный (*1*) и реальный (измеренный) (*2*) профили обработанной поверхности

6. Построение поля нормальных отклонений реальной поверхности от идеальной.

Далее можно определить высоту гребня и глубину впадины волны в *j*-м сечении детали:

$$\widetilde{\Delta y}_{ij\text{вп}} = \frac{1}{4}\sum_{i=1}^{n}\frac{4A_{y_i}R}{S_z^2}\sin\left(k_j^{P_{mj}^1}\varphi_i + \alpha_i\right);$$

$$\widetilde{\Delta y}_{ij\text{г}} = \widetilde{\Delta y}_{ij\text{вп}} + \frac{1}{2}(\tilde{Q}_{1,2}^j)^2.$$

Здесь $k_j^{P_{mj}^1} = (P_{mj} - 1) + \frac{j-1}{N}$, где N — число сечений; A_y — амплитуда относительных колебаний рабочих органов станка; $\tilde{Q}_{1,2}^j$ — угол между двумя соседними следами в искомой точке *i* пересечения; φ_i — угол, определяющий положение лезвия на поверхности, равный полярному углу точки *i*-го лезвия.

Расчет профиля обработанной поверхности детали

Проверочный расчет качественных параметров обработанной поверхности (волнистости и шероховатости) по предложенной методике выполняли для поверхности детали, фрезеруемой на многоцелевом станке 500VS. Исходные данные: материал СЧ-20; инструмент — концевая фреза; диаметр инструмента $D = 38$ мм; число зубьев $z = 4$; глубина резания $t = 0{,}1$ мм; подача $S = 200$ мм/мин; частота вращения шпинделя 600 мин$^{-1}$.

Связь между частотой волн на поверхности обработанной детали и подачей определяет выражение $f_\text{н} = 60\Delta L/S$, где ΔL — длина обрабатываемой поверхности.

Расхождение расчетных параметров волнистости с экспериментальными (рис. 3) составило 5÷10 %, что указывает на адекватность предложенных математических зависимостей для определения качества поверхностей обработанной детали.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **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.
2. **Грибков А. А., Григорьев С. Н., Захарченко Д. В.** Развитие зарубежного и российского станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 8—11.
3. **Бушуев В. В., Сабиров Ф. С.** Направления развития мирового станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 24—30.
4. **Идрисова Ю. В., Кудояров Р. Г., Фецак С. И.** Моделирование относительных колебаний рабочих органов металлообрабатывающего станка // Вестник УГАТУ. Т. 17. № 8 (61). 2013. С. 90—96.
5. **Козочкин М. П., Сабиров Ф. С.** Оперативная диагностика при металлообработке — проблемы и задачи // Вестник МГТУ "Станкин". 2008. № 3. С. 14—18.
6. **Хомяков В. С., Кочинев Н. А., Сабиров Ф. С.** Исследование динамических характеристик шпиндельных узлов // Вестник МГТУ "Станкин". 2008. № 4. С. 15—22.
7. **Maslov A. R.** Measurement of the roughness parameters of a treated surface in turning parts fabricated from heat-resistant alloys // Measurement Techniques, 2012. V. 55. P. 648—653.
8. **Bushuev V. V., Molodtsov V. V.** Role of the machine tools kinematic structure in ensuring machining precision // Russian Engineering Research. 2010. V. 30. N. 10. P. 1053—1059.
9. **Санкин Ю. Н.** Динамика несущих систем металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 94 с.
10. **Асанов Р. Э., Косов М. Г., Кузнецов А. П.** Оценка технического уровня мехатронных модулей // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 1 (24). С. 60—66.
11. **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.
12. **Kudoyarov R. G., Durko E. M., Ivanov D. V.** Design of mechatronic machine-tool equipment // Russian Engineering Research, 2008. V. 28 (1). P. 74—78.
13. **Идрисова Ю. В., Кудояров Р. Г., Фецак С. И.** Диагностика приводов металлообрабатывающих станков с автоматическим управлением. Уфа: УГАТУ, 2013. 152 с.
14. **Маслов А. Р., Молодцов В. В.** Моделирование колебаний инструментальной системы для растачивания отверстий // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 196—199.
15. **Influence** of the dynamic. Characteristics of the tool and the blank on the vibroacoustic monitoring of cutting / V. I. Zavgorodnii, M. P. Kozochkin, A. R. Maslov, F. S. Sabirov // Russian Engineering Research. 2010. V. 30. № 9. P. 939—943.
16. **Maslov A. R.** More Precise Milling of Titanium Alloy Polyhedra // Russian Engineering Research. 2015. V. 35. № 2. P. 113—115.
17. **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.
18. **Решетов Д. Н., Портман В. Т.** Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.

УДК 621.941.01:621.9.025.728.82.001.573

В. А. ГРЕЧИШНИКОВ, д-р техн. наук, П. М. ПИВКИН, А. В. ИСАЕВ, канд. техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: PMPivkin@gmail.com

Математическое моделирование параметров срезаемого слоя при наружном точении для повышения качества сложнопрофильных деталей[1]

Рассмотрено определение усилий резания на основании математического моделирования параметров срезаемого слоя.

Ключевые слова: металлообработка, усилие резания, площадь срезаемого слоя.

The algorithm of determination of cutting forces on the base of mathematical modeling of cut layer parameters is considered.

Keywords: metalwork, cutting force, area of cut layer.

В машиностроении токарная обработка — основной вид механической обработки [1]. Прогнозирование качества получаемой поверхности на начальных этапах технологической подготовки требует большого числа факторов технологической среды [2]. Параметры микрорельефа обрабатываемой поверхности определяют аналитически с учетом формы детали и режущей кромки, а также динамики процесса резания с последующим уточнением [3]. Отличие движения формообразования от движения рабочих органов станка является отклонением точки контакта инструмента и детали вследствие их упругой деформации и других факторов [4].

Параметры деформации инструмента и детали определяют силы резания [5], которые можно установить по площади снимаемой стружки и удельной силе резания, зависящей от материала детали [6]. Площадь снимаемой стружки зависит от формы обрабатываемой поверхности детали (цилиндрическая, коническая, фасонная), формы режущей кромки инструмента (главный угол φ и вспомогательный угол φ_1 в плане, радиус r при вершине инструмента) и от режима резания (подача S, глубина t резания) (рис. 1). При обработке сложных профилей припуск, снимаемый за один оборот, изменяется в направлении профиля детали, что вызывает колебание нагрузки [6]. Сила, действующая на переднюю поверхность инструмента, пропорциональна площади снимаемого слоя и удельной силе резания:

$$P_z = K_s F_{\text{ст}},$$

где K_s — удельная сила резания; $F_{\text{ст}}$ — площадь сечения стружки [7].

Удельная сила K_s резания при наружном точении зависит от материала:

Материал	K_s, МПа
Углеродистые и легированные конструкционные стали	1470÷2500
Чугун серый	980÷1175
Бронза	540
Медь	930÷1125
Алюминий	400

Для оценки условий формирования стружки введем систему координат XY детали, соответствующую программной системе координат при обработке на станке с ЧПУ. Зависимость $F_1(x) = D_1/2$ описывает профиль заготовки диаметром D_1 в системе координат XY, зависимость $F_2(x) = D_2/2$ — профиль детали диаметром D_2 после чернового прохода, $F_3(x) = D_3/2$ — профиль детали диаметром D_3 после механообработки (рис. 2).

Определение площади $F_{\text{ст}1}$ снимаемой стружки при черновой токарной обработке и площадь $F_{\text{ст}2}$ при чистовой токарной обработке цилиндрической поверхности инструментом с радиусом r при вершине инструмента осуществляется на основании зависимостей:

при формировании микрорельефа поверхности детали радиусным участком режущей кромки [8]:

$$F_{\text{ст}1} = \int_L^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2} S\left(r - \sqrt{r^2 - S^2/4}\right);$$

$$F_{\text{ст}2} = \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2} S\left(r - \sqrt{r^2 - S^2/4}\right);$$

[1] Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 15-58-78024 Итал_а.

при формировании микрорельефа поверхности детали главной или вспомогательной режущей кромкой и радиусным участком режущей кромки:

$$F_{ст1} = \int_{L}^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_{L}^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \\ - \frac{1}{2} S(r - r\sin(\psi + \varphi)),$$

где $\psi = \mathrm{asin}\left(\frac{\left(S - \frac{r}{\sin\varphi}\right)\sin\varphi}{r}\right)$;

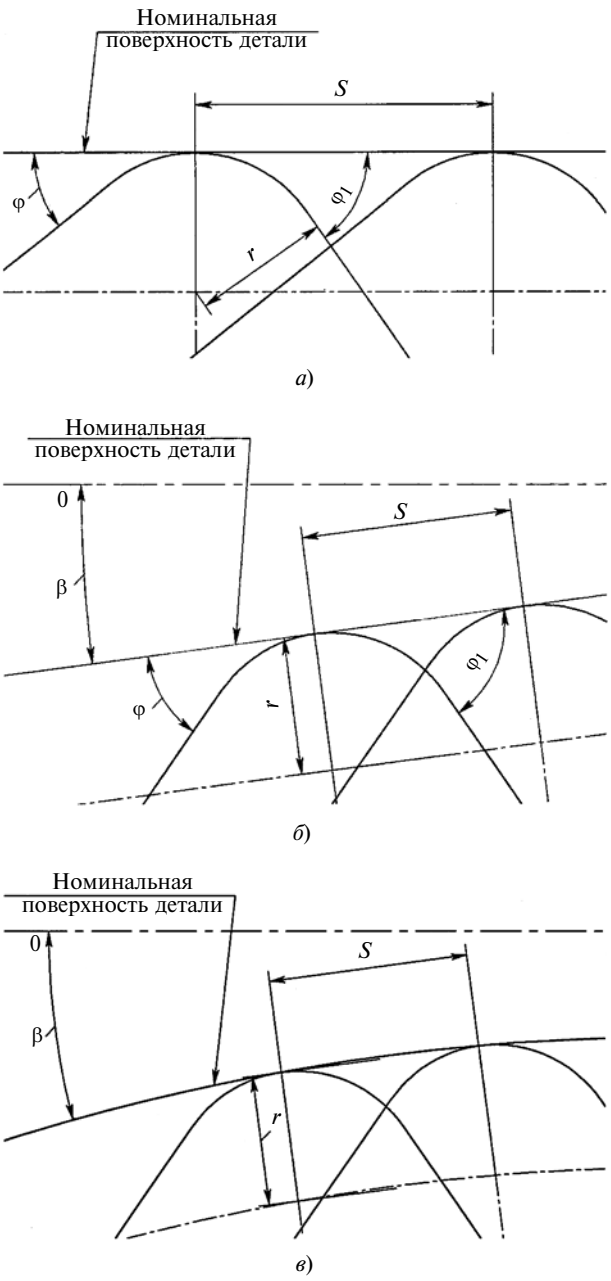


Рис. 1. Формирование цилиндрической (*а*), конической (*б*) и фасонной (дуга окружности) (*в*) поверхностей при наружном точении

$$F_{ст2} = \int_{L}^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_{L}^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \\ - \frac{1}{2} S(r - r\sin(\psi + \varphi_1)), \quad (1)$$

где $\psi = \mathrm{asin}\left(\frac{\left(S - \frac{r}{\sin\varphi_1}\right)\sin\varphi_1}{r}\right)$;

при формировании микрорельефа поверхности посредством главной, вспомогательной режущих кромок и радиусным участком режущей кромки:

$$F_{ст1} = \int_{L}^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_{L}^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \\ -\frac{1}{2} S\left(r + \frac{\left(S - \frac{r}{\sin\varphi} - \frac{r}{\sin\varphi_1}\right)\sin\varphi\sin\varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}\right); \quad (2)$$

$$F_{ст2} = \int_{L}^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_{L}^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \\ - \frac{1}{2} S\left(r + \frac{\left(S - \frac{r}{\sin\varphi} - \frac{r}{\sin\varphi_1}\right)\sin\varphi\sin\varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}\right). \quad (3)$$

Площадь снимаемого слоя при обработке конической поверхности определяется с учетом угла β между касательной к обработанной поверхности и осью детали [9]. Угол β считают положительным при обработке детали от большего диаметра к меньшему [10]. При определении площади стружки при обработке детали от меньшего диаметра к большему в функциональных зависимостях следует заменить знак угла β на противоположный. Определение площади $F_{ст1}$ снимаемой стружки при черновой токарной обработке и площадь $F_{ст2}$ при чистовой токарной обработке конической поверхности инструментом с радиусом r при вершине инструмента осуществляется на основании зависимостей:

$$F_1(x) = D_1/2; \quad (4)$$

$$F_2(x) = \mathrm{atg}(\beta)x + D_2/2; \quad (5)$$

$$F_3(x) = \mathrm{atg}(\beta)x + D_3/2; \quad (6)$$

при формировании микрорельефа поверхности радиусным участком режущей кромки:

$$F_{ст1} = \int_{L}^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_{L}^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \\ - \frac{1}{2} S\left(r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4\cos^2\beta}}\right);$$

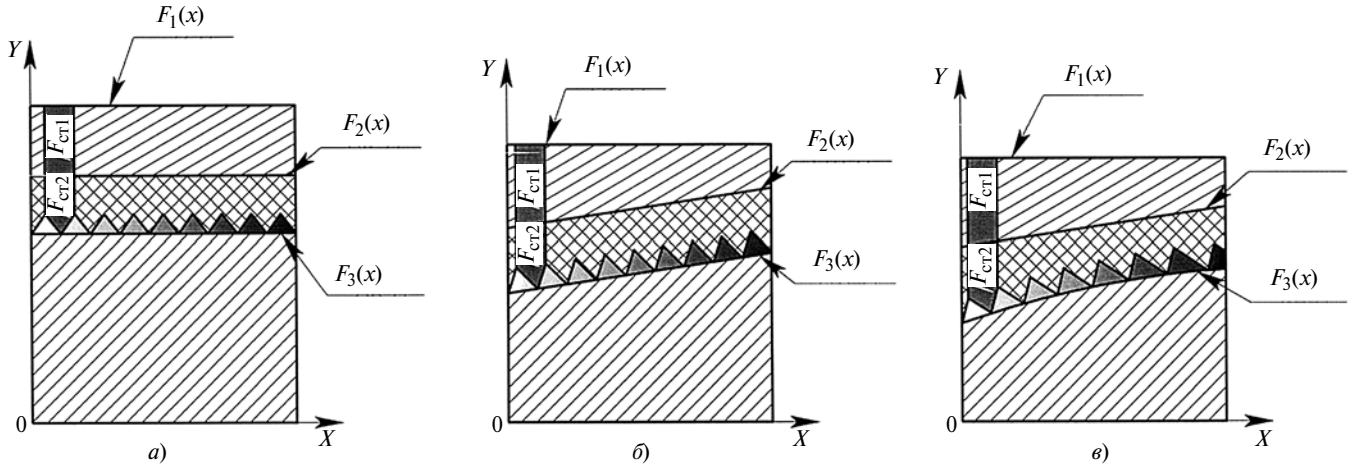


Рис. 2. Схемы функций, описывающих профили поверхностей деталей после чернового прохода, заготовки и площадей снимаемой стружки при обработке цилиндрической (*а*), конической (*б*) и фасонной (дуга окружности) (*в*) поверхностей

$$F_{ст2} = \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S\left(r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4\cos^2\beta}}\right);$$

при формировании микрорельефа поверхности главной или вспомогательной режущей кромкой и радиусным участком режущей кромки в зависимости от соотношений главного и вспомогательного углов:

если $\varphi > \varphi_1$:

$$F_{ст1} = \int_L^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S(r - r\sin(\psi + \varphi - \beta),$$

где $\psi = \operatorname{asin}\left(\dfrac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi - \beta)}\right)\sin(\varphi - \beta)}{r}\right)$;

$$F_{ст2} = \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S(r - r\sin(\psi + \varphi - \beta),$$

где $\psi = \operatorname{asin}\left(\dfrac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi - \beta)}\right)\sin(\varphi - \beta)}{r}\right)$;

если $\varphi < \varphi_1$:

$$F_{ст1} = \int_L^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S(r - r\sin(\psi + \varphi_1 + \beta),$$

где $\psi = \operatorname{asin}\left(\dfrac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi_1 + \beta)}\right)\sin(\varphi_1 + \beta)}{r}\right)$;

$$F_{ст2} = \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S(r - r\sin(\psi + \varphi_1 + \beta),$$

где $\psi = \operatorname{asin}\left(\dfrac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi_1 + \beta)}\right)\sin(\varphi_1 + \beta)}{r}\right)$;

при формировании микрорельефа поверхности главной, вспомогательной режущими кромками и радиусным участком режущей кромки:

$$F_{ст1} = \int_L^{L+S} F_1(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L-S} F_2(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S\left(r + \frac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi - \beta)} - \dfrac{r}{\sin(\varphi_1 + \beta)}\right)\sin(\varphi - \beta)\sin(\varphi_1 - \beta)}{\sin(\varphi_1 + \varphi)}\right);$$

$$F_{ст2} = \int_L^{L+S} F_2(x)\mathrm{d}x - \int_L^{L+S} F_3(x)\mathrm{d}x - \frac{1}{2}S\left(r + \frac{\left(S - \dfrac{r}{\sin(\varphi - \beta)} - \dfrac{r}{\sin(\varphi_1 + \beta)}\right)\sin(\varphi - \beta)\sin(\varphi_1 + \beta)}{\sin(\varphi_1 - \varphi)}\right).$$

Определение площади стружки при точении фасонной поверхности с образующей в виде дуги

окружности выполним следующим образом [11]. Представим обработку фасонной поверхности как обработку конической поверхности изменяющимся углом β наклона образующей относительно оси вдоль профиля [12].

Аналитическое представление профиля в виде дуги окружности с радиусом R образующей с вогнутым участком поверхности имеет вид:

$$F_3(x) = D_3/2 - \sqrt{R^2 + x^2};$$

для выпуклой поверхности [13]:

$$F_3(x) = D_3/2 + \sqrt{R^2 + x^2}.$$

Аналитические зависимости для построения профиля в виде дуги окружности определяются в интервале [0, R].

Площадь снимаемой стружки определяем по формулам (1)—(6) для конического участка, заменяя статический угол β на кинематический угол $\beta_к$ на рассматриваемом участке профиля [14]. Угол $\beta_к$ на участке, расположенном на расстоянии x_1 от торца детали, определяем по формуле

$$\beta_к(x_1) = \mathrm{arctg}\left(\frac{F_3(x)d}{\mathrm{d}x}\right)\frac{180}{\pi}.$$

Предложенная модель позволяет определить усилия резания с учетом их переменного значения, изменяющегося от минимума до максимума вдоль профиля детали [15]. Зная усилие резания при обработке каждого участка детали, можно установить степень деформации системы инструмент—деталь, что позволяет вносить корректировки в траекторию движения рабочих органов станка для устранения погрешностей обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гречишников В. А.** Повышение эффективности проектирования и эксплуатации инструмента для механообработки на основе системного моделирования: Дис. ... д-ра техн. наук. М.: 1989. 504 с.

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

3. **Исаев А. В., Гречишников В. А.** Применение режущих пластин с прямолинейной кромкой для обработки криволинейных участков профиля // СТИН. 2010. № 1. С. 26—30.

4. **Косарев Д. В., Гречишников В. А., Косарев В. А.** Снижение уровня вибрации при нарезании внутренних резьб резьбовыми фрезами, оснащенными СТМ // СТИН. 2010. № 6.

5. **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.

6. **Современные** методы решения задач формообразования сложного режущего инструмента / В. А. Гречишников, П. В. Домнин, В. А. Косарев и др. // СТИН. 2013. № 12. С. 6—11.

7. **Исаев А. В.** Проектирование сборных фасонных фрез с круглыми сменными многогранными пластинами, расположенными на винтовой поверхности // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 1. С. 61—66.

8. **Определение** профиля исходной инструментальной поверхности при обработке внутренних резьб инструментом с планетарным движением / В. А. Гречишников, В. А. Косарев, М. С. Дымов, Д. В. Косарев // СТИН. 2011. № 3. С. 28—32.

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

10. **Исаев А. В.** Проектирование сборных фасонных фрез с круглыми сменными многогранными пластинами, расположенными на винтовой поверхности // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 1. С. 61—66.

11. **Гречишников В. А., Исаев А. В.** Исследование величин срезаемого слоя при планетарном внутреннем резьбофрезеровании // Вестник МГТУ "Станкин". Т. 2. 2012. № 1. С. 32—35.

12. **Косарев В. А.** Исследование величин срезаемого слоя при планетарном внутреннем резьбофрезеровании // Вестник МГТУ "Станкин". Т. 2. 2012. № 1. С. 32—35.

13. **Петухов Ю. Е., Домнин П. В.** Точность профилирования при обработке винтовой фасонной поверхности // СТИН. 2011. № 7. С. 14—17.

14. **Петухов Ю. В., Колесов Н. В., Юрасов С. Ю.** Задачи по формообразованию при обработке резанием // Вестник машиностроения. 2014. № 3. С. 65—71.

15. **Петухов Ю. Е., Водовозов А. А.** Математическая модель криволинейной режущей кромки спирального сверла с постоянной стойкостью точек режущей кромки // СТИН. 2014. № 3. С. 8—11.

УДК 621.313.024.00157

В. В. ФИЛАТОВ, М. В. ЧУМАЕВА, А. Н. ПОРВАТОВ, кандидаты технических наук (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: vfilatov45@mail.ru

Имитационные модели исполнительных двигателей электроприводов станочного оборудования[1]

Рассматриваются принципы построения имитационных моделей исполнительных двигателей постоянного и переменного токов электроприводов станочного оборудования. Представлены результаты виртуальных экспериментов получения характеристик динамических и статических режимов работы двигателей, подтверждающие адекватность моделей.

Ключевые слова: имитационная модель, электропривод, электродвигатель, широтно-импульсное управление, логические интегральные схемы, аппаратно-программное моделирование.

The construction principles of simulation models of direct and alternating current actuating motors of electric drives of machine-tool equipment are considered. The results of virtual experiments of obtaining of static and dynamic characteristics of drives operating modes, validating the models fidelity, are presented.

Keywords: simulation model, electric drive, electric motor, impulse relative time control, integrated circuit logic, hardware-in-the-loop simulation.

Для современных технических изделий необходимы точные детали из высококачественных материалов. Это требует модернизации оборудования и, в частности, металлообрабатывающих станков, изменения их номенклатуры и улучшения основных характеристик: точности, быстродействия, надежности, что в значительной степени определяется применением электронных силовых преобразователей и соответствующих средств управления [1]. При модернизации элементной базы и совершенствовании систем управления широко используют компьютерное моделирование [2].

Блочная конструкция современных регулируемых электроприводов обусловливает при проектировании системы управления электроприводом и управления процессами обработки деталей использование имитационного моделирования. Создание адекватного описания отдельных блоков электропривода затруднено неполнотой данных. Как правило, разработчик имеет набор технических характеристик с усредненными значениями, определяющими тип блока. Поэтому при проектировании возникает необходимость в определении и оптимизации параметров блоков.

Известны два основных подхода к формированию схемотехнических описаний электрических устройств, в том числе и электроприводов, — классический и с использованием имитационного моделирования. Первый основан на формировании как можно более полной системы уравнений состояния исследуемого устройства, т. е. глобальной модели, в которой процессы исследуют численными методами. Трудности реализации классического подхода обусловлены сложностью математического описания электропривода. Кроме того, требуемый объем данных для анализа процессов может оказаться слишком большим даже при их обработке современными вычислительными средствами.

При имитационном моделировании глобальную модель не составляют, а создают программные модели для каждого блока и описывают связи взаимодействия блоков в системе. Таким образом, решение заключается в описании передачи информационных потоков данных между отдельными модулями. Имитационные модели реализуют вычислительными алгоритмами, воспроизводящими с помощью компьютера реальные процессы функционирования устройства. т. е. выполняется алгоритмическая имитация передачи сигналов между отдельными блоками. Это обеспечивает широкие возможности анализа связей между внутренними переменными системы и между внутренними переменными и смоделированными внешними возмущениями, отражающими воздействие окружающей среды на технологическую систему.

Объектом управления в приводе металлорежущего станка является исполнительный электродвигатель. Выбор конкретного вида и конструктивного исполнения двигателя определяется его назначением и управляемостью с помощью имеющихся технических средств.

Электропривод современных металлорежущих станков создают на базе надежных электродвигателей переменного тока. В приводе главного движения применяют промышленные асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором типа "беличьей клетки" (АД), которые отличаются простой конструкцией, небольшими габаритными размерами, высокой надежностью и экономичностью.

Регулирование работы АД осуществляют изменением амплитуды и частоты напряжения. При частотном управлении АД для снижения эффекта насыщения магнитопровода одновременно изменяют частоту f_1 и амплитуду подводимого напряжения U_m в соответствии с условием $U_m/f_1^{\alpha} = K$, где постоянные α и K выбирают в зависимости от на-

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

грузочной характеристики $M_{в.н} = f(\Omega,\ d\Omega/dt,\ ...)$, здесь $M_{в.н}$ — момент внешней нагрузки на валу как внешнее возмущающее воздействие; Ω — угловая скорость вращения вала.

Продолжительное время в металлорежущих станках применяли коллекторные двигатели постоянного тока (ДПТ), которые при регулировании удовлетворяли требованиям по точности и быстродействию. Для управления аналоговыми электроприводами разработаны высокоэффективные системы регулирования с использованием многоконтурных систем прямой (компенсирующей) и обратных связей. Рациональные структуры подчиненного регулирования позволяют выполнять раздельное управление по нескольким параметрам. Низкая надежность коллекторно-щеточного узла в ДПТ и сложность его технического обслуживания инициировали поиск возможностей применения в станочном приводе электродвигателей других типов, например использование бесконтактных двигателей постоянного тока (БДПТ), называемых также бесколлекторными или бесщеточными.

Для заявленного спектра исполнительных двигателей созданы имитационные модели, позволяющие моделировать процессы управления электроприводами станочного оборудования. Каждая модель предназначена для эффективного решения определенных задач исследования. В качестве среды моделирования выбран пакет MultiSim для моделирования электрических и электронных устройств на функциональном уровне, который позволяет осуществлять обработку вычислительного эксперимента собственными средствами и с использованием сопрягаемых программных пакетов.

Моделирование исполнительных асинхронных двигателей привода главного движения

Для привода главного движения разработана группа имитационных моделей трехфазного асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором. Полная имитационная модель построена на основе базовой схемотехнической модели без приведения с реальными значениями токов, напряжений и других параметров [3]. Она позволяет моделировать динамические процессы электромагнитной и механической составляющих единого процесса преобразования энергии.

В теории электрических машин при анализе процессов принимается обоснованное допущение о линейности режима. Параметры магнитной цепи рассчитывают таким образом, чтобы рабочая точка находилась на линейных участках вебер-амперных характеристик (ВАХ) магнитопроводов индуктора и якоря. Тогда при синусоидальных напряжениях на фазах обмотки индуктора (статора) электрические и магнитные параметры в стационарном режиме близки к синусоидальным, что позволяет на разных этапах исследования разделять "быстрые" и "медленные" процессы, т. е. выполнять моделирование при условии квазистационарности анализируемых величин. При построении квазистационарной имитационной модели трехфазного АД с короткозамкнутым ротором за основу взяты уравнения, записанные через действующие основные гармонические составляющие токов и напряжений [4].

Созданные модели реализованы в виде пользовательских компонент библиотеки программы MultiSim для отечественных двигателей серии 4А, и на базе библиотеки выполняется вычислительный эксперимент. Схема виртуального лабораторного стенда вычислительного эксперимента представлена на рис. 1. Задатчик входных сигналов PROGRAMMATOR (X4) вырабатывает входные сигналы, поступающие на преобразователь частоты FREQUENCY_CONVERTER (U4), вырабатывающий управляющие воздействия для модели АД (U2). Экспериментально получают динамические характеристики АД в режиме холостого хода при

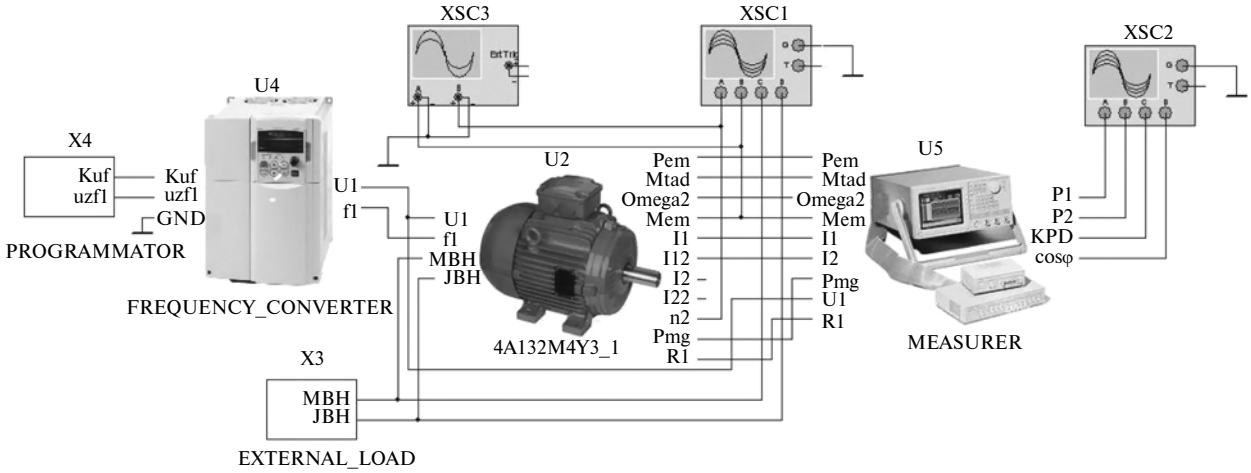


Рис. 1. Схема стенда для определения параметров управления на основе квазистационарной модели АД

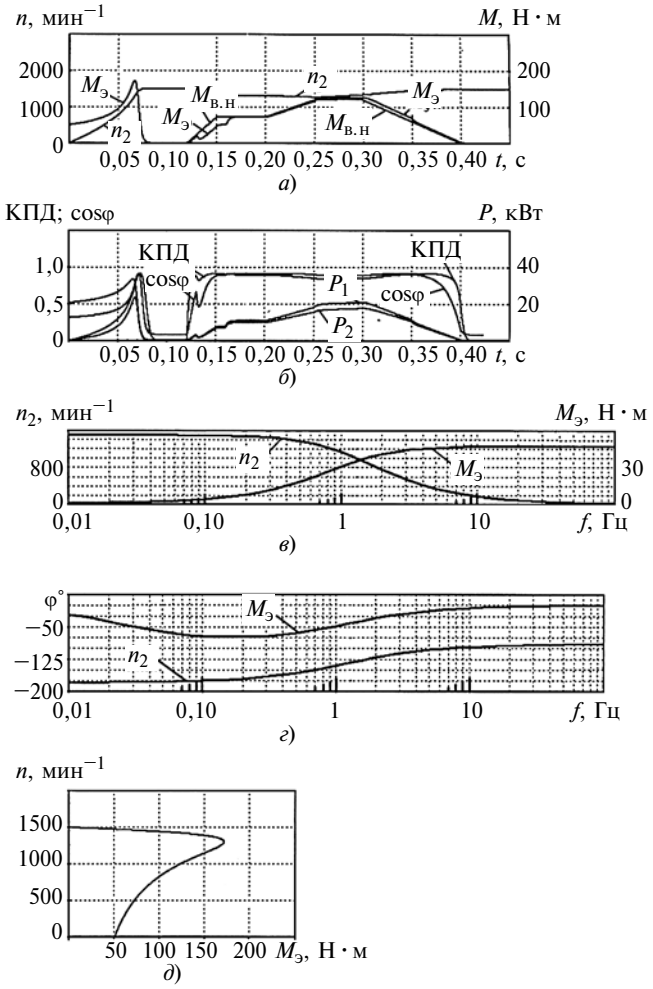


Рис. 2. Временные (*а*), рабочие (*б*), амплитудные частотные (*в*), фазовые частотные (*г*) и механическая (*д*) характеристики двигателя 4А132М4У3

разных значениях параметров питания обмотки статора и по ним строят механические (естественную и искусственные) характеристики, а также получают рабочие характеристики двигателя при изменении нагрузки задатчиком внешних воздействий EXTERNAL_LOAD (X3): момента внешней нагрузки (МВН) и момента инерции внешней нагрузки $J_{в.н}$, приведенного к валу двигателя.

Используя измерительное устройство MEASURER (U5) и библиотечные модели осциллографов (XSC1, XCS2, XSC3) строят временны́е, частотные и рабочие характеристики двигателя (рис. 2).

Моделирование исполнительных двигателей постоянного тока привода подачи

Для использования в приводах подачи двигателей постоянного тока (ДПТ) созданы группы имитационных моделей ДПТ с разными системами возбуждения.

До настоящего времени металлообрабатывающие станки оснащались преимущественно электроприводами с коллекторными исполнительными двигателями постоянного тока. Система возбуждения (индуктор) в этих двигателях выполняется или в виде явнополюсной обмотки (электромагнитное возбуждение), или в виде явнополюсной системы из постоянных магнитов (магнитоэлектрическое возбуждение). При разработке имитационных моделей данных двигателей за основу приняты математические модели, представленные в работе [5]. Совокупность закрытых имитационных моделей ДПТ с независимым возбуждением для отечественных двигателей серии 2П также включена в пользовательскую библиотеку программы MultiSim.

На рис. 3 представлена модель лабораторного стенда с закрытой имитационной моделью ДПТ с независимым возбуждением U1. Источники V1 и V2 моделируют управляющие напряжения, а источник V4 задает внешнюю нагрузку $M_{в.н}$.

Имитационные модели ДПТ позволяют получать динамические процессы управления с учетом динамики внешних возмущений: суммарного момента инерции J_Σ и момента внешней нагрузки $M_{в.н}$. Функции этих возмущений определяются рабочим процессом станочного оборудования. На рис. 4 приведены временные зависимости частоты n вращения, развиваемого якорем двигателя; электро-

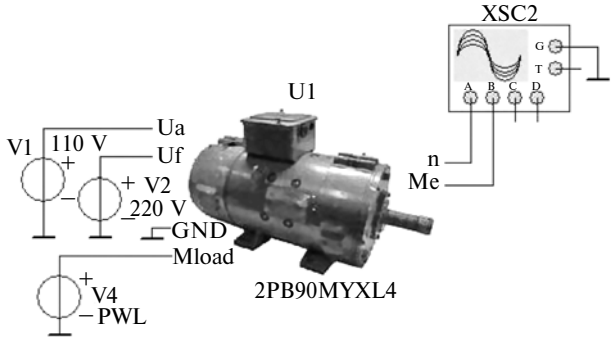


Рис. 3. Схема стенда на основе полной имитационной модели ДПТ с независимым возбуждением

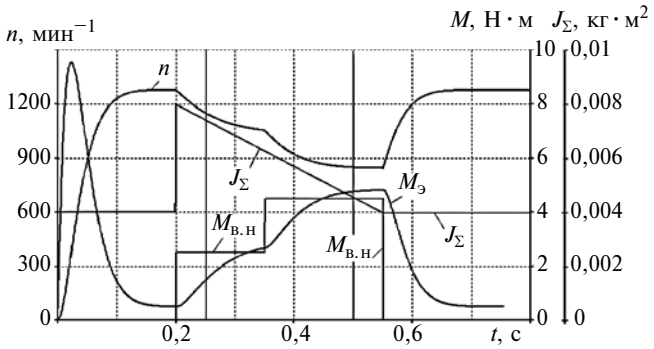


Рис. 4. Зависимости параметров n, $M_{в.н}$, J_Σ и $M_э$ ДПТ типа 2ПН90МУХЛ4 в текущем времени при $U_a = U_f = 110$ В и $M_{в.н} = 0$

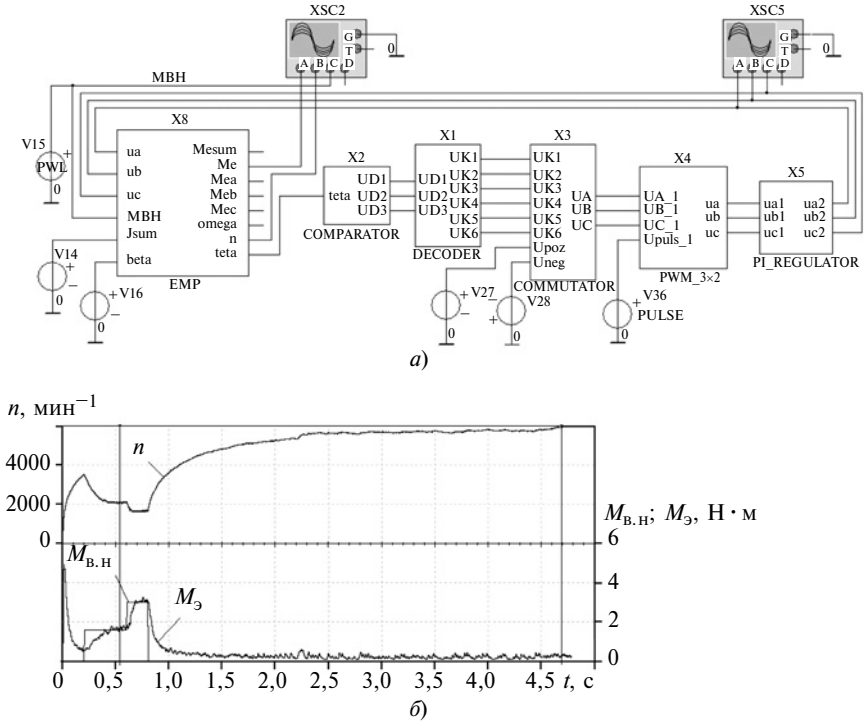


Рис. 5. Схема мехатронной системы БДПТ (*а*), временны́е характеристики *n*, $M_э$, $M_{в.н}$ (*б*)

магнитного момента $M_э$, внешних возмущений J_Σ и $M_{в.н}$ для ДПТ типа 2ПН90МУХЛ4 [6]. Эти зависимости отражают результаты моделирования прямого пуска двигателя в холостом режиме при номинальных управляющих напряжениях на обмотке якоря (U_a) и на обмотке индуктора (U_f), и последующего одновременного включения внешних возмущений $M_{в.н}$ (ступенчатая функция) и J_Σ (пилообразная функция). Выходные переменные двигателя n и $M_э$ адекватно отражают динамические процессы, вызванные внешними возмущениями.

Для двигателей постоянного тока с возбуждением от постоянных магнитов (ДПТМ) имитационная модель получена на основе модели ДПТ с независимым возбуждением с изменениями в моделировании явления магнитного возбуждения, реализуемого нелинейными библиотечными компонентами программы MultiSim [7].

На основе имитационной модели ДПТМ создана модель силового электромеханического преобразователя в мехатронной системе бесколлекторного двигателя постоянного тока (БДПТ) [8]. По принципу действия БДПТ представляет собой электрическую машину постоянного тока с обмотками якоря на статоре и магнитоэлектрическим индуктором на роторе. В качестве постоянных магнитов использованы высококоэрцитивные магниты на основе редкоземельных элементов. Преобразование подводимой электрической энергии в движение рабочего органа выполняет электромеханический преобразователь (ЭМП), оснащенный датчиком положения ротора. Электрическая энергия от внешнего источника постоянного напряжения поступает на силовой преобразователь, осуществляющий коммутацию при действии сигналов распределителя импульсов, управляемого с помощью цифрового вычислительного устройства. БДПТ — сложная мехатронная система. Для описания процессов функционирования и управления в структуре БДПТ выделены взаимодействующие узлы и блоки, имеющие самостоятельное функциональное назначение [9]. Поэтому основой построения имитационной модели БДПТ служат математические описания отдельных блоков и связей между ними. В структуре модели (рис. 5, *а*) основным является блок электромеханического преобразователя EMP (X8).

Блок COMPARATOR (X2) реализует датчик положения ротора и формирует сигналы для распределителя импульсов, который реализован с помощью дешифратора DECODER (X1). Цифровые сигналы датчиков DECODER преобразует в напряжения UK1—UK6, подаваемые на вход силового преобразователя COMMUTATOR (X3), который вырабатывает управляющие непрерывные напряжения UA, UB, UC для обмоток статора. Блоки широтно-импульсной модуляции PWM (X4) и регулятор PI_REGULATOR (X5) реализуют алгоритм широтно-импульсного управления [10]. Таким образом, модель БДПТ представляет иерархическую совокупность из шести блоков и позволяет исследовать статические и динамические режимы работы БДПТ и его системы управления. В качестве примера на рис. 5, *б* приведены временные характеристики n, $M_э$, $M_{в.н}$ модели мехатронной системы БДПТ для двигателя типа ДБМ 140-1,6-6-3-Р18.

Аппаратно-программное моделирование

Перспективным направлением является аппаратно-программное моделирование. В качестве аппаратных средств систем автоматического управления (САУ) в станках все чаще используют программируемые логические интегральные схемы (ПЛИС), существенно повышающие производительность вычислений и позволяющие реализовывать требуемые законы управления конкретным оборудованием в режиме реального времени. Разрабатываемые алгоритмы управления базируются

на математическом описании процессов в исполнительном электродвигателе. Сложность системы уравнений ЭМП при произвольном характере нагрузочного момента обусловливает их решения численными методами [11]. По системе уравнений составляется структурная схема решения для реализации модели на ЭВМ на микроконтроллерах и программируемых логических интегральных схемах (ПЛИС) [12]. Применение ПЛИС особенно актуально при моделировании в режиме реального времени, так как ПЛИС обладает конфигурируемой структурой, на базе которой можно создавать соответствующий вычислитель. Однако ПЛИС работает только с целыми числами. Поэтому применяют специальные алгоритмы по приведению вещественных чисел к форме целого числа (представление в виде чисел с фиксированной или плавающей точкой). Кроме того, для точности результата следует использовать специальные блоки операций над этими числами (сложение, вычитание, умножение и деление). Так, например, при моделировании ЭМП [12] вычисления с фиксированной точкой для ПЛИС описания электронных схем выполнены на языке Verilog.

Разработка модели ЭМП в среде Verilog включает в себя следующие этапы: разработку алгоритмов вычислений с фиксированной точкой; разработку модели ЭМП на основе алгоритмов Рунге—Кутта и чисел с фиксированной точкой; создание тестового файла, через который происходит обмен данными; тестирование; отладку. Тестовый файл — это описание внешних входных (внешние момент, напряжение, тактовая частота) и выходных сигналов (ток, частота вращения), характерных для ПЛИС и разработанной модели. После отладки модели ЭМП необходимость в тестовом файле отпадает, и синтезированная модель прошивается в ПЛИС. Полученные в работе [12] результаты свидетельствуют о валидности разработанной модели.

Все предложенные модели адекватно отражают процессы и могут применяться при исследовании процессов управления соответствующими приводами в различных технологических операциях на станочном оборудовании [13—16].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Kozochkin M. P., Porvatov A. N., Sabirov F. S.** The fitting of technological equipment with data-measuring systems // Measurement Techniques. 2012. V. 55. I. 5. P. 530—534.

2. **Diagnostic** Systems as Basis for Technological Improvement / S. N. Grigoriev, M. P. Kozochkin, F. S. Sabirov, A. A. Kutin // Procedia CIRP: 5th CIRP conf. high performance cutting. 2012. V. 1. P. 599—604.

3. **Филатов В. В., Чумаев Д. А.** Разработка имитационной динамической модели трехфазного асинхронного электродвигателя // Вестник МГТУ "Станкин". 2009. № 4. С. 89—95.

4. **Кузовкин В. А., Филатов В. В.** Методика моделирования исполнительных двигателей переменного тока следящих электроприводов механообрабатывающего оборудования // Вестник МГТУ "Станкин". Научный рецензируемый журнал. М.: МГТУ "Станкин". 2011. № 1 (13). С. 113—119.

5. **Филатов В. В., Чумаева М. В.** Разработка математических моделей двигателя постоянного тока с независимым изменяющимся возбуждением // Науч. конф. "Математическое моделирование и информатика — XI". М.: МГТУ "Станкин" и УНЦММ ИММ РАН, 2008. С. 286—289.

6. **Филатов В. В., Чумаева М. В.** Моделирование процессов управления двигателем постоянного тока // Вестник МГТУ "Станкин". 2009. № 3 (7). С. 117—123.

7. **Филатов В. В., Чумаева М. В., Романов А. М.** Экспериментальная идентификация параметров модели системы управления электрическим двигателем // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (19). С. 20—24.

8. **Филатов В. В., Чумаева М. В., Сергеев Ю. Д.** Имитационное моделирование электромеханического преобразователя в мехатронной системе бесконтактного двигателя постоянного тока // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 140—149.

9. **Кузовкин В. А., Филатов В. В., Чумаева М. В.** Моделирование бесконтактного электродвигателя постоянного тока в среде MULTISIM // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 88—93.

10. **Филатов В. В., Чумаева М. В.** Моделирование широтно-импульсного преобразователя в профессионально-ориентированном программном пакете Multisim10 // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2 (10). С. 79—85.

11. **Porvatov A. N.** An approach to the development of an information system for diagnostics of lathe equipment with the use of simulation modeling // Measurement Techniques. 2011. V. 54. I. 6. P. 650—654.

12. **Филатов В. В., Чумаева М. В., Порватов А. Н.** Аппаратно-программное моделирование исполнительного двигателя станочного электропривода // СТИН. 2014. № 12. С. 7—11.

13. **A System** for Measuring the Active Power of the Asynchronous Motor of a Lathe Electric Drive / V. A. Kuzovkin, V. V. Filatov, A. N. Porvatov, A. N. Porvatova // Measurement Techniques. 2014. V. 57. I. 2. P. 197—200.

14. **Kozochkin M. P., Porvatov A. N., Sabirov F. S.** Vibration Testing Technological Processes in Automated Machining Equipment // Measurement Techniques. 2014. V. 56. I. 12. P. 1414—1420.

15. **Kozochkin M. P., Porvatov A. N.** Effect of Adhesion Bonds in Friction Contact on Vibroacoustic Signal and Autooscillations // Journal of Friction and Wear. 2014. V. 35. N. 5. P. 389—395.

16. **Kozochkin M. P., Sabirov F. S.** Attractors in cutting and their future use in diagnostics // Measurement Techniques. 2009. V. 52. I. 2. P. 166—171.

УДК 621.777.24

А. М. ДМИТРИЕВ, Н. В. КОРОБОВА, доктора технических наук, И. А. ЯКУБОВСКАЯ (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: yakubovskaya1990@yandex.ru

Повышение стойкости пуансонов при холодном выдавливании детали типа стакана при активном действии сил трения

Определены напряжения на торцевой поверхности пуансона при холодном выдавливании детали типа стакана на основе моделирования подынтегральных уравнений регрессии. Сравнение результатов данного процесса при реактивном и активном действиях сил трения в контакте заготовки и матрицы показало, что стойкость пуансонов в последнем случае больше в 1,5 раза.

Ключевые слова: деталь типа стакан, холодное выдавливание, напряжение, заготовка, моделирование, стойкость, пуансон.

The stresses on punch end surface at cold extrusion of a cup-type part on the base of modeling of integrand regression equations are determined. The comparison of the results of the process at reactive and active actions of friction forces in workpiece and matrix contact showed, that punch resistance at active action of the forces is 1,5 higher.

Keywords: cup-type part, cold extrusion, stress, workpiece, modeling, resistance, punch.

Изготовление детали типа стакана холодным выдавливанием из сплошной цилиндрической заготовки обеспечивает практически безотходное производство [1—7]. Применение данной технологии ограничено большим давлением, которое необходимо создать на торце пуансона при выдавливании из стальных заготовок. Допустимое давление для пуансонов из быстрорежущих сталей (Р9, Р18, Р6М5) составляет 2500 МПа, а из сталей Х12Ф1 и Х12М — 2200 МПа. Поэтому при проектировании технологического процесса, исходя из размеров выдавливаемого стакана, марки стали, условий контактного трения, определяют рабочее давление и с учетом этого оценивают стойкость пуансонов и рентабельность применения холодного выдавливания [8—14].

Схема холодного выдавливания в условиях активного контактного трения, при которой матрица перемещается в направлении истечения металла со скоростью $v_м$, превышающей скорость истечения $v_{ис}$, приведена на рис. 1.

Для процессов холодного выдавливания созданы гидравлические прессы. В данном исследовании использовали относительные размеры (обозначения с чертой), т. е. все размеры отнесены к радиусу торца пуансона, скорости течения отнесены к скорости перемещения пуансона.

Деформируемая заготовка считается жесткопластической. Очаг пластической деформации делится на зоны 1 и 2, их граница — поверхность $\rho = 1$, в силу осевой симметрии $v_\theta = 0$.

С учетом граничных условий и характера распределения скоростей течения, экспериментально проверенного в работах А. Г. Овчинникова, скорости течения частиц заготовки описаны функциями, в которые входит варьируемый параметр A:

$$\begin{cases} \vartheta_{z1} = \dfrac{z}{h}(Ah - Az - 1); \\ \vartheta_{z2} = -\dfrac{z}{h(R^2 - 1)}(Ah - Az - 1). \end{cases} \quad (1)$$

Из условия постоянства объема получим:

$$\begin{cases} \vartheta_{\rho 1} = -\dfrac{\rho}{2h}(Ah - 2Az - 1); \\ \vartheta_{\rho 2} = -\dfrac{R^2 - \rho^2}{2\rho h(R^2 - 1)}(Ah - 2Az - 1). \end{cases} \quad (2)$$

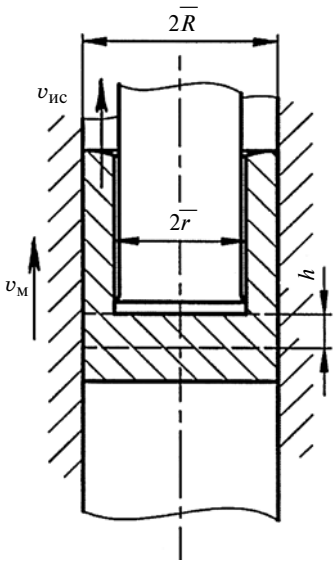


Рис. 1. Расчетная схема выдавливания детали типа стакана

Скорости деформаций рассчитаны по уравнениям Коши; интенсивности скоростей деформаций имеют вид:

$$\varepsilon_{i1} = \frac{1}{h}\sqrt{(Ah - 2Az - 1)^2 + \frac{1}{3}A^2\rho^2};$$

$$\varepsilon_{i2} = \frac{1}{3h(R^2 - 1)} \times$$

$$\times \sqrt{\left(9 + \frac{R^4}{\rho^4} - \frac{R^4}{\rho^2}\ln^2\rho + R^4\ln^2\rho - 3\frac{R^2}{\rho^2} - 3R^2\ln\rho\right) \times \ldots} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{}{\times (Ah - 2Az - 1)^2 + 3A^2\left(\frac{R^4}{\rho^2} - 2R^2 + \rho^2\right)}.$$

Согласно методу баланса мощностей отношение деформирующей силы к напряжению текучести материала заготовки с учетом того, что скорость перемещения пуансона принята равной 1, получено выражение:

$$\frac{P_д}{\sigma_s} = \sum_{h=1}^{H} \iiint_V \varepsilon_i \mathrm{d}V + \sum_{m=1}^{M} \iint_F \frac{\tau_k}{\sigma_s}\sqrt{\vartheta_k^2 + \vartheta_l^2}\,\mathrm{d}F +$$

$$+ \sum_{h=1}^{N} \iint_F \frac{\tau_s}{\sigma_s}|\vartheta_k - \vartheta_l|\mathrm{d}G, \qquad (3)$$

где k, l — обобщенные координаты, последовательно принимающие значения ρ, θ, z; v_k и v_l — скорости течения в направлении обобщенных координат соответственно k и l; H — число областей, на которые разбит очаг пластической деформации; M — число поверхностей трения; N — число поверхностей разрывов скоростей течения.

для определения варьируемого параметра A, входящего в выражения (1) и (2), получено решение уравнения:

$$(\partial/\partial A)(P_д/\sigma_s) = 0.$$

Таблица 1

Результаты расчета параметра A по формуле (5) с принятыми факторами h, μ и R

h	μ	R		
		1,2	1,5	2,0
0,5	0	−0,145	−0,13	−0,070
	0,2	−0,190	−0,16	−0,080
0,75	0	−0,170	−0,17	−0,080
	0,2	−0,220	−0,20	−0,095
1,0	0	−0,190	−0,19	−0,086
	0,2	−0,260	−0,23	−0,100

После вычисления и суммирования составляющих выражения (3) и решения его относительно A получим:

$$A = \frac{h(R^2 - 1)^2[(\mu + 0{,}5)(R^2 - 1) + 2R^3 - 3R^2 +}{R^4\Big[h^2(R^2 - 1)(R^4 - 2R^2 + 2) - \frac{R^2h^2}{9} + \frac{R^4h^2}{9} -} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{+ 1 + Rh^2(\mu + 0{,}5)]}{- \frac{R^4h^2}{9}\ln^2 R + \frac{R^6h^2\ln R}{9}(\ln R - 1) + R^4h^2\frac{R^2 - 1}{18} -} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{1}{- \frac{2}{3}h^2R^2\ln R - \frac{1}{3}R^4h^2\ln R + R^2h^2\frac{R^2 - 1}{6} +} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{1}{+ 2R^4\ln R - 2R^2(R^2 - 1) + \frac{R^6 - 2R^4 + 3R^2 - 2}{2}\Big]}, \qquad (4)$$

где μ — фактор трения.

Входящие в выражение (4) величины (далее факторы) R и h показаны на рис. 1.

При дальнейшем решении задачи выражение (4) следует подставить в формулы (1) и (2) с развернутым параметром A, выполнить расчет по уравнениям Коши скоростей деформаций, а затем — интенсивностей скоростей деформаций. Поскольку при применении уравнений Коши требуется дифференцирование формул для скоростей течения с параметром A в развернутом виде, реализовать решение не представляется возможным.

С учетом характера кривых, построенных по зависимости (4), принята следующая модель зависимости:

$$A_м = b_0 + b_{11}R^2 + b_1R + b_{22}h^2 + b_2h +$$
$$+ b_3\mu + b_{12}Rh + b_{13}R\mu. \qquad (5)$$

Для определения коэффициентов модели (5) найдем параметр A по формуле (4).

Принятые значения факторов и результаты расчета параметра A приведены в табл. 1.

Для расчета коэффициентов модели (5) факторы (см. табл. 1) переведены в кодированном виде, рассчитанные по формуле

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^{N} x_{iu}y_u}{\sum_{u=1}^{N} x_{iu}^2}, \quad i = 0, 1, 2, \ldots, k, \qquad (6)$$

где y — выходной параметр (в данном случае A); x — кодированный фактор (в данном случае R, h, μ); i — номер фактора; u — номер строки в матрице плана эксперимента (табл. 2 и 3).

Формулы перехода от натуральных значений факторов к кодированным:

$$\begin{cases} x_1 = 10(R - 1{,}57); \\ z_1 = x_1^2 - x_1 - 11{,}2; \\ x_2 = 4(h - 0{,}75); \\ z_2 = 3(x_2^2 - 0{,}67); \\ x_3 = 10(\mu - 0{,}1). \end{cases} \quad (7)$$

Рассчитав коэффициенты, получим модель (5) в кодированном виде:

$$A_м = -0{,}154 + 0{,}0019z_1 + 0{,}0144x_1 + 0{,}0011z_2 - \\ - 0{,}023x_2 - 0{,}017x_3 + 0{,}0027x_1x_2 + 0{,}0026x_1x_3. \quad (8)$$

Использованные сочетания значений факторов в кодированном виде приведены в табл. 1, там же даны результаты расчета параметра A по формуле (4) и $A_м$, рассчитанные с использованием математической модели (8).

При переходе к натуральным значениям факторов модель (8) имеет вид:

$$A_м = 0{,}19R^2 - 0{,}579R + 0{,}0528h^2 - 0{,}341h - \\ - 0{,}578\mu + 0{,}108Rh + 0{,}26R\mu + 0{,}377. \quad (9)$$

В дальнейшем решении величина A оставлена временно как параметр.

Просуммировав слагаемые уравнения (3) и разделив обе части на площадь пуансона, получим громоздкое выражение:

$$q/\sigma_s = f(R, h, \mu, A), \quad (10)$$

Таблица 2

Сочетания значений факторов в кодированном виде и соответствующий расчетный параметр

Номер	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	z_1	z_2	A	$A_м$
1	1	−3,7	−1	−1	3,7	3,7	6	1	−0,145	−0,135
2	1	−0,7	−1	−1	0,7	0,7	−10	1	−0,130	−0,138
3	1	4,4	−1	−1	−4,4	−4,4	4	1	−0,070	−0,065
4	1	−3,7	0	−1	0	3,7	6	−2	−0,170	−0,171
5	1	−0,7	0	−1	0	0,7	−10	−2	−0,170	−0,166
6	1	4,4	0	−1	0	−4,4	4	−2	−0,080	−0,080
7	1	−3,7	1	−1	−3,7	3,7	6	1	−0,190	−0,200
8	1	−0,7	1	−1	−0,7	0,7	−10	1	−0,190	−0,188
9	1	4,4	1	−1	4,4	−4,4	4	1	−0,086	−0,088
10	1	−3,7	−1	1	3,7	−3,7	6	1	−0,190	−0,188
11	1	−0,7	−1	1	0,7	−0,7	−10	1	−0,160	−0,176
12	1	4,4	−1	1	−4,4	4,4	4	1	−0,080	−0,076
13	1	−3,7	0	1	0	−3,7	6	−2	−0,220	−0,225
14	1	−0,7	0	1	0	−0,7	−10	−2	−0,200	−0,204
15	1	4,4	0	1	0	4,4	4	−2	−0,095	−0,091
16	1	−3,7	1	1	−3,7	−3,7	6	1	−0,260	−0,254
17	1	−0,7	1	1	−0,7	−0,7	−10	1	−0,230	−0,226
18	1	4,4	1	1	4,4	4,4	4	1	−0,100	−0,099

Таблица 3

Сочетания значений факторов в кодированном виде и расчетное относительное давление

Номер	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	z_1	z_2	q/σ_s	$q_м/\sigma_s$
1	1	−3,7	−1	−1	3,7	3,7	6	1	3,62	3,628
2	1	−0,7	−1	−1	0,7	0,7	−10	1	3,46	3,347
3	1	4,4	−1	−1	−4,4	−4,4	4	1	3,77	3,790
4	1	−3,7	0	−1	0	3,7	6	−2	3,84	3,820
5	1	−0,7	0	−1	0	0,7	−10	−2	3,38	3,340
6	1	4,4	0	−1	0	−4,4	4	−2	3,40	3,452
7	1	−3,7	1	−1	−3,7	3,7	6	1	5,14	4,210
8	1	−0,7	1	−1	−0,7	0,7	−10	1	3,49	3,530
9	1	4,4	1	−1	4,4	−4,4	4	1	3,33	3,317
10	1	−3,7	−1	1	3,7	−3,7	6	1	4,06	4,140
11	1	−0,7	−1	1	0,7	−0,7	−10	1	3,72	3,730
12	1	4,4	−1	1	−4,4	4,4	4	1	3,97	3,960
13	1	−3,7	0	1	0	−3,7	6	−2	4,40	4,330
14	1	−0,7	0	1	0	−0,7	−10	−2	3,67	3,720
15	1	4,4	0	1	0	4,4	4	−2	3,60	3,610
16	1	−3,7	1	1	−3,7	−3,7	6	1	4,85	4,720
17	1	−0,7	1	1	−0,7	−0,7	−10	1	3,82	3,920
18	1	4,4	1	1	4,4	4,4	4	1	3,53	3,470

в котором одно из слагаемых учитывает силу трения по наружной поверхности очага пластической деформации:

$$\frac{\mu Rh}{R^2-1} - \frac{A\mu Rh^2}{3(R^2-1)}.$$

В выражении (11) это слагаемое имеет знак плюс, так как считается, что матрица неподвижна, а силы трения — реактивные.

Высоту h очага пластической деформации определяем из условия минимума энергии формоизменения из уравнения

$$\partial q/\partial h = 0.$$

При этом необходимо дифференцирование зависимости (10), что практически невозможно.

Для определения высоты h очага пластической деформации уравнение (10) заменим полиномом

$$q_м/\sigma_s = b'_0 + b'_{11}z_1 + b'_1x_1 + b'_{22}z_2 + b'_2x_2 + b'_3x_3 + b'_{12}x_1x_2 + b'_{13}x_1x_3, \quad (11)$$

в который параметр A не входит, так как однозначно связан с факторами R, h и μ формулой (10) и его нельзя изменять независимо от них.

Для определения коэффициентов полинома (11) рассчитаем q/σ_s по формуле (10). Принятые значения факторов R, h, μ приведены в табл. 2. Переход от натуральных значений факторов к кодированным выполняли с помощью формул (7).

Используя коэффициенты, рассчитанные по формуле (6), в модели (11), получим:

$$q_м/\sigma_s = 3{,}78 + 0{,}0224z_1 - 0{,}0615x_1 + 0{,}0328z_2 + 0{,}0467x_2 + 0{,}177x_3 - 0{,}0657x_1x_2 - 0{,}0217x_1x_3. \quad (12)$$

В табл. 3 приведены принятые сочетания факторов в кодированном виде, значения отношения q/σ_s, полученные по формуле (10) и модели (12). При этом параметр А рассчитывали по формуле (4).

Перейдем к натуральным значениям факторов:

$$q_м/\sigma_s = 7{,}435 + 2{,}24R^2 + 1{,}574h^2 - 5{,}685R + 1{,}95h + 5{,}18\mu - 2{,}63Rh - 2{,}17R\mu. \quad (13)$$

Высота очага пластической деформации с учетом размеров инструмента определяется из условия минимальной мощности внешних сил:

$$h = 0{,}835R - 0{,}619. \quad (14)$$

Подставив выражение (15) в модель (14) с учетом того, что модель записана для выдавливания в неподвижной матрице, получим:

$$q_м/\sigma_s = 6{,}831 + 1{,}141R^2 - 4{,}056R - 2{,}17R\mu + 5{,}18\mu. \quad (15)$$

Зависимости, построенные по формуле (15), на рис. 2 показаны сплошными линиями. Они отражают повышение давления выдавливанием при увеличении относительного радиуса матрицы >1,5÷2, это подтверждают и эксперименты. Заметим, что это отражается далеко не всеми теоретическими зависимостями.

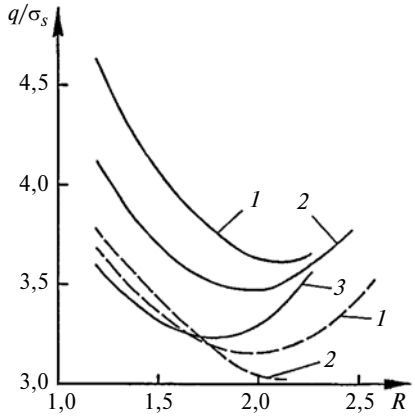


Рис. 2. Теоретические (——) и экспериментальные (----) зависимости давления выдавливания от параметра *R* при μ = 0,4 (*1*); 0,2 (*2*); 0 (*3*)

При выдавливании с активным действием сил трения, когда $v_м > v_{ис}$ (см. рис. 1), из давления, рассчитанного по формуле (15), вычитают удвоенное слагаемое, характеризующее силу трения по наружной поверхности очага пластической деформации.

В результате получим:

$$\left(\frac{q}{\sigma_s}\right)_a = 6{,}83 + 1{,}14R^2 - 4{,}06R - 2{,}17R\mu + 5{,}18\mu - \frac{2\mu Rh}{R^2-1} + \frac{2\mu Rh^2A}{3(R^2-1)}. \quad (16)$$

С учетом формул (10) и (15) выражение (17) принимает вид:

$$\left(\frac{q}{\sigma_s}\right)_a = 6{,}83 + 1{,}14R^2 - 4{,}06R - 2{,}17R\mu + 5{,}18\mu - \frac{2\mu R(0{,}835R-0{,}619)}{R^2-1} + \frac{2\mu R(0{,}835R-0{,}619)^2 \times}{3(R^2-1)} \rightarrow$$
$$\rightarrow \frac{\times(0{,}317R^2 - 0{,}986R + 0{,}608 - 0{,}578\mu + 0{,}26R\mu)}{}. \quad (17)$$

Рассчитанные по формуле (17) зависимости давления выдавливания от параметра R при активном действии сил трения на рис. 2 показаны штриховыми линиями. При $\mu = 0{,}2$ давление выдавливания меньше давления при неподвижной матрице на 7÷10,5 %, а при $\mu = 0{,}4$ разница составляет 16÷18,5 %.

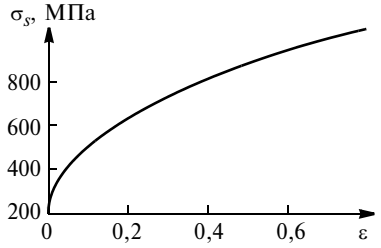


Рис. 3. Кривая упрочнения при сжатии отожженной стали 45

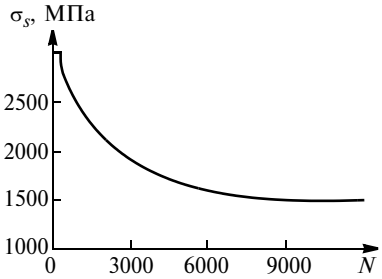


Рис. 4. Кривая сопротивления усталости пуансонов из стали Р6М5

С позиций требований к холодной объемной штамповке — отсутствие следов контакта на поверхностях штампованной поковки и матрицы — значительное снижение требования к качеству смазывания заготовки нецелесообразно, поэтому рациональным является значение $\mu = 0{,}2$.

Приведенные зависимости (см. рис. 2) использовали при оценке увеличения сопротивления усталости пуансона при выдавливании из стали 45 детали типа стакана с $D = 40$ мм и $d = 22$ мм.

Для повышения пластичности материала заготовки и снижения сопротивления ее пластической деформации сталь 45 предварительно подвергли маятниковому отжигу в режиме: нагревание до температуры 760÷780 °С, выдержка 1 ч, четыре цикла охлаждения с печью до температуры 650÷670 °С с выдержкой 1 ч, охлаждение с печью.

Кривая упрочнения для стали 45 путем отжига приведена на рис. 3.

Деформацию ε заготовки оценивали как соотношение площадей поперечных сечений при выдавливании до деформирования (F_0) и после ($F_{тр}$):

$$\varepsilon = F_{тр}/F_0 = [D^2 - (D^2 - d^2)]/D^2 = 0{,}3.$$

Отсюда получаем $\sigma_s = 720$ МПа.

Отношение R диаметра D матрицы к диаметру d пуансона составило 1,8. Из зависимости, приведенной на рис. 2, при выдавливании в неподвижную матрицу и $\mu_s = 0{,}2$ получим $q/\sigma_s = 3{,}45$, тогда $q = 2480$ МПа.

Кривая сопротивления усталости пуансона из стали Р6М5 приведена на рис. 4. По ней определено, что при $q = 2480$ МПа пуансон выдержит (до разрушения) 1000 циклов штамповки.

Для выдавливания с активным действием сил трения при $\mu_s = 0{,}2$ (см. рис. 2) получим $(q/\sigma_s)_{ак} = 3{,}3$, тогда $q = 2370$ МПа. По зависимости, приведенной на рис. 4, определили, что при данном давлении пуансон выдержит до разрушения 1500 циклов штамповки. Это указывает на то, что сопротивления усталости пуансона повысилось в 1,5 раза.

В проведенном исследовании не учитывали контактное трение между заготовкой и матрицей за пределами высоты очага пластической деформации, хотя площадь поверхности заготовки, по которой действует контактное трение, за пределами высоты очага пластической деформации велика.

Такое решение объясняется тем, что рационально использовать закон трения Амонтона—Кулона, отличающийся от принятого в данной работе закона трения Зибеля, на уровне высоты очага пластической деформации. Однако давление со стороны заготовки на стенку матрицы на уровне высоты очага пластической деформации более чем в 3 раза превышает данную величину за пределами очага пластической деформации.

Если оценить эффект от активного действия сил контактного трения по всей высоте заготовки, то повышение сопротивления усталости пуансона, выдавливающего полость заготовки, будет больше, чем установленное выше.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Dmitriev A. M., Korobova N. V.** Expanding of Application of Cold Die Forging by Inducing Active Contact Friction Forces // Journal of Friction and Wear. 2013. V. 34. P. 232—237.

2. **A study** of the quality of preforms from iron-base powders produced by forming combined with sintering by electric current pulses / A. M. Dmitriev, S. N. Grigoriev, N. V. Korobova, V. P. Stupnikov // Metal Science and Heat Treatment. 2012. V. 54. P. 17—21.

3. **Dmitriev A. M., Vorontsov A. L.** Determination of the parameters of constrained extrusion of hollow cylindrical articles // Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo. 2004. I. 12. P. 21—25.

4. **Dmitriev A. M., Vorontsov A. L.** Examples of determination of technological parameters of extruding thimbles from strengthening materials // Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo. 2004. I. 11. P. 21—28.

5. **Dmitriev A. M., Dubrovskij V. A., Stupnikov V. P.** Scientific session "Problems of billets quality provision in machine-building industry" // Problemy Mashinostroeniya i Nadezhnos'ti Mashin. 2004. I. 3. P. 121—124.

6. **Dmitriev A. M., Vorontsov A. L.** Optimization of the processes of cold forming by reduction // Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo. 2003. I. 5. P. 3—7.

7. **Dmitriev A. M., Vorontsov A. L.** Approximation of metal hardening curves // Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo. 2002. I. 6. P. 16—21.

УДК 621.983:539.374

Е. Н. СОСЕНУШКИН, д-р техн. наук, Е. А. ЯНОВСКАЯ, канд. техн. наук,
А. Е. СОСЕНУШКИН, В. В. ЕМЕЛЬЯНОВ (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: sen@stankin.ru

Механика немонотонных процессов пластического деформирования

Приведены результаты анализа инвариантных критериев оценки напряженно-деформированного состояния при реализации конкретных формоизменяющих штамповочных операций, представленного схемами напряжений и деформаций, а также их влияния на устойчивость процессов пластического деформирования.

Ключевые слова: напряжения, деформации, инварианты тензоров, девиаторов напряжений и деформаций, устойчивость пластического течения.

The analysis results of invariant criteria of stressed-strain state assessment at implementation of specified shaping die operations, presented by schemes of stresses and deformations, and also their influence on stability of plastic deformation processes, are given.

Keywords: stresses, deformations, invariants of stress and deformation tensors, deviators; stability of plastic flow.

В настоящее время в машиностроении преобладает мелкосерийное производство, что связано с частой сменой выпускаемой продукции, а это вступает в противоречие с высокой производительностью кузнечно-прессового оборудования [1]. Решением существующей проблемы является использование группового изготовления, основанного на классификации и объединении деталей в группы по общности технологических процессов пластического деформирования. Для этого необходимы универсальные штампы, обеспечивающие быструю смену рабочих элементов при переналадке для выпуска других изделий, и пакеты штампов с разъемами в нескольких плоскостях [2]. Кроме того, остается задача повышения стойкости штампов [3], что возможно при системном подходе на основе рационального выбора инструментальных материалов [4], режимов термообработки [5] и использования износостойких покрытий [6]. При этом существует острая необходимость в совершенствовании и модернизации используемого кузнечно-прессового оборудования, а также в создании нового конкурентоспособного оборудования на основе разработанных новых технологий формоизменения [7, 8], в том числе и нетрадиционных.

Во многих отраслях используют тонкостенные оболочковые детали различных форм и размеров [9—11], наиболее экономичное производство которых осуществляется листовой штамповкой [12]. В зависимости от применяемых для этого операций: вытяжка и отбортовка или раздача и обжим, — в качестве исходного материала используют листы или трубные заготовки.

В связи с нестационарностью процессов пластического деформирования при разработке данной технологии большую часть занимает предварительное математическое [13] или компьютерное [14] моделирование и использование операций с оценкой кинематики течения и напряженно-деформированного состояния (НДС) металла заготовок с целью прогнозирования устойчивости пластического течения.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 24)

8. **Практическое** использование изменения механических характеристик конструкционных углеродистых сталей при холодной объемной штамповке / А. М. Дмитриев, Ф. В. Гречников, Н. В. Коробова, Н. С. Толмачев // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 41—44.

9. **Дмитриев А. М., Коробова Н. В., Толмачев Н. С.** Экспериментальная проверка результатов компьютерного моделирования напряжений на элементе деформирующего инструмента // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 2 (29). С. 44—49.

10. **Влияние** обработки давлением на микроструктуру и качество изделий из высокопрочного чугуна / Е. Н. Сосенушкин, А. С. Пономарев, А. Э. Артес, В. Н. Климов // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 3 (15). С. 115—120.

11. **Сосенушкин Е. Н., Овечкин Л. М., Сосенушкин А. Е.** Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 22—25.

12. **Сосенушкин Е. Н.** Развитие систем пластического деформирования // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 30—38.

13. **Сосенушкин Е. Н.** Штамповка кристаллизующегося металла // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2 (10). С. 12—20.

14. **Дмитриев А. М., Коробова Н. В., Петров М. Д.** Разработка технологии производства корпуса гидроцилиндра из железного порошка // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 54—58.

При сложном нагружении в схемах деформации, отличающейся немонотонностью, направление траектории деформации изменяется на противоположное не менее одного раза. Это же относится и к дробному деформированию. Согласно положениям механики сплошной среды для несжимаемого материала деформация представляется как траектория радиус-вектора материальной точки в пятимерном пространстве независимых компонент тензора деформаций. Поэтому при сложном нагружении траектория, вычерчиваемая концом радиус-вектора, — негладкая и имеет изломы, или гладкая, но с кривизной. Поскольку длина линии нагружения является мерой накопленной деформации в материальной точке, то немонотонной деформации соответствует бóльшая ее величина, так как длина ломаной линии или гладкой кривой больше длины луча, т. е. радиус-вектора. Таким образом, если немонотонное деформирование осуществить для большинства точек тела, то его форму можно изменять с бóльшей степенью деформации. Кроме того, при выборе процессов обработки металлов давлением следует отдавать предпочтение механическим схемам деформации, в которых преобладают сдвиги. Обоснованием для этого является оценка НДС деформируемого металла, обеспечивающего немонотонное деформирование и при этом устойчивое протекание процесса формоизменения.

Обобщенное представление об НДС можно получить, ориентируясь на круговые диаграммы О. Мора для напряжений и деформаций, из которых следует экстремальность главных напряжений и главных деформаций. Независимо от выбранной системы координат НДС оценивают безразмерными инвариантными характеристиками тензора и/или девиатора деформаций.

Показатель деформированного состояния (параметр Надаи—Лодэ для деформаций) имеет вид:

$$\nu_\varepsilon = \frac{2\varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3},$$

где ε_1, ε_2, ε_3 — главные деформации.

Если показатель принимает значение $\nu_\varepsilon = -1$, реализуются механические схемы деформации с преобладанием растяжения, при $\nu_\varepsilon = 1$ — механические с ярко выраженным неравномерным сжатием, при $\nu_\varepsilon = 0$ — плоские механические схемы сдвига.

Пластическое течение несжимаемого материала согласно критерию положительности добавочных нагрузок Друккера устойчиво до тех пор, пока выполняется условие

$$d\sigma_\rho \geq \sigma_i d\varepsilon_i.$$

При аппроксимации кривой упрочнения металла степенной зависимостью

$$\sigma_i = A\varepsilon_i^n,$$

где $A = \sigma_b(1 + \delta)$ — постоянная металла; $n = \ln(1 + \delta)$ — показатель деформационного упрочнения; δ — равномерное удлинение образца при его испытании на растяжение.

Получено выражение интенсивности деформации, накопленной в процессе формоизменения:

$$\frac{\varepsilon_{i\text{кр}}}{n} = \frac{2\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}}{2 - \alpha},$$

где $\alpha = \sigma_\theta/\sigma_\rho$ — безразмерный параметр вида напряженного состояния (отношение главных напряжений).

Принимая во внимание осевую симметрию деформирования, часто встречающуюся в формоизменяющих операциях листовой штамповки при пластическом деформировании оболочек, и коаксиальность главных осей напряжений, деформаций и скоростей деформаций, а также подобие круговых диаграмм О. Мора для напряжений и деформаций при условии равенства показателей напряженного и деформированного состояний ($\nu_\sigma = \nu_\varepsilon$), правомерно использовать уравнения связи напряжений и деформаций:

$$\frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\varepsilon_\rho - \varepsilon_\theta} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_z}{\varepsilon_\theta - \varepsilon_z} = \frac{\sigma_z - \sigma_\rho}{\varepsilon_z - \varepsilon_\rho} = \frac{2\sigma_i}{3\varepsilon_i}. \quad (1)$$

Здесь $\varepsilon_i = \sqrt{\frac{4}{3} I_2(D_\varepsilon)}$ — интенсивность деформаций; $I_2(D_\varepsilon)$ — второй инвариант девиатора деформаций, характеризующий деформации, вызывающие пластическое формоизменение; $\sigma_i = \sqrt{3 I_2(D_\sigma)}$ — интенсивность напряжений.

При этом конечные деформации определяются выражениями:

$$\left.\begin{aligned} \varepsilon_\rho &= \ln\frac{d\rho}{dr}; \\ \varepsilon_\theta &= \ln\frac{\rho}{r}; \\ \varepsilon_z &= \ln\frac{s}{s_0}, \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

где r и s_0, ρ и s — радиусы и толщины выделенного элемента соответственно в исходном и деформированном состояниях.

Если на плоскость сечения цилиндра пластичности девиаторной плоскостью спроецировать оси системы координат, в которой он построен, то проекции осей, расположенные под углом $2\pi/3$, образуют косоугольную систему координат. Поскольку тензоры напряжений и деформаций коаксиальны, рассмотрим в качестве координатных осей главные деформации. Их распо-

ложение таково, что для любой точки плоскости с радиус-вектором $\bar{\varepsilon}$ удовлетворяется условие несжимаемости:

$$\varepsilon_\rho + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0, \qquad (3)$$

где компоненты главных деформаций в тригонометрической форме представлены выражениями [15]:

$$\left.\begin{aligned} \varepsilon_\rho &= \varepsilon_i \cos\varphi_\varepsilon; \\ \varepsilon_\theta &= \varepsilon_i \cos\left(\varphi_\varepsilon + \frac{2}{3}\pi\right); \\ \varepsilon_z &= \rho_i \cos\left(\varphi_\varepsilon + \frac{4}{3}\pi\right). \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Причем модуль вектора $\bar{\varepsilon}$ равен интенсивности ε_i деформаций при осесимметричном напряженном состоянии:

$$|\bar{\varepsilon}| = \varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \times$$

$$\times\sqrt{(\varepsilon_\rho-\varepsilon_\theta)^2+(\varepsilon_\theta-\varepsilon_z)^2+(\varepsilon_z-\varepsilon_\rho)^2}. \qquad (5)$$

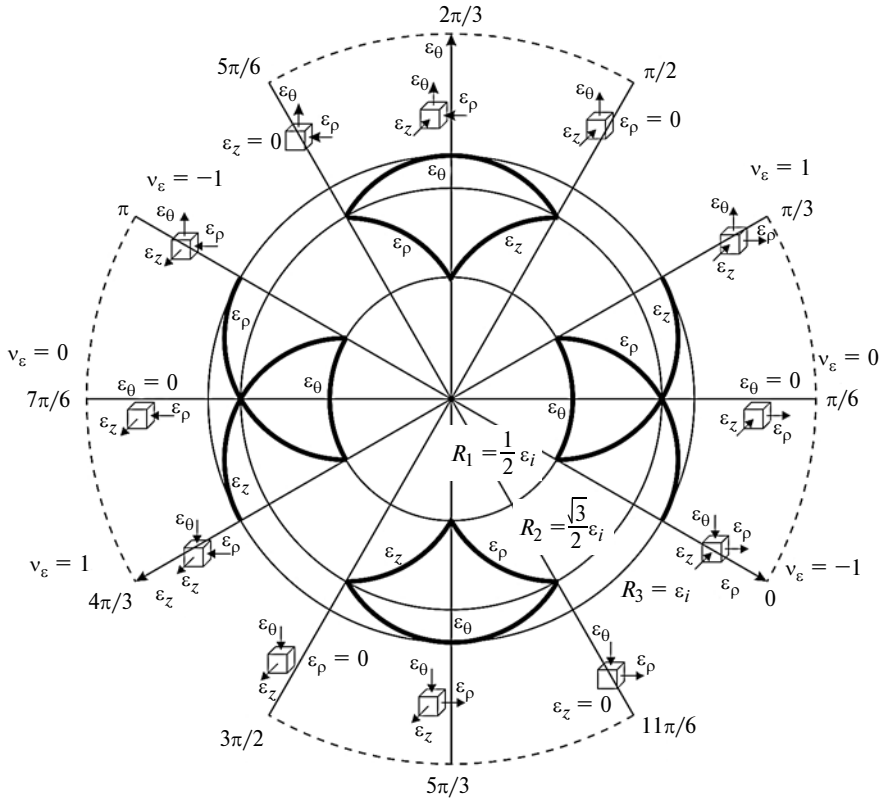


Рис. 1. Круговая диаграмма деформаций на девиаторной плоскости

Отобразим на девиаторной плоскости проекции главных осей деформаций (рис. 1). В нашем случае проекция оси ε_ρ совпадает с направлением при значении угла вида деформированного состояния $\varphi_\varepsilon = 0$, проекция оси ε_θ совпадает с направлением, определяемым углом $\varphi_\varepsilon = 2\pi/3$, а проекция оси ε_z — с направлением, определяемым углом $\varphi_\varepsilon = 4\pi/3$. Прочертим концентрические окружности с центрами, расположенными в начале системы координат и радиусами соответственно $R_1 = \frac{1}{2}\varepsilon_i$; $R_2 = \frac{\sqrt{3}}{2}\varepsilon_i$; $R_3 = \varepsilon_i$, где ε_i принимаем за масштабный коэффициент. Кроме проекций главных осей дополнительно выберем на диаграмме направления с шагом по углу $\Delta\varphi_\varepsilon = \pi/6$ в интервале $0 \le \varphi_\varepsilon \le 2\pi$. В таблице приведены результаты расчета главных деформаций по формулам (4) для каждого выбранного угла вида деформированного состояния. Нанеся значения главных деформаций в виде точек на соответствующие направления и соединив их дугами окружностей радиусом R_1, получим траектории деформирования в виде фигур, кривизна которых указывает на немонотонность процессов деформирования (см. рис. 1). Кроме того, каждое направление однозначно характеризуется механической схемой деформаций. Анализ показал, что кроме направлений при углах вида деформированного состояния $\pi/6$ и $7\pi/6$ механические схемы сдвига дополнительно реализуются при углах $\pi/2$; $5\pi/6$; $3\pi/2$; $11\pi/6$. Это означает, что параметр Надаи—Лодэ для деформаций по указанным направлениям должен составлять $\nu_\varepsilon = 0$. Однако расчет показал, что или значения этого параметра не существует, или оно характеризуется числом >1, или <-1. Б. П. Звороно показал, что в характерных точках шестигранной призмы пластичности, при использовании условия пластичности Треска-Сен-Венана, существует неоднозначность пластического течения, так как вектор приращения деформации может иметь множество направлений. При условии пластичности Мизеса—Хилла картина повторяется — эти же точки лежат на поверхности цилиндра пластичности и имеют ту же неопределенность течения. Точки неоднозначности совпадают с указанными выше направлениями диаграммы деформаций.

Кривизна траекторий деформаций позволяет утверждать, что при реализации перечисленных операций листовой штамповки наблюдается немонотонность деформирования.

Определим показатель жесткости схемы напряженного состояния, воспользовавшись методикой Г. Д. Деля, с той разницей, что вместо плоского НДС рассмотрим более общее осесимметричное НДС.

Из условия несжимаемости (3) и значений конечных деформаций (2) после почленного дифференцирования получим:

$$\rho\frac{d\varepsilon_\theta}{d\rho} = 1 - e^{\varepsilon_z}e^{2\varepsilon_\theta}.$$

Проинтегрировав это дифференциальное уравнение, получим:

$$e^{-2\varepsilon_\theta} = e^{\varepsilon_z} + c/\rho^2.$$

Логарифмирование приводит к выражению

$$\varepsilon_\theta = -\frac{1}{2}\ln\left(e^{\varepsilon_z} + \frac{c}{\rho^2}\right). \qquad (6)$$

Постоянную интегрирования определим из граничных условий деформации $\varepsilon_\theta = \tilde{\varepsilon}_\theta = \ln\frac{r_k}{r}$ при $\rho = r_k$:

$$\tilde{\varepsilon}_\theta = -\frac{1}{2}\ln\left(e^{\varepsilon_z} + \frac{c}{r_k^2}\right).$$

Потенцирование дает:

$$e^{-2\varepsilon_\theta} = e^{\varepsilon_z} + \frac{c}{r_k^2},$$

откуда

$$c = r_k^2\left(e^{-2\tilde{\varepsilon}_\theta} - e^{\varepsilon_z}\right).$$

Подставим полученное выражение постоянной интегрирования в формулу (6):

$$\varepsilon_\theta = -\frac{1}{2}\ln\left[e^{\varepsilon_z} + \frac{r_k^2}{\rho^2}\left(e^{-2\tilde{\varepsilon}_\theta} - e^{\varepsilon_z}\right)\right]. \qquad (7)$$

Из уравнения связи напряжений и деформаций (1) вытекает справедливость выражения

$$\sigma_\theta = \sigma_{cp} + \frac{2}{3}\sigma_i\frac{\varepsilon_\theta}{\varepsilon_i}, \qquad (8)$$

где $\sigma_{cp} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ — среднее нормальное напряжение.

Если $\sigma_{cp} > 0$, схема напряженного состояния жесткая.

При выполнении условия несжимаемости (3) уравнение (5) примет вид:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{\varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_\theta\varepsilon_z + \varepsilon_z^2}.$$

С учетом постоянства толщины стенки деформируемой оболочки $\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_\theta$, поэтому имеем:

$$\varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3}}\ln\left[e^{\varepsilon_z} + \frac{r_k^2}{\rho^2}\left(e^{-2\tilde{\varepsilon}_\theta} - e^{\varepsilon_z}\right)\right]. \qquad (9)$$

Получим формулу (8) в виде

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_i\left(\frac{3\sigma_{cp}}{\sigma_i}\varepsilon_i + 2\varepsilon_\theta\right)}{3\varepsilon_i}. \qquad (10)$$

Показатель жесткости схемы напряженного состояния $\eta = \frac{3\sigma_{cp}}{\sigma_i}$ подставим в формулу (10) и с учетом выражений (7) и (9) получим уравнение нормального напряжения:

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_i}{3}(\eta + \sqrt{3}). \qquad (11)$$

Проделав аналогичные действия, определим нормальное напряжение:

$$\sigma_\rho = \frac{\sigma_i}{3}(\eta - 3). \qquad (12)$$

Дифференциальное уравнение равновесия при деформировании осесимметричной оболочки с учетом трения имеет вид:

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta - \frac{\mu\rho}{\sin\alpha}\left(\frac{\sigma_\rho}{R_\rho} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta}\right) = 0.$$

Если штампуемая оболочка имеет коническую образующую, то дифференциальное уравнение равновесия упрощается:

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta(1 + \mu\,\mathrm{ctg}\alpha) = 0. \qquad (13)$$

Подставим значения главных напряжений [формулы (11) и (12)] в дифференциальное уравнение равновесия (13):

$$\rho\frac{d\left[\frac{\sigma_i}{3}(\eta - \sqrt{3})\right]}{d\rho} + \frac{\sigma_i}{3}(\eta - \sqrt{3}) - \frac{\sigma_i}{3}(\eta + \sqrt{3})(\mu\,\mathrm{ctg}\alpha) = 0.$$

Соответственные преобразования приводят к дифференциальному уравнению с разделяющимися переменными

$$\rho\frac{d\eta}{d\rho} = \eta\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + \sqrt{3}(\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + 2).$$

Проинтегрировав которое, получим:

$$\ln[\eta\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + \sqrt{3}(\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + 2)] = \ln[(c\rho)^{\mu\,\mathrm{ctg}\alpha}].$$

Для определения постоянной интегрирования граничными условиями являются $\rho = r_0$, $\eta = 0$, тогда

$$c = \frac{1}{r_0}\left[\sqrt{3}(\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + 2)\right]^{\frac{1}{\mu\,\mathrm{ctg}\alpha}}.$$

Подставив постоянную интегрирования и сделав необходимые преобразования, найдем показатель жесткости для напряженного состояния:

$$\eta = \frac{\sqrt{3}(\mu\,\mathrm{ctg}\alpha + 2)}{\mu\,\mathrm{ctg}\alpha}\left[\left(\frac{\rho}{r_0}\right)^{\mu\,\mathrm{ctg}\alpha} - 1\right].$$

Для примера рассмотрим формоизменение трубы коническим инструментом. Исходные данные: отношение диаметров готового

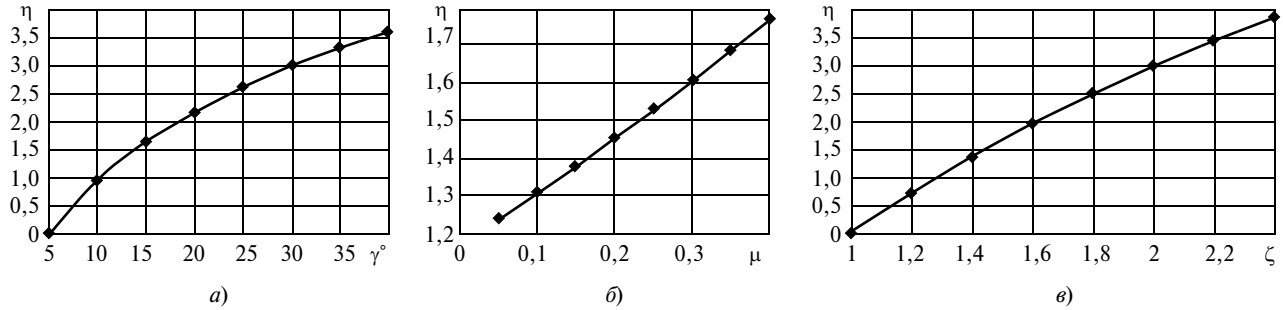


Рис. 2. Изменения показателя η жесткости напряженного состояния от угла γ наклона образующей штампуемой конической оболочки (*а*), коэффициента μ трения (*б*) и коэффициента ζ степени деформации (*в*)

изделия и трубной заготовки (коэффициент раздачи или обжима в зависимости от применяемой операции, характеризующий степень деформации) изменяется в диапазоне $K = 1 \div 2$; коэффициент трения $\mu = 0{,}05 \div 0{,}40$; угол наклона образующей конического пуансона или матрицы $\alpha = 5 \div 40°$; фиксированное значение $\alpha = 30°$.

На рис. 2, *а—в* показаны изменения показателя η жесткости для напряженного состояния от угла γ наклона образующей штампуемой оболочки, коэффициента μ трения и коэффициента ζ, характеризующего степень деформации.

Установлено, что при увеличении перечисленных технологических параметров, показатель жесткости η увеличивается, т. е. напряженное состояние становиться более жестким. Это подтверждается механикой пластического деформирования, так как с увеличением рассмотренных параметров течение металла становится более затрудненным, а значит менее устойчивым. Таким образом, показателем жесткости можно оценивать устойчивость процессов пластического течения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сосенушкин Е. Н.** Развитие систем пластического деформирования // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1. С. 30—38.

2. **Бильчук М. В., Сосенушкин Е. Н.** Прогнозирование образования поверхностных дефектов фланцевой части поковок при горячей объемной штамповке // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4 (23). С. 44—48.

3. **Sosenushkin E. N., Khromenkov A. V., Melnik Yu. A.** Mathematical model of adhesive wear of three-dimensional dies // Journal of Friction and Wear. 2014. V. 35. I. 6. P. 525—530.

4. **Kremnev L. S., Onegina A. K., Vinogradova L. A.** Special features of transformations, structure and properties of molybdenum high-speed steels // Metal Science and Heat Treatment. 2009. T. 51. N. 11, 12. C. 579—584.

5. **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. T. 54. N. 1, 2. C. 47—51.

6. **Complex** surface modification of carbide tool by Nb plus Hf plus Ti alloying followed by hardfacing (Ti plus Al)N / S. N. Grigor'ev, S. V. Fedorov, M. D. Pavlov // Journal of Friction and Wear. 2013. T. 34. N. 1. C. 14—18.

7. **Разработка** инновационной технологии штамповки полой насосной штанги для нефтяных скважин / А. Э. Артес, А. М. Володин, Е. Н. Сосенушкин, В. В. Третьюхин // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 2. С. 18—21.

8. **Resorse- and energy-saving** manufacturing technologies based on pressure treatment / A. E. Artes, E. N. Sosenushkin, V. V. Tret'yukhin et. al. // Russian Engineering Research. 2013. T. 33. N. 8. P. 460—462.

9. **Ponomarev A. S., Sosenushkin E. N., Klimov V. N.** Effect of process features of pressure treatment on the microstructure and quality of parts of pipeline fittings from high-strength cast iron // Metal Science and Heat Treatment. 2012. T. 54. N. 1, 2. P. 22—27.

10. **Пономарев А. С., Сосенушкин Е. Н., Артес А. Э.** Технология обжима трубных заготовок из чугуна ВЧ-40 // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 4 (16). С. 43—45.

11. **Сосенушкин Е. Н., Пузырь Р. Г., Яновская Е. А.** Установление поля напряжений при радиально-ротационном профилировании цилиндрической заготовки без учета радиусов закругления деформирующего инструмента // Вестник МГТУ "Станкин". 2013. № 4 (27). С. 42—47.

12. **Трубные** заготовки: технологический аспект раздачи и обжима / Е. Н. Сосенушкин, А. Э. Артес, Е. А. Яновская, Д. В. Хачатрян // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4 (12). С. 36—41.

13. **Nepershin R. I.** Pressing a rigid-plastic strip through a curvilinear matrix channel // Mechanics of Solids. 2008. T. 43. N. 2. C. 300—313.

14. **Сосенушкин Е. Н., Овечкин Л. М., Сосенушкин А. Е.** Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. Т. 1. № 1. С. 21—29.

15. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1968. 400 с.

УДК 338.242

А. А. КОРНИЕНКО, д-р техн. наук, О. И. ТОЛКАЧЕВ (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: kornienko.aleksa@mail.ru

Направления импортозамещения в российском станкостроении

Анализируется состояние станкостроительной отрасли России, рассматриваются возможные решения выявленных проблем с позиции импортозамещения.

Ключевые слова: станкостроение, импортозамещение, импортозависимость.

The state of machine-tool industry of Russia is analyzed, the possible solutions of the revealed problems from the position of import substitution are considered.

Keywords: machine-tool industry, import substitution, import reliance.

Сегодня отечественное станкостроение характеризуется недостаточными объемами и низким качеством при постоянной тенденции повышения спроса на данную продукцию, обусловленного ростом спроса на машиностроительную продукцию, в частности, потребляемую оборонным комплексом, а также старением производственных фондов. Поэтому в настоящее время существенно возросли объемы импорта [1—4].

В качестве оценочного показателя экономического состояния отрасли часто используют коэффициент импортозависимости [5, 6] — отношение объема импорта к объему внутреннего потребления. За последние 10 лет в России внутреннее потребление станкостроительной продукции в денежном выражении составило 1,2÷1,5 млрд долл. США, а импорт — 0,7÷1,2 млрд долл. США, т. е. средний коэффициент импортозависимости составляет ≈0,7.

Особенно велика зависимость от импорта по оборудованию, которое в результате узкой специализации не выпускалось на территории РСФСР. К нему относятся [7]: круглошлифовальные и тяжелые токарные станки (Украина), протяжные и инструментальные фрезерные станки (Белоруссия); литейное оборудование (Молдавия).

По данным Ассоциации "Станкоинструмент" станкостроительную продукцию в Россию импортируют: Германия — 30 %, Тайвань — 11 %, Япония — 11 %, Швейцария — 7 %, Италия — 7 %, США — 6 %, Чехия — 5 %, Китай — 2 %, т. е. почти треть станков поступает из Германии [8].

Россия — крупнейший торговый партнер ЕС. По импорту станкостроительной продукции из Германии Россия занимает одиннадцатое место [9].

По данным Объединения немецких машиностроителей и производителей промышленного оборудования (VDMA), Россия — четвертый потребитель в мире продукции станкостроения. Однако по данным Федерального объединения торгово-промышленных палат Германии (DIHK), объемы в российско-немецкой торговле в 2014 г. по сравнению с 2013 г. сократились на 17 %. И с учетом последних политических и экономических событий экспорт высокотехнологичного оборудования в Россию будет сокращаться. Особенно это коснется металлообрабатывающего оборудования.

Компенсировать потери, связанные с сокращением поставок из-за рубежа, можно только расширением собственного производства, т. е. реализацией планов по импортозамещению по трем направлениям [10, 11]:

1) выпуск оборудования более высокого технического уровня и производительности;

2) значительное увеличение объемов выпуска данной продукции;

3) освоение производства оборудования, ранее не выпускавшегося в России, т. е. преодоление ассортиментной зависимости.

Импортозамешение должно основываться на выпуске современной наукоемкой продукции, главными потребителями которой, как правило, являются предприятия оборонного комплекса.

Требуемые коэффициенты повышения основных эксплуатационных показателей для нового станочного оборудования по разным технологическим группам представлены в таблице [6].

Сопоставление отечественных многоцелевых станков сверлильно-фрезерно-расточной группы по главным эксплуатационным показателям со станками таких зарубежных производителей, как DECKEL, HELLER, MAKINO, MANDELLI, показало, что они отстают по производительности на 10÷20 %, по точности на 40÷50 %, по надежности — 40÷60 %.

Прогнозы показывают, что в России при росте объемов производства в 1,5 раза и среднем ресурсе оборудования 15 лет ежегодная потребность в новом оборудовании составит как минимум 32 тыс. ед., а при росте объемов производства в 2,5 раза и среднем ресурсе оборудования 10 лет — 70 тыс. ед. в год, что является оптимальным.

В данных оценочных расчетах приняты допущения:

оптимальный вариант полностью обеспечивает потребность внутреннего российского рынка;

производительность нового оборудования увеличится в 2,2÷2,5 раза;

Технологическая группа	Коэффициенты повышения эксплуатационных показателей		
	Производительность	Точность	Удельный расход электроэнергии
Токарная	1,5	1,2	0,9
Сверлильно-расточная	1,6	1,2	0,9
Шлифовальная	1,4	1,2	0,9
Заточная	1,4	1,2	0,9
Зубообрабатывающая	1,5	1,3	0,8
Фрезерная	1,5	1,3	0,8
Электро-физико-химическая	1,3	1,1	0,8

продолжительность эксплуатации оборудования не должна превышать срока морального старения (в настоящее время средний ресурс оборудования составляет 25 лет).

Так как прогноз обеспечения даже минимальной потребности предусматривает увеличение выпуска данной продукции более чем в 8 раз, то очевидно, что его реализация мало вероятна. Поэтому в данной ситуации решением может стать увеличение импорта из стран, входящих в БРИКС и СНГ.

Для преодоления ассортиментной зависимости необходимо возобновить или освоить выпуск круглошлифовальных, протяжных, зубообрабатывающих, инструментальных, фрезерных и тяжелых токарных станков, а также литейного оборудования. В этом направлении уже предпринимаются определенные действия. Так, 31 декабря 2014 г. был подписан Закон № 488-ФЗ "О промышленной политике в Российской Федерации", который был подготовлен совместно с представителями бизнеса различных отраслей экономики и является итогом полуторагодовой работы Минпромторга [11]. Наряду с остальными положениями были обозначены цели, задачи и принципы промышленной политики России, основой которой является формирование высокотехнологичной конкурентоспособной промышленности, обеспечивающей оборонные задачи страны и безопасность государства, повышение занятости и уровня жизни граждан. Таким образом, внедрение импортозамещающих технологий и обеспечение технологической независимости национальной экономики остаются важнейшими задачами отечественной промышленности.

В связи с этим станкостроение признано одной из наиболее перспективных отраслей в аспекте импортозамещения. По оценке Минпромторга при успешной реализации поставленных задач к 2020 г. ожидается снижение импортозависимости по разным отраслям с 70÷90 до 50÷60 % [12].

Для повышения эффективности проводимой политики в промышленности предложено создать государственную информационную систему с целью постоянного мониторинга текущей ситуации по следующим направлениям: прогноз и фактический выпуск основных видов промышленной продукции, анализ технических характеристик продукции с учетом отраслевой принадлежности и объемов импорта в Российскую Федерацию.

Таким образом, с учетом сегодняшнего состояния российского станкостроения, сдерживающего технологическое перевооружение отечественного машиностроительного комплекса, целесообразно расширить импорт из стран БРИКС и увеличить выпуск металлорежущих станков до 70 тыс. ед. в год, при этом уровень нового оборудования должен обеспечить повышение производительности в 1,2÷1,5 раза и точности в 1,5÷2 раза.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Корниенко А. А.** Технологическое перевооружение машиностроительного производства — выбор стратегии развития парка оборудования // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 2. С. 168—175.
2. **Грибков А. А., Корниенко А. А., Никишечкина В. С.** Оценка зависимости от импорта металлообрабатывающего оборудования // Экономист. 2014. № 11. С. 32—39.
3. **Григорьев С. Н.** Проблемы и перспективы развития отечественного машиностроительного производства // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 12. С. 3—7.
4. **Григорьев С. Н.** Решение задач технологического перевооружения машиностроения // Инструмент, технология, оборудование. 2008. № 10 (84). С. 18—23.
5. **Грибков А. А., Захарченко А. А.** Оценка конкурентоспособности отечественного станкостроения // СТИН. 2012. № 11. С. 8—13.
6. **Захарченко Д. В.** Количественная оценка конкурентоспособности станкостроения России // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4. С. 149—166.
7. **Корниенко А. А.** Моделирование спроса на технологическое оборудование // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 4. С. 102—106.
8. **Попов Е., Циноева Я., Рождественская Я.** Государство встает к станку // Газета "Коммерсантъ". № 227. 15.12.2014. С. 13: http:// www.kommersant.ru/doc/2633606.
9. **Захарченко Д. В.** Количественная оценка конкурентоспособности станкостроения России // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 4. С. 149—166.
10. **Корниенко А. А., Фролов Е. Б.** Модель экономической эффективности диагностирования технологических систем // Вестник МГТУ "Станкин", 2012. Т. 1. № 1. С. 147—151.
11. **Грибков А. А., Григорьев С. Н., Захарченко Д. В.** Развитие зарубежного и российского станкостроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1. С. 142—149.
12. **http:**//minpromtorg.gov.ru/press-centre/all/#!podpisan_zakon_o_promyshlennoy_politike

УДК 621.941.01

Н. А. ИВАНОВА, канд. техн. наук, С. А. РЯБОВ, канд. техн. наук, Л. Э. ШВАРЦБУРГ, д-р техн. наук,
(МГТУ "СТАНКИН", г. Москва), e-mail: ivanova_na2006@mail.ru

Оценка экологичности технологических процессов на основе их интегрального экологического показателя

Рассматривается энергетический аспект технологического процесса обработки резанием, позволяющий оценить по потери мощности его экологичность и комплексное воздействие на окружающую среду.

Ключевые слова: технологические процессы, обработка резанием, интегральный экологический показатель качества, экологичность, потери мощности.

The energy aspect of cutting manufacturing process, which allows determining its environmental compatibility and integral action on environment on the base of power losses, is considered.

Keywords: manufacturing process, cutting processing, integral ecological quality parameter, environmental compatibility, power losses.

Обработка резанием относится к важнейшим технологическим процессам в машиностроении [1]. Сегодня все большее значение имеют показатели, определяющие экологичность производства, влияние технологических процессов на окружающую среду [2]. При этом следует учитывать, что при длительной эксплуатации оборудования и в ходе технологического процесса значения показателей технической характеристики станка, инструмента, смазочных материалов и заготовок изменяются и, как правило, ухудшаются в результате изнашивания элементов кинематических цепей станка, режущих кромок инструмента, неоднородности материалов, загрязнения смазочных материалов и ряда других факторов.

Оценить влияние данных фактов в технологической системе весьма затруднительно.

Рассмотрим возможность оценки такого технологического процесса, как обработка резанием, по энергетическим показателям.

Суть энергетического подхода к данной оценке заключается в следующем [3—5]. По энергетическим аспектам обработку резанием представим в виде двух составляющих — преобразование электрической энергии в механическую и передача механической энергии в зону резания. Первый процесс осуществляется посредством двигателя постоянного или переменного тока (другое электротехническое оборудование станка не рассматривается), второй — посредством кинематики станка. При этом оба процесса сопровождаются потерями части энергии.

Данный технологический процесс характеризуется мощностью $P_р$ резания, в расчете которой учитывают силу резания, режим резания, параметры инструмента и заготовки. При этом имеют место потери мощности ΔP_1, обусловленные в первую очередь процессом трения при взаимодействии инструмента и заготовки, в результате чего выделяется теплота [6], что вызывает тепловые деформации детали и инструмента, передачу теплоты в окружающую среду и смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС), а также их испарение [7, 8].

Мощность P_2, поступающая в зону резания, определяется кинематикой станка и потерями ΔP_2, связанными с выделением теплоты, возникновением вибраций [9, 10], загрязнением смазочного материала продуктами изнашивания подвижных элементов станка.

Преобразование электрической энергии станка (мощность P_3) в механическую (P_2) также сопровождается потерями ΔP_3 мощности, обусловленными электромагнитными явлениями [11].

Таким образом, потери мощности при ее преобразовании и передаче в зону резания определяют воздействие технологических процессов резания на окружающую среду, а энергетическое представление технологического процесса и, в частности резания, позволяют обеспечение экологичности определить как задачу по снижению воздействия технологического процесса на окружающую среду, т. е. снижение потерь мощности при резании:

$$\sum_{i=1}^{3} \Delta P_i \to \min.$$

В станках, как правило, используют электродвигатели переменного тока, обмотки которых для источника электрической энергии представляют собой активно-индуктивную нагрузку. При этом векторы тока I и напряжения U сдвинуты относительно друг друга на угол φ (для двигателей постоянного тока $\varphi = 0$), поэтому справедливо выражение

$$IU\cos\varphi = P_р + \sum_{i=1}^{3} \Delta P_i, \qquad (1)$$

которое можно использовать при количественной оценке экологичности технологического процесса и поиска путей повышения экологических показателей, так как оно связывает полную мощность IU, мощность $P_р$ резания и потери мощности ΔP_i, обусловливающие воздействия данного процесса на окружающую среду.

Введем интегральный показатель экологичности технологического процесса $I_n = P_р/(IU)$. Тогда с учетом выражения (1) получим:

$$I_n = \frac{P_р}{P_р + \sum_{i=1}^{3} \Delta P_i} \cos\varphi.$$

Таким образом, для снижения негативного воздействия технологического процесса на окружающую среду, т. е. получения $I_n \to 1$, необходимо снизить энергетические потери ($\Delta P_i \to \min$) и повысить величину $\cos\varphi$.

Заметим, что низкие значения $\cos\varphi$ обусловлены, как правило, тем, что мощности технологических переходов, приведенные к валу электродвигателя, значительно меньше номинальной мощности станка, т. е. имеет место так называемая недогруженность. Это означает, что технологический процесс осуществляется при завышенной потребляемой мощности.

Сопоставим по интегральному экологическому показателю два технологических процесса — точение вала диаметром 40 мм и сверление отверстия диаметром 80 мм (табл. 1). По интегральному показателю предпочтительнее сверление.

Рассмотрим способы повышения интегрального экологического показателя процесса резания. Заметим, что мощность $P_р$ резания рассчитывается технологом, а интегральный экологический показатель характеризует реализацию технологического процесса по его воздействию на окружающую среду с учетом реального состояния оборудования, инструмента и смазочного материала.

Для повышения интегрального показателя I_n необходимо снизить потери ΔP_i мощности [12]. Для этого теоретически или экспериментально устанавливают взаимосвязь показателя ΔP_i с управляемым параметром данного технологического процесса (для процесса резания такими параметрами могут быть подача или глубина резания) и, изменяя его, добиваются снижения ΔP_i. Однако изменение управляемого параметра технологического процесса может ухудшить основные показатели обработки — качество обрабатываемой поверхности. Поэтому решаемая задача является оптимизационной и, как правило, многокритериальной.

Снижение потерь ΔP_2 мощности на трение обеспечивают снижение вибраций, тепловыделений, уменьшение износов инструмента и элементов кинетической системы [13]. Однако при этом снижается запас устойчивости системы, что ухудшает показатели точности обработки. Поэтому любую корректировку параметров технологического процесса следует выполнять с позиции оптимизации.

Таблица 1

Технологический процесс	$P_р$, кВт	IU, кВ · А	I_n
Точение	1,50	6,05	0,25
Сверление	1,35	3,66	0,37

Таблица 2

$P_р$, кВт	$\cos\varphi$	Потребляемая мощность, кВ · А	I_n
1,50	0,24	6,05	0,25
	0,73	2,05	0,73
1,35	0,28	5,70	0,23
	0,85	1,60	0,84
1,00	0,31	2,95	0,34
	0,89	1,20	0,83
0,75	0,28	2,75	0,27
	0,87	0,90	0,84
0,64	0,20	2,95	0,22
	0,67	0,61	1,05

В станках, как правило, применяют трехфазные асинхронные двигатели. Соотношение номинальной мощности электродвигателя и реальной мощности на валу определяет коэффициент $\cos\varphi$. При небольшом значении коэффициента $\cos\varphi$, т. е. при недогруженности двигателя, интегральный показатель технологического процесса будет низким.

С целью решения данной проблемы применительно к процессу резания была создана установка, обеспечивающая повышение величины $\cos\varphi$ методом компенсации сдвига фаз [14], которую можно адаптировать под конкретный металлорежущий станок. Компенсационную часть установки изготовили в ООО "Хомов-электро". Данная установка работает в автоматическом режиме и обеспечивает повышение интегрального показателя в текущем времени [3] и оценку показателей качества технологического процесса [15].

Экспериментально получены значения интегрального показателя для процесса точения вала на токарно-винторезном станке 16К20 до и после повышения коэффициента $\cos\varphi$ с помощью данной установки (табл. 2) при разных значениях мощности резания. Номинальная мощность двигателя 11 кВт. Анализ полученных данных показал, что, например, при мощности точения $P_р$ = 1,35 кВт, приведенной к валу электродвигателя станка, технологический процесс осуществляется при низком коэффициенте ($\cos\varphi$ = 0,28) из-за недогруженности двигателя, т. е. при большой потребляемой полной мощности (5,7 кВ · А), которая в 4,2 раза превышает мощность $P_р$, поэтому интегральный показатель намного меньше единицы I_n = 0,23. При увеличении $\cos\varphi$ интегральный показатель повы-

сился в 3,65 раза, а потребляемая мощность снизилась в 3,56 раза. Аналогичная картина наблюдается и при других мощностях точения.

Повышение интегрального показателя технологического процесса путем повышения величины cosφ имеет ряд преимуществ по сравнению с уменьшением потерь мощности, так как исключено влияние на другие показатели качества технологического процесса, и существенно снижается потребляемая мощность.

Однако данный метод имеет и ряд недостатков. Так, не уменьшаются потери мощности и связанные с ними негативные воздействия на окружающую среду. Кроме того, он применим только для технологических процессов, реализуемых на станках с электродвигателями переменного тока. Поэтому при обработке резанием целесообразно применять оба метода повышения интегрального показателя технологического процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Григорьев С. М.** Тенденции и проблемы модернизации машиностроительного производства на базе отечественного машиностроения // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 3. С. 7—13.

2. **Шварцбург Л. М.** Экологическое обеспечение технологий формообразования // Вестник МГТУ "Станкин". 2008. № 1. С. 38—43.

3. **Автоматизация** обеспечения показателей безопасности машиностроительных технологий формообразования / Л. Э. Шварцбург, Н. А. Иванова, С. А. Рябов и др. // Безопасность жизнедеятельности. 2012. № 2. С. 1—24.

4. **Шварцбург Л. Э.** Человеко- и природозащитное обеспечение автоматизированного производства // Вестник МГТУ "Станкин". 2008. № 3. С. 19—21.

5. **Шварцбург Л. Э.** Экоэнергетика технологических процессов формообразования // Экология и промышленность России. 2015. № 3. С. 4—9.

6. **An investigation** of the influence of temperature deformations on the precision of linear measurements / O. S. Bashevskaya, S. V. Bushuev, Y. V. Poduraev and al. // Measurement Techniques. 2013. N. 56. I. 9. P. 1016—1020.

7. **Chemical** contaminations in a process of polishing with an implementation of liquid LCTS / L. E. Shvartsburg, N. A. Ivanova, S. A. Ryabov, T. Zaborowski // Life Science Journal. 2014. N. 11 (10s). P. 228—230.

8. **Худошина М. Ю., Бутримова О. В.** Этап концептуального проектирования базы данных по смазочно-охлаждающим технологическим средствам, системам их применения и утилизации // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1. С. 150—154.

9. **Гвоздкова С. И.** Анализ автоматизированной системы управления шумом в производственной среде // Вестник МГТУ "Станкин". 2009. № 3. С. 56—59.

10. **Шварцбург Л. Э., Бутримова Е. В., Дроздова Н. В.** Разработка алгоритма автоматизированного прогнозирования вибрации и шума в технологической среде // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4. С. 187—190.

11. **Рябов С. А.** Автоматизация обеспечения экологического качества технологических процессов на примере управления электромагнитными отходами // Безопасность жизнедеятельности. 2006. № 6. С. 14—16.

12. **Шварцбург Л. Э.** Анализ энергетической безопасности технологических процессов // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 4. С. 98—105.

13. **Skoropistseva N. V., Golubkov Y. V., Kushcheva M. E.** Effect of temperature in cutting deep holes on the content of harmful components in oil-based coolants // Chemistry and Technology of Fuels and Oils. 2010. N. 46 (1). P. 66—69.

14. **Гвоздкова С. И., Шварцбург Л. Э.** Минимизация потерь энергии путем увеличения коэффициента мощности // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 2 (20). С. 32—36.

15. **Contemporary** state and outlook for development of metrological assurance in the machine-building industry / S. N. Grigoriev, D. A. Masterenko, V. I. Teleshevskii, P. N. Emelyanov // Measurement Techniques. 2013. V. 55. I. 11. P. 1311—1315.

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой, кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14-й кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995, и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы. Рисунки и таблицы давать после текста.

Представляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 681.34:681.513

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

Метод последовательного многоцелевого принятия решений при армировании устройств наноперемещений

Рассмотрен метод многоцелевого принятия решений как задача нечеткого программирования. Для выражения уровней желаемости использован способ установления предпочтений критериев и оценки достижимости.

Ключевые слова: устройство наноперемещений, нечеткое программирование, оптимизация целевой функции, нечеткие цели.

The method of multipurpose decision making as a problem of fuzzy programming is considered. For expression of desire levels the method of preferences determination of criteria and achievability assessment is used.

Keywords: nanodisplacement device, fuzzy programming, optimization of objective function, fuzzy goals.

Рассмотрим метод последовательного многоцелевого принятия решений при формировании устройств наноперемещений, который по сути является переформулированной задачей многоцелевого принятия решений как задачи нечеткого программирования. Наиболее приемлемым выражением уровней желаемости посредством информации о предпочтениях является оценка процента достижимости поставленных целей и установление критериев предпочтений при принятии той или иной альтернативы.

Для лица, принимающего заключение (ЛПР), степень желаемости того, чтобы добиться оптимального значения целевой функции f_i ($i = 1, ..., k$), можно выразить в процентах. Для любой целевой функции множество k значений предпочтений, отмеченных ЛПР с учетом множества вероятно возможных значений, называется предпочтением критериев (preference criteria).

Процент достижимости $p_{ai}(f_i)$ [1] (percentage of achievement [2]) является выраженным в процентах уровнем i-й целевой функции, рассчитанным сообразно всему ряду ее вероятных значений.

Далее через нечеткую функцию принадлежности, значение которой будет определять степень предпочтений ЛПР, будут назначены значения предпочтений критериев и процента достижимости. Рассматриваемый способ основывается на концепции целевого нечеткого программирования. Подчеркнем, однако, что одним из значимых различий является калькуляция нечеткой входной информации ЛПР в качестве базовой при оценке допустимости принятого решения в интерактивном режиме.

Рассмотрим совокупную постановку задачи для формального отображения данного метода.

Необходимо минимизировать функцию $f(x)$:

$$f(x) \to \min \tag{1}$$

при наличии ограничений

$$q(x) \geq 0, \tag{2}$$

где f и q — некоторые вектор-функции, которые имеют соответственно k и m компоненты.

Подмножество допустимых решений ($X \subseteq R_n$) в пространстве n переменных определяется данными ограничениями.

Используя итеративную процедуру решения сформулированной задачи, пользователь может сформировать окончательное множество $r \geq k$ недоминируемых решений, удовлетворяющих его предпочтениям, и кроме того, сформировать множество опытных (испытательных) решений.

Введем обозначение этого множества:

$$U = f(x_u^*) \ (u = 1, 2, ..., r).$$

Недоминируемой точкой будем называть точку $x^0 \in X$, если не существует такого $x \in X$, при котором $f_i(x) \geq f_i(x^0)$ и $f_j(x) > f_j(x^0)$, где $i \neq j$.

Критериальный вектор в недоминируемой точке является неулучшаемым. Справедливо и обратное утверждение: всегда существует некоторая недоминируемая точка, которая соответствует данному неулучшаемому критериальному вектору.

Из данного множества следует отобрать лучшее компромиссное решение для того, чтобы согласовать все без исключения цели f_i. Следующие ($k + 1$)

критериев отбора $C(i)$ ($i = \overline{1, k}$) и $C(k + 1)$ могут существенно помочь найти некоторое компромиссное решение:

$$C(i)\colon 0 \le pc_i \le pa_i \le 100, \quad \forall I = 1, 2, ..., k,$$

где pa_i — процент достижимости i-й целевой функции; pc_i — предпочтительность i-го критерия, устанавливаемая экспертом;

$$C(k + 1)\colon 0 \le \sum_{i}^{k} (pa_i^g - pa_i) \le E_g,$$

где pa_i^g — глобальный (максимальный) процент достижимости для i-й целевой функции, который можно рассчитать путем решения оптимизационной задачи

$$\max_F \sum_{i=1}^{k} pa_i, \tag{3}$$

где F — совокупность достигаемых целей, характеризуемая допустимым подмножеством X; E_g — наибольшее неотрицательное значение разности между суммой глобальных и действительных достижимостей сообразно всем k целям, устанавливаемое ЛПР.

Более предпочтительное решение обязано единовременно удовлетворять требованиям (k + 1) критериев отбора $C(j)$ ($j = 1, 2, ..., k + 1$), которые могут формулироваться через высказывания ЛПР относительно значения желаемости для целевых функций. Это означает, что при отыскании компромиссного ответа испытательный шаг будет произведен таким способом, чтобы добиться процента желаемости pa_i по каждой из целевых функций f_i, причем эти значения должны, по крайней мере, быть эквивалентны установленному ЛПР уровню в виде предпочтения критериев pc_i или лучше такового.

Наилучшее компромиссное решение ожидается в такой точке, в которой сумма действительных процентов достижимости целевых функций отличается от суммы глобальных на наибольшее неотрицательное E_g. Другими словами, глобальный процент достижимости представляет собой идеальную точку, координаты которой соответствуют оптимальным значениям всех целевых функций.

Перейдем к интерпретации предлагаемого подхода (fuzzy). Установим концепцию нечетких целей (fuzzy objectives) и функций принадлежности, объединяя их традиционное понимание с предпочтением критериев, процента достижимости, недооценки целей, которые и предполагаются в качестве практичных компонент разрабатываемой процедуры для формулировки уровней желаемости цели.

Рассмотрим $k + 1$ подмножества U_j множества U испытательных недоминируемых решений, которые определим следующим образом для $j = 1, 2, ..., k$:

$$U_j = \{f(x_u^*);\ pa_j(f(x_u^*)),\ \text{удовлетворяющее}\ C(j)\};$$

$$U_{k+1} = \{f(x_u^*);\ pa_j(f(x_u^*)),\ j = \overline{1, k},\ \text{удовлетворяющее}\ C(k + 1)\}.$$

Отметим, что недоминируемые решения — это элементы нечеткого множества. Назовем некоторое решение, функция принадлежности которого приблизительно равна 0, слабо желаемым и сильно желаемым в случае, если эта функция близка к 1.

Определим также $k + 1$ нечеткие цели, представляющие собой размытые множества, функции принадлежности которых определяются описанным ниже образом.

Определим функцию принадлежности h_j для каждого подмножества U_j ($j = 1, 2, ..., k + 1$) недоминируемых решений, удовлетворяющих j-му критерию выбора.

При $j = 1, 2, ..., k$ выполнено:

$$h_j = \begin{cases} \dfrac{pa_i - pc_j}{100 - pc_j}, \text{если } 0 \le pc_j \le pa_j \le 100; \\ 0, \text{если } pc_j > pa_j. \end{cases}$$

При $j = k + 1$ выполнено:

$$h_{k+1} = \begin{cases} 1 - \dfrac{\sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i)}{E_g}, \text{если } 0 \le \sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i) \le E_g; \\ 0, \text{если } pc_j > pa_j; \end{cases}$$

$$h_{k+1} = \begin{cases} 1 - \dfrac{\sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i)}{E_g}, \text{если } 0 \le \sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i) \le E_g; \\ 0, \text{если } \sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i) > E_g, \end{cases}$$

где $E_g \ge 0$ для $j = \overline{1, k}$.

Нечеткими целями (fuzzy objectives) будем называть нечеткие множества, определенные как

$$G_j = \{(f(x_u^*),\ h_j(u_j))\colon f(x_u^*) \in U_j\}, \quad j = 1, 2, ..., k + 1.$$

Задача сводится к необходимости поиска решения, удовлетворяющего сразу ($k + 1$) нечетким целям. Одним из путей получения пересечения ($k + 1$) множеств размытых целей является взятие минимального значения функции принадлежности по всем нечетким целям с тем, чтобы получить непус-

тое размытое множество M недоминируемых решений, которые могут удовлетворить в совокупности все критерии выбора $C(j)$, $j = 1, 2, ..., k + 1$. Это нечеткое множество выразим как

$$M = \{(f(x_u^*), \min_{1 \le j \le k+1} \{h_j(U_j)\}) : f(x_u^*) \in U\}.$$

В нечетком множестве M наилучшее компромиссное решение $f(x^*)$ есть недоминируемое решение, имеющее максимальное значение функции принадлежности, что в свою очередь соответствует оптимальному решению максиминной задачи

$$\max_M \min_{1 \le j \le k+1} \{h_j(U_j)\}. \quad (4)$$

До сих пор рассматривали дискретное множество альтернатив из r недоминируемых решений. Далее разовьем идею нечеткого программирования как метода, позволяющего получить недоминируемое решение, удовлетворяющее всем критериям выбора и в случае неограниченного множества допустимых недоминируемых решений.

Максиминную постановку задачи (4) можно использовать для нахождения наилучшего компромиссного решения из всех полученных недоминируемых решений исходной постановки задач (1) и (2).

Тогда задачу можно представить как $\max_F Z$ таким образом, чтобы $h_j(U_j) \le Z$, $\forall j = 1, 2, ..., k + 1$, где $h_j(U_j)$, $\forall j = 1, 2, ..., k + 1$ — функции принадлежности, определенные выше; F — допустимое пространство целей, заданное ограничениями (2) исходной задачи.

Эту последнюю постановку также можно переписать в виде задачи нечеткого программирования, т. е. fuzzy programme (FP).

Надо максимизировать Z таким образом, чтобы для $i = 1, 2, ..., k$ выполнялись условия:

$$\frac{pa_i - pc_i}{100 - pc_i} \ge Z; \quad (5)$$

$$0 \le pc_i \le pa_i \le 100; \quad (6)$$

$$-\frac{\sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i)}{E_g} \ge Z; \quad (7)$$

$$0 \le \sum_{i=1}^{k} (pa_i^g - pa_i) \le E_g; \quad (8)$$

$$pa_i = \left[1 - \frac{f_i(x) - f_i(x_i^*)}{f_i^+ - f(x_i^*)}\right] 100; \quad (9)$$

$$f_i^+ \ne f_i(x_i^*), \quad (10)$$

где $f_i(x_i^*) = \min f_i$ при выполнении ограничений (2); $f_i^+ = \max_{1 \le j \le k} \{f_i(x_i^*)\}$; pc_i, $i = \overline{1, k}$ — входная информация о предпочтительности критериев; E_g — наибольшая разность между суммой глобальных и действительных процентов достижимости всех целей; pa_i^g, $i = \overline{1, k}$ — глобальный процент достижимости целевых функций, который является результатом решения задачи (3); F — пространство допустимых решений, соответствующее области допустимости X, определенной согласно ограничениям (2).

Данная формулировка задачи включает в себя все необходимые для ее решения вычисления.

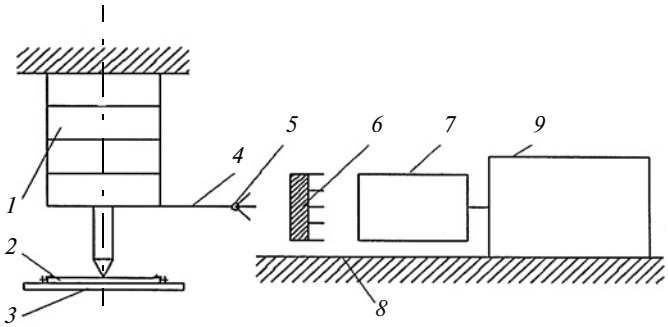
Наилучшее решение размытой многокритериальной модели FP всегда будет соответствовать недоминируемому решению исходной задачи.

Максимизация Z в качестве целевой функции в FP предполагает, что любой процент достижимости pa_i, $i = \overline{1, k}$ в ограничениях (5) и (6) обязан иметь значение, максимальное из возможных и превосходящее минимальное значение предпочтения критерия pc_i, $i = \overline{1, k}$, т. е. наилучшее решение FP требует максимального из возможных значений всех без исключения процентов достижимости pa_i, $i = \overline{1, k}$.

Ограничения (9) характеризуют проценты достижимости, непосредственно указывающие значения относительных координат компонент решения в целевом пространстве F, очерченном выражением (10). Наилучшее решение (FP) ассоциируется с оптимальным достижением целей в направлении минимизации их значений в F и, не считая этого, ограничения (7) и (8) требуют, чтобы решение приближалось предельно близко к образцовому решению, предполагающему соответствие наибольшей сумме процентов достижимости. Последнее условие возможно лишь для недоминируемой точки целевого пространства F.

На основании вышеизложенного можно утверждать, что оптимальное решение размытой многокритериальной модели FP всегда соответствует недоминируемому решению исходной.

Рассмотрим применение метода последовательного многоцелевого принятия решений для конкретного устройства виброперемещений (рисунок),



УДК 621.521

А. А. РАЙКОВ, М. Д. БРОНШТЕЙН, канд. физ.-мат. наук, С. И. САЛИКЕЕВ, канд. техн. наук,
А. В. БУРМИСТРОВ, д-р техн. наук (Казанский национальный исследовательский технологический университет),
email: burm@kstu.ru

Методика построения концевых участков спиралей вакуумных насосов и компрессоров[1]

Разработан метод построения концевых участков спиралей вакуумного насоса. Рассмотрены разные варианты концевых участков, их достоинства и недостатки.

Ключевые слова: спиральный насос, концевой участок, подвижная спираль, неподвижная спираль.

The method of construction of spiral end sections of spiral vacuum pump is developed. The various structures of end sections and their advantages and disadvantages are considered.

Keywords: spiral pump, end section, flexible spiral, fixed spiral.

Вакуумные спиральные насосы (ВСН) относятся к безмасляным насосам среднего вакуума и используются для получения вакуума в составе различного оборудования — напылительных вакуумных установках, атомно-силовой микроскопии, ускорителях элементарных частиц, камерах-имитаторах космического пространства, сублимационных установках и т. д. Не меньшее значение в классе машин малой и средней производительности имеют "сухие" спиральные компрессоры.

ВСН относятся к высокотехнологичным изделиям. Это обусловлено точностью изготовления спиральных элементов, которые обеспечивают бесконтактное движение с зазором в сотые доли миллиметра, что с учетом тепловых и силовых деформаций спиралей является сложной задачей. Поэтому по наличию их производства можно судить о научно-техническом потенциале страны [1].

Основные показатели спиральных машин — производительность, потребляемая мощность, температуры газа и стенок ВСН, во многом зависят от профиля спирали и ее геометрических параметров (рис. 1), т. е. определяются шагом, эксцентриситетом, радиусом базовой окружности, высотой пера. Наряду с перечисленными параметрами техническая характеристика насоса или компрессора определяется концевым участком спиралей, от которого в первую очередь зависит минимальный объем (объем повторного расширения), а следовательно, геометрическая степень сжатия, потребляемая мощность и силы, действующие на спирали со стороны газов.

Изменяя параметры концевого участка, можно добиться уменьшения проводимости радиального канала между спиралями, а следовательно, снижения обратных перетеканий, увеличения продолжи-

[1] Статья подготовлена в ФГБОУ ВПО "КНИТУ" при финансовой поддержке проекта "Создание высокотехнологичного производства безмасляных спиральных вакуумных насосов для индустрии наносистем и наноматериалов" в рамках конкурса по созданию высокотехнологичного производства согласно постановлению Правительства РФ № 218 "О мерах государственной поддержки развития кооперации российских высших учебных заведений и организаций, реализующих комплексные проекты по созданию высокотехнологичного производства".

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

которое содержит пьезопривод *1* и подложку *2*, закрепленную на подложкодержателе *3*. На подвижном торце *4* пьезопривода *1* жестко закреплен источник *5* гамма-квантов с возможностью взаимодействия с поглотителем *6* и счетчиком *7*, которые закреплены на неподвижном основании *8*. Причем источник *5* гамма-квантов и поглотитель *6* идентичны по химическому состоянию мессбауэровских атомов и структуре, а счетчик *7* связан с регистрирующей электронной схемой.

Устройство виброперемещений работает следующим образом.

При измерении вибраций источник *5* гамма-квантов излучает поток гамма-квантов, которые проходят через поглотитель *6*, фиксируются счетчиком *7* и регистрирующей электронной схемой *9*, с помощью которой измеряют разность интенсивностей гамма-квантов при вибрирующем и покоящемся торце *4* пьезопривода *1*.

Применение предлагаемого устройства виброперемещений обеспечивает возможность измерения амплитуды виброперемещений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Слободин М. Ю., Царев Р. Ю.** Компьютерная поддержка многоатрибутивных методов выбора и принятия решения при проектировании корпоративных информационно-управляющих систем. СПб.: Инфо-Да, 2004. 223 с.
2. **Слободин М. Ю.** Многоатрибутивное формирование гарантоспособных структур информационно-управляющих систем: Дис. ... канд. техн. наук. Красноярск, 2004. 140 с.

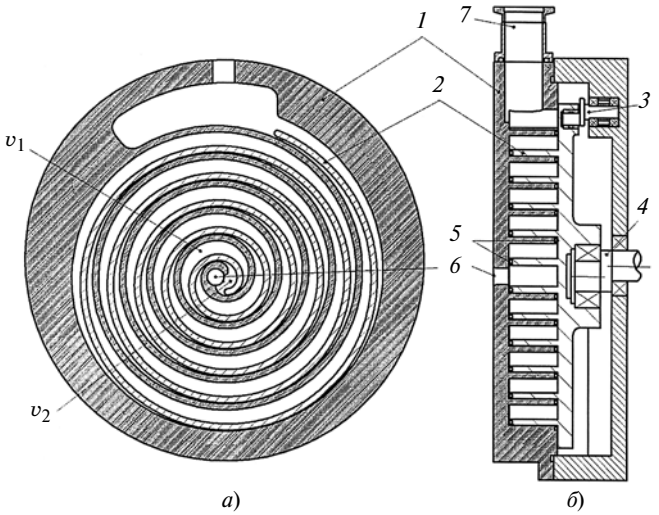


Рис. 1. Спиральный вакуумный насос:
1 — неподвижный спиральный элемент; *2* — подвижный спиральный элемент; *3* — противоповоротное устройство; *4* — приводной вал; *5* — уплотнитель; *6* — выхлопное отверстие; *7* — всасывающий патрубок; V_1, V_2 — рабочие полости

тельности сжатия, что повышает геометрическую степень сжатия и КПД насоса, снижения предельного остаточного давления.

Таким образом, основные цели при профилировании концевого участка: исключение (снижение) объема повторного расширения; максимальная площадь окна нагнетания, что снижает дроссельные потери; обеспечение прочности спирального элемента.

Концевой участок позволяет разместить в спиральном элементе окно нагнетания в случае консольного закрепления (насосы фирм Edwards [2], Busch [3], Varian [4]) или вал при использовании двухсторонней спирали (насосы Anest Iwata [5], Geowell [6], Ulvac [7], Leybold [8]).

Обязательные требования к концевому участку — сопряженность подвижной и неподвижной спиралей на всей протяженности их обкатки. Наиболее подробно построение концевых участков спиралей рассмотрено в работах [9, 10], где приведены геометрии концевых участков, одинаковых для подвижной и неподвижной спиралей, образованных одной или двумя дугами окружностей. Также рассмотрен идеальный концевой участок (рис. 2), образованный дугами *AB*, *ED* окружностей и отрезком *CE* прямой. Его преимуществом является отсутствие "мертвого" объема в конце процесса сжатия.

Однако подвижная и неподвижная спирали находятся в разных условиях, поэтому не следует ограничивать выбор концевых участков одинаковой геометрией. Кроме того, использование разных по форме концевых участков подвижной и неподвижной спиралей вдвое увеличивает число параметров оптимизации. В некоторых случаях существует конструктивная необходимость в увеличении размеров концевого участка спирали, например, для размещения окна выхлопа или приводного вала. Поэтому в данной работе приведен метод построения концевых участков с разной геометрией подвижной и неподвижной спиралей.

Рассмотрим построение концевого участка, образованного двумя дугами окружности и отрезком прямой (рис. 3). Построим окружность *5* радиусом R_1 (произвольный), касательную к внешней эвольвенте неподвижной спирали *4* в произвольной точке *A* (см. рис. 3, *а*). Центр этой окружности O_1 находится на нормали к эвольвенте, проведенной через точку *A*, и на касательной к базовой окружности (из свойств эвольвенты).

Выберем произвольную точку *B* на внутренней эвольвенте подвижной спирали *2*. Затем построим окружность *6* радиусом R_2 (произвольный), касающуюся эвольвенты в точке *B*. Центр O_2 этой ок-

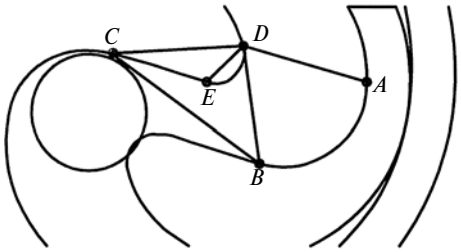


Рис. 2. Концевой участок при одинаковых подвижной и неподвижной спиралях

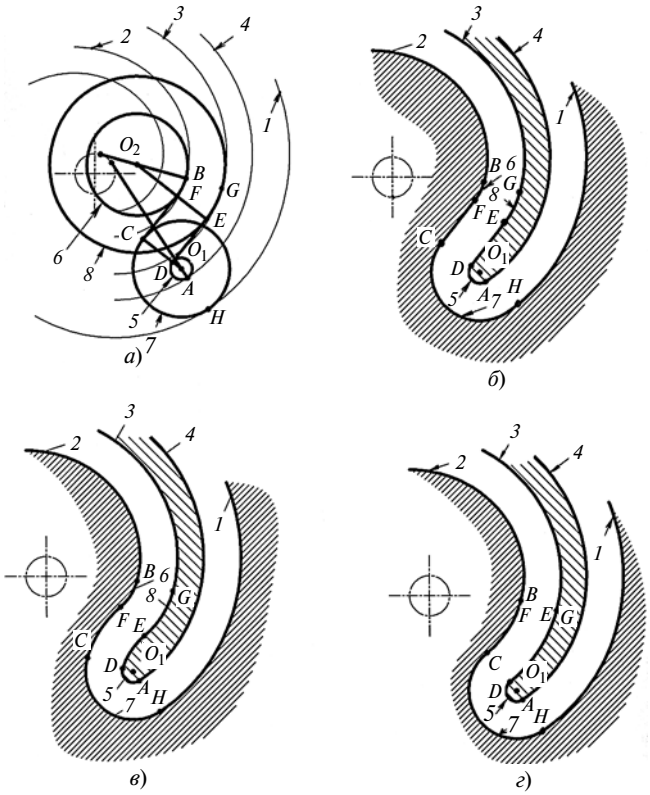


Рис. 3. Построение концевых участков:
а — процесс построения; *б* — конечный результат; *в* — соединение окружностей дугой окружности; *г* — частный случай при совпадении точек *F* и *B*, *G* и *E*

ружности находится на нормали к эвольвенте, проведенной через точку B, касательной к базовой окружности. Базовые окружности эвольвент подвижной и неподвижной спиралей совпадают.

При вращении каждая точка построенных окружностей будет двигаться по окружности радиусом e, относительно другой спирали, поэтому огибающие этих окружностей являются окружностями соответственно *7* и *8* с радиусами (R_1 + e) и (R_2 + e) и центрами O_1 и O_2. Окружность *7* — касательная к эвольвенте *1* в точке H, окружность *8* — касательная к эвольвенте *3* в точке G.

Окружности *5* и *8*, *6* и *7* не имеют общих точек при условии, что их радиусы не слишком велики (отсутствуют пересечения или касания окружностей). Поэтому проводим касательную к двум этим окружностям (в простейшем случае это будет отрезок DE). Для окружностей *5* и *8* построим общую касательную DE, а для окружностей *6* и *7* — отрезок CF. Данные отрезки будут параллельными.

Таким образом, контур концевого участка неподвижной спирали образован эвольвентами *3* и *4*, дугой окружности GE, дугой окружности DA и отрезком DE, а контур подвижной спирали — эвольвентами *1* и *2*, дугами окружности BF и CH, отрезком CF.

Данным методом можно построить концевые участки, состоящие из двух дуг окружности и отрезка прямой (рис. 3, *б*), из трех дуг окружностей (рис. 3, *в*), а также частный случай при совпадении точек профиля (рис. 3, *г*).

Рассмотрим подробнее построение кривой, соединяющей окружности концевого участка, на примере сопряжения окружностей *8* и *5* (рис. 4, *а*). Основным условием обкатываемости профиля является то, что все кривые должны быть касательными. Этим условиям удовлетворяют прямая и дуги окружности с центрами, расположенными по разные стороны от точек касания.

Построим дугу D_1E_1 окружности *9* с центром O_3 (рис. 4, *б*), соединяющей окружности *5* и *8*. Точки

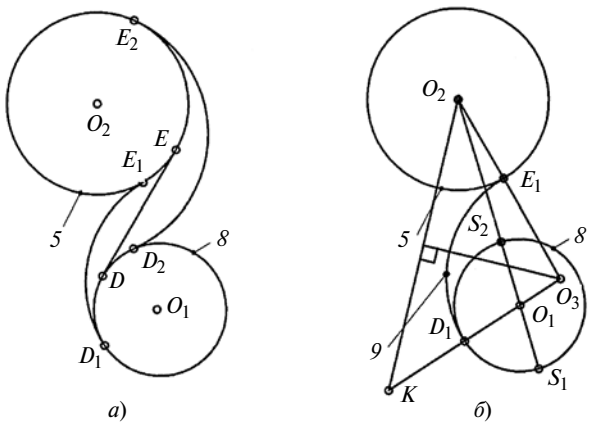


Рис. 4. Сопряжение окружностей концевого участка:
а — варианты сопряжения; *б* — методика определения центра дуги

пересечения прямой O_1O_2 с окружностью *8* обозначим как S_1 и S_2 (S_1 расположена дальше от окружности *5*, S_2 — ближе). Произвольно выберем на дуге DS_1 точку D_1. Возьмем точку K на продолжении радиуса в D_1O_1 так, чтобы расстояние O_1K равнялось $R_1 + R_2$. Так как точка O_3 равноудалена от точек D_1 и E_1, то она также равноудалена от точек O_2 и K, поэтому точка O_3 лежит на серединном перпендикуляре к отрезку O_2K. Следовательно, точку O_3 можно построить как пересечение прямой D_1O_1 с серединным перпендикуляром к отрезку O_2K. Точка E_1 находится как пересечение прямой O_2O_3 с окружностью *5*. Окружность *8* лежит внутри окружности *9*, а окружность *5* — с внешней стороны.

Если выбирать точку D_1 на дуге DS_2, то проведя аналогичные построения, наоборот получим, что окружность *9* охватывает окружность *5* и касается внешней границей окружности *8*. В первом случае точка перегиба профиля находится в точке E_1, а во втором — в точке D_1. Следовательно, в первом случае процесс сжатия в насосе заканчивается в точке E_1, а во втором — в точке D_1.

В первом случае радиус окружности *9* меняется от $(d + R_1 - R_2)/2$ до бесконечности, а во втором — от $(d + R_2 - R_1)/2$ до бесконечности. Наименьшие значения радиусов в каждом случае достигаются при совпадении D_1 с соответствующей точкой S.

Точкой окончания процесса сжатия является точка перегиба на концевом участке, т. е. точка, в которой резко меняется положение центра кривизны относительно самой кривой. Так, для концевого участка, содержащего участок прямой, такими точками будут точки D для отсеченной полости *1* и E для отсеченной полости *2*. При равных длинах спирали продолжительности сжатия для обеих полостей будут равными.

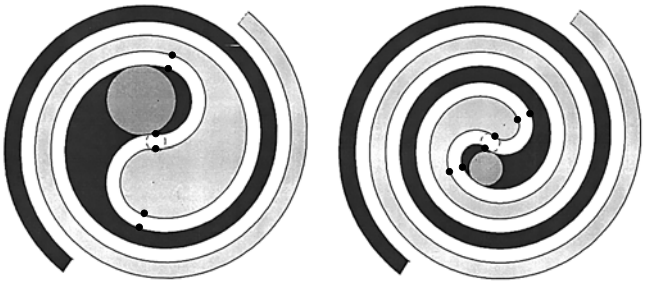
При использовании дуги D_2E_2 точки перегиба смещаются соответственно в точки E_2 и D_2. В результате этого продолжительность сжатия в отсеченной полости *1* возрастает, а в полости *2* убывает на ту же величину. Для дуги D_1E_1 наоборот, продолжительность сжатия в полости *1* убывает, а в полости *2* — возрастает.

Описанный выше графоаналитический метод построения реализован программно в пакете Mathematica [11] и позволяет получить четыре типа концевых участков:

одинаковые концевые участки (рис. 5, *а*, *б*), отличающиеся радиусом завершающей дуги, определяющей продолжительность сжатия;

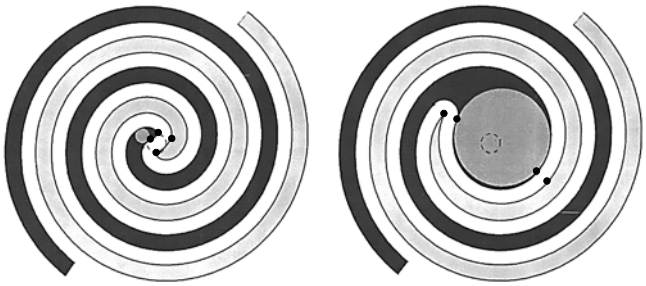
разные концевые участки, состоящие из двух дуг окружности (рис. 6, *а*, *б*), в том числе и частные случаи при радиусах концевых дуг, равных нулю (рис. 7, *а*, *б*);

разные концевые участки, состоящие из двух дуг окружности и отрезка (рис. 8, *а*, *б*);



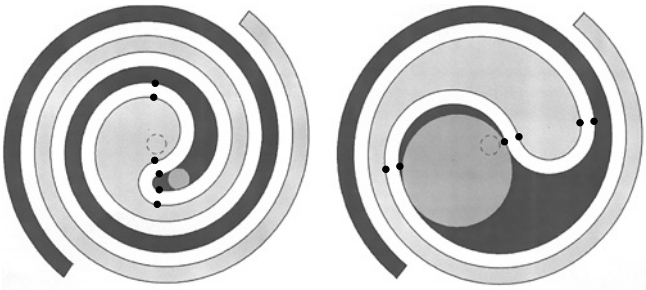
а) *б*)

Рис. 5. Варианты спиралей с одинаковыми концевыми участками



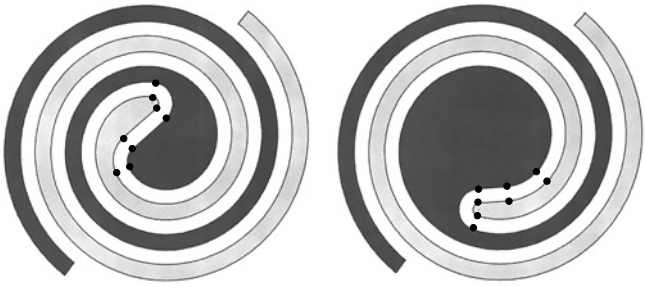
а) *б*)

Рис. 6. Варианты концевых участков при нулевом радиусе дуги на конце неподвижной спирали



а) *б*)

Рис. 7. Варианты концевых участков, состоящих из двух дуг окружности



а) *б*)

Рис. 8. Варианты концевых участков, состоящих из двух дуг окружности и отрезка

разные концевые участки с дугой окружности на внешней стороне неподвижной спирали.

Также возможны варианты вырождения используемых дуг и отрезков в точки, что дополнительно создает множество вариантов геометрии концевых участков.

Рассмотренный метод является универсальным для построения концевых участков как одинаковых подвижной и неподвижной спиралей, так и различающихся между собой. Каждый вариант можно применять для спиральных элементов различных конструкций. Так, геометрия концевых участков, представленная на рис. 6, *а*, наиболее пригодна для консольно закрепленных спиральных элементов, так как в этом случае обеспечивается максимальная продолжительность процесса сжатия. Однако острый концевой участок одной из спиралей сложен в изготовлении, может иметь недостаточную механическую прочность и повышает перетекание. Поэтому снижением продолжительности сжатия можно увеличить радиус концевой дуги (см. рис. 7).

Вариант концевого участка (см. рис. 8), в котором подвижная и неподвижная спирали имеют по три дуги окружности, предоставляет возможность при проектировании спиральных машин иметь максимальное число параметров для оптимизации.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ибрагимов Е. Р.** Повышение эффективности спирального компрессора сухого сжатия: Дис. ... канд. техн. наук / Казанский ГТУ. Казань. 2009. 134 с.
2. **Edwardsn** XDS — the great new shape of dry vacuum pumping / Edwards Ltd. United Kingdo.: Edwards Ltd,M 2013: http://www.edwardsvacuum.com/nxds/en/index.html?cmpid=HomepageLink_nXDS0412.
3. **Fossa** Scroll dry vacuum pump / Busch USA, 2014: http://www.buschusa.com/products/product-portfolio/fossa.
4. **Primary** / Medium Vacuum Pumps / Agilent USA, 2014: http://www.chem.agilent.com/en-US/products-services/Instruments-Systems/Vacuum-Technologies/Primary-Vacuum-Pumps/Pages/default.aspx.
5. **Dry** Scroll Vacuum Pumps / Anest Iwata. — USA: Anest Iwata, 2013: http://anestiwata.com/product-categoiy/vacuum-pumps.
6. **GWSP** Oilfree Scroll Vacuum Pump. China: Geowell, 2014: http://www.geowell.com.cn/en/product.asp?id=9.
7. **Small** Dry Pumps / ULVAC Technologies USA, 2014: http://www.ulvac.com/vacuum-pumps-components/component.cfm?cid=42&scid=100.
8. **SCROLLVAC** Scroll Vacuum Pumps / Oerlikon Leybold Vacuum GmbH 2014: https://leyboldproducts.oerlikon.com/products/produktkatalog_03.aspx?cid=20_30_0.
9. **Lee Y., Wu W.** On the profile design of a scroll compressor // Int. J. Refrig. 1995. V. 18. N. 15. P. 308—317.
10. **Theoretical** and experimental study of dry scroll vacuum pump / L. Zeyu, L. Liansheng, Z. Yuanyang et al. // Vacuum. 2010. N. 84. C. 415—421.
11. **The Mathematica** Book Online: Mathematica Reference Guide // Some Notes on Internal Implementation: http://reference.wolfram.com/legacy/v5_2/TheMathematicaBook/MathematicaReferenceGuide/SomeNotesOnlnternallmplementation/A.9.4.html.

УДК 534.232:62-503

С. М. АФОНИН, канд. техн. наук [МГИЭТ(ТУ)], тел.: (499) 710-66-74

Оптимальное управление многослойным пьезоманипулятором нано- и микроперемещений при продольном пьезоэффекте

Для оптимального управления многослойным пьезоманипулятором нано- и микроперемещений при продольном пьезоэффекте получены функции управления и уравнения линии переключения управления многослойного пьезоактюатора.

Ключевые слова: многослойный пьезоманипулятор, пьезоактюатор, нано- и микроперемещения, деформация, оптимальное управление, принцип максимума Понтрягина.

For optimal control of a multilayer piezomanipulator of nano- and microdisplacements at longitudinal piezoeffect, the control functions and equations of control switching line of a multilayer piezoactuator are obtained.

Keywords: multilayer piezomanipulator, piezoactuator, nano- and microdisplacements, deformation, optimal control, Pontryagin's maximum principle.

Пьезоманипуляторы с пьезоактюаторами для нано- и микроперемещений применяют в нанотехнологическом, нанобиологическом, фотонном, энергетическом, микроэлектронном и астрономическом оборудовании для прецизионного совмещения, компенсации температурных и гравитационных деформаций. Увеличение диапазона перемещения пьезоманипулятора до десятков микрометров достигается использованием многослойного (составного, пакетного, блочного) пьезоактюатора — одного из наиболее перспективных электромагнитоупругих двигателей нано- и микроперемещений, обеспечивающего нанометрическую точность в диапазоне десятков микрометров.

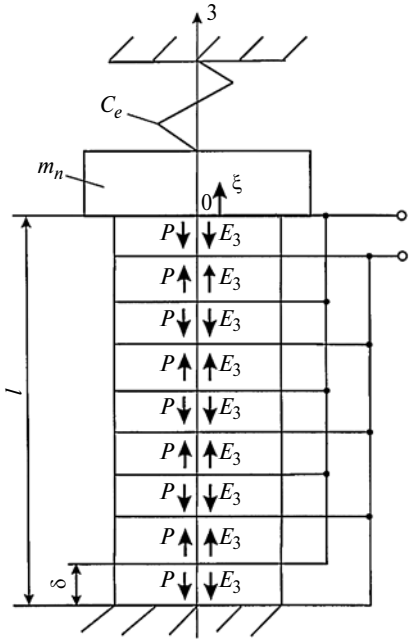
В фотонике пьезоманипуляторы используются для нано- и микроперемещений зеркал лазеров при оптических способах передачи информации и энергии. Их применяют также для юстировки зеркал лазерных кольцевых гироскопов, для совмещения и сканирования в электронных, зондовых, атомно-силовых микроскопах. Кроме того, пьезоманипуляторы нано- и микроперемещений обеспечивают пространственное прецизионное позиционирование объектов в нанотехнологической, микроэлектронной, фотонной технике [1—11]. Для быстродействующих пьезоманипуляторов нано- и микроперемещений требуются оптимальные системы управления, которые обеспечивают перемещение нано- и микроманипулятора из начальной точки позиционирования в заданную точку за минимальное время.

Технические параметры пьезоактюатора для пьезоманипуляторов нано- и микроперемещений: диапазон перемещений — от единиц нанометров до сотен микрометров; чувствительность — менее 1 нм/В; нагрузочная способность — до 10 кН; мощность на выходном валу — до 100 Вт; полоса пропускания — порядка 100 Гц.

Многослойные пьезоактюаторы для нано- и микроманипуляторов обеспечивают точное совмещение объектов нанотехнологического оборудования [1—9]. По сравнению с простым многослойный пьезоактюатор (МПА) имеет в статике (без нагрузки) увеличенный в n раз диапазон перемещения, что соответствует числу n пьезослоев пьезодвигателя. Конструктивно МПА в зависимости от технологии изготовления может быть выполнен в виде: составного пьезопреобразователя из отдельных упруго поджатых пьезопластин; пакетного или блочного пьезопреобразователя из пьезопластин, спеченных с применением серебряной пасты; составного пьезопреобразователя из пьезопакетов с упругим армированием; склеенного многослойного пьезопреобразователя из пьезопластин; многослойного пьезопреобразователя со слоями, нанесенными по толстопленочной или тонкопленочной технологиям.

Широкое применение МПА обусловлено одновременно бóльшими диапазоном перемещений (до 200 мкм) и нагрузочной способностью (до 10 кН) по сравнению с простыми пьезодвигателями (пьезопластинами). МПА изготовляют из пьезоэлектрической керамики на основе цирконата и титаната свинца марок ЦТС или PZT, например: ЦТС-19, ЦТС-36, ЦТС-48, НЦТС-1, НЦТБС-1, ЦТБС-3, ЦТБС-7, ПКР-7, ПКР-7М, PZT-4, PZT-5H и др. [1, 2, 5]. МПА производства ОАО "ЭЛПА" различного конструктивного исполнения имеют следующие технические характеристики: многослойный пьезоэлектрический микроактюатор МПМА-1/90 — амплитуда перемещения 60 мкм, блокирующее усилие 1,2 кН; АПМ-2-22 — амплитуда перемещения 44 мкм, блокирующее усилие 1,2 кН; многослойный преобразователь МПП $6 \times 6 \times 40$ — амплитуда перемещения 48 мкм, блокирующее усилие 1,5 кН; продольный армированный актюатор ППУ-8 — амплитуда перемещения 40 мкм, усилие размыкания 2,5 кН [4—6].

Основным параметром внешней нагрузки МПА является ее жесткость, т. е. отношение упругой реакции нагрузки к ее деформации. В зависимости от жесткости нагрузки выбирают конструктивные параметры МПА. Основные характеристики МПА: пьезомодуль, упругая податливость, предел времен-



Кинематическая схема многослойного пьезоактюатора нано- и микроперемещений при продольном пьезоэффекте

ного сопротивления на сжатие. Статические характеристики МПА определяют по уравнению обратного пьезоэффекта и с учетом механической нагрузки [3, 7]. МПА нано- и микроперемещений работает на основе обратного пьезоэффекта: перемещение достигается в результате деформации МПА при приложении внешнего электрического напряжения.

Уравнение работы обратного продольного пьезоэффекта [3]:

$$S_3 = d_{33}E_3 + s_{33}^E T_3.$$

Здесь $S_3 = \xi/l$ — относительная деформация МПА (рисунок) при продольном пьезоэффекте по оси 3, совпадающей с направлением оси поляризации (взаимно перпендикулярные оси 1 и 2 перпендикулярны к оси 3), где ξ — деформация (перемещение МПА); $l = n\delta$ — длина МПА (n — число пьезослоев; δ — толщина пьезослоя); d_{33} — пьезомодуль при продольном пьезоэффекте; $E_3 = u/\delta$ — напряженность электрического поля в МПА по оси 3 (u — управляющее напряжение на электродах МПА); s_{33}^E — упругая податливость МПА по оси 3 при $E = \text{const}$; $T_3 = -F/S_0$ — механическое напряжение в МПА по оси 3 [$F = F_0 + C_a\xi + C_l\xi$ — внешняя сила, где $F_0 = \sigma_a S_0$ — сила первоначального поджатая упругим элементом (σ_a — механическое напряжение первоначального армирования, S_0 — площадь МПА)]; C_a — жесткость армирующего элемента; C_j — жесткость нагрузки. Суммарная жесткость нагрузки $C_e = C_a + C_l$; масса МПА — m_n.

В пьезоманипуляторах нано- и микроперемещений для МПА при продольном пьезоэффекте соблюдается неравенство $T_a \gg T_m$, где $T_a = RC_n$ — постоянная времени апериодического звена пьезоактюатора (C_n — емкость МПА; R — сопротивление согласующей цепи); $T_m = \sqrt{m_n/(C_c + C_e)}$ — постоянная времени колебательного звена МПА (C_c — жесткость МПА).

С учетом емкости C_n при продольном пьезоэффекте, сопротивления R и постоянной времени T_a получаем передаточную функцию МПА при продольном пьезоэффекте [7—9] в режиме апериодического звена:

$$W_a(p) = \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \frac{k_c}{T_a p + 1},$$

где $\Xi(p)$, $U(p)$ — соответственно преобразования Лапласа перемещения и входного напряжения МПА; p — параметр преобразования Лапласа; $k_c = nd_{33}/[1 + (C_c + C_e)/C_c]$ — коэффициент передачи МПА при продольном пьезоэффекте.

В системе управления с учетом передаточной функции интегратора $W_i(p) = k_i/p$, где k_i — коэффициент передачи интегратора, получаем передаточную функцию МПА:

$$W(p) = W_i(p)W_a(p) = \frac{k_i k_c}{p(T_a p + 1)} = \frac{k}{p(T_a p + 1)},$$

где $k = k_i k_c = k_i n d_{33}/[1 + (C_c + C_e)/C_c]$ — коэффициент передачи системы управления многослойного нано- и микроманипулятора при продольном пьезоэффекте.

Соответственно для системы управления с интегратором для многослойного пьезоманипулятора при продольном пьезоэффекте с учетом постоянной времени апериодического звена МПА и коэффициента передачи получаем дифференциальное уравнение

$$T_a \frac{\mathrm{d}^2\xi(t)}{\mathrm{d}t^2} + \frac{\mathrm{d}\xi(t)}{\mathrm{d}t} = ku(t);$$

$$|u| \le u_0,$$

где $\xi(t)$ — перемещение; $u(t)$ — управляющее напряжение; t — время; u_0 —максимальное значение управляющего напряжения.

Следовательно, имеем систему уравнений в форме Коши:

$$\begin{cases} \dfrac{\mathrm{d}\xi_1(t)}{\mathrm{d}t} = \xi_2(t); \\ \dfrac{\mathrm{d}\xi_2(t)}{\mathrm{d}t} = -\dfrac{1}{T_a}\xi_2(t) + \dfrac{k}{T_a}u(t), \end{cases} \quad (1)$$

где $|u| \le u_0$ и $\xi_1 = \xi$, $\xi_2 = \dot{\xi}_1 = \dot{\xi}$, т. е. в качестве переменных состояния выбраны перемещение и скорость МПА.

Используя принцип максимума Понтрягина [10], найдем закон управления, который обеспечивает переход нано- и микроманипулятора из любого начального состояния в заданную конечную точку (начало координат) за минимальное время.

Функция Гамильтона имеет вид:

$$H = \psi_1\xi_2 + \psi_2\left(-\frac{1}{T_a}\xi_2 + \frac{k}{T_a}u\right), \qquad (2)$$

где ψ_1, ψ_2 — переменные.

Следовательно, получим систему уравнений:

$$\begin{cases} \dfrac{d\psi_1}{dt} = -\dfrac{\partial H}{\partial \xi_1} = 0; \\ \dfrac{d\psi_2}{dt} = -\dfrac{\partial H}{\partial \xi_2} = -\psi_1 + \dfrac{1}{T_a}\psi_2. \end{cases} \qquad (3)$$

Решение системы уравнений (3) имеет вид:

$$\psi_1 = A_1 = \text{const};$$

$$\psi_2 = -A_1 t + A_2 e^{t/T_a}.$$

Согласно принципу максимума Понтрягина из выражения (2) находим управляющее напряжение:

$$u = u_0 \operatorname{sign}\psi_2,$$

где u может принимать два значения u_0 и $-u_0$.

Траектория движения МПА при продольном пьезоэффекте в пространстве состояний имеет два участка: начальный и конечный, который проходит через начало координат и является линией переключения. Определим линию переключения на фазовой плоскости [10].

Решение системы уравнений (1) при $u = \text{const}$ имеет вид:

$$\begin{cases} \xi_2 = ku + B_2 e^{-t/T_a}; \\ \xi_1 = kut - T_a B_2 e^{-t/T_a} + B_1. \end{cases} \qquad (4)$$

При нахождении системы в начале координат при $t = 0$ получим:

$$B_2 = -ku; \quad B_1 = -kuT_a.$$

При $\tau = -t$ решение (4) примет вид:

$$\begin{cases} \xi_2 = ku\left(1 - e^{\tau/T_a}\right); \\ \xi_1 = -ku\tau + kuT_a e^{\tau/T_a} - kuT_a. \end{cases}$$

Отсюда

$$e^{\tau/T_a} = 1 - \frac{\xi_2}{ku};$$

$$\tau = T_a \ln\left(1 - \frac{\xi_2}{ku}\right).$$

Следовательно, уравнение конечного участка траектории перемещения МПА, т. е. уравнение линии переключения, имеет вид:

$$\xi_1 = -kuT_a \ln\left(1 - \frac{\xi_2}{ku}\right) + kuT_a\left(1 - \frac{\xi_2}{ku}\right) - kuT_a. \qquad (5)$$

Из уравнений (1) и (2) получим:

$$u = -u_0 \operatorname{sign}\xi_2. \qquad (6)$$

Подставив выражение (6) в уравнение (5) для последнего участка траектории перемещения МПА, запишем:

$$s(\xi_1, \xi_2) = \xi_1 - ku_0 T_a \operatorname{sign}\xi_2 \ln\left(1 + \frac{\xi_2}{ku_0 \operatorname{sign}\xi_2}\right) + $$

$$+ ku_0 T_a \operatorname{sign}\xi_2 \frac{\xi_2}{ku_0 \operatorname{sign}\xi_2} = 0$$

или

$$s(\xi_1, \xi_2) = \xi_1 - ku_0 T_a \operatorname{sign}\xi_2 \ln\left(1 + \frac{|\xi_2|}{ku_0}\right) + T_a\xi_2 = 0.$$

Линия переключения или последний участок траектории $s(\xi_1, \xi_2) = 0$ делит пространство на две области — при $s > 0$ и $s < 0$. Внутри каждой из областей управляющее напряжение u постоянно, изменение происходит при $s = 0$. Соответственно выбираем такое управление для каждой области, чтобы точка на фазовой плоскости перемещалась к линии переключения:

$$\frac{d|s(\xi_1, \xi_2)|}{dt} \le 0$$

или

$$\frac{ds(\xi_1, \xi_2)}{dt} \operatorname{sign} s \le 0. \qquad (7)$$

Подставив в выражение (7) функцию $s(\xi_1, \xi_2)$, получим:

$$\frac{\xi_2 k u_0}{ku_0 + |\xi_2|} \operatorname{sign} s + \frac{|\xi_2| k}{ku_0 + |\xi_2|} u \operatorname{sign} s \le 0. \qquad (8)$$

Последнее слагаемое выражения (8) зависит от u. Соответственно условие (8) выполняется при $u = -u_0 \operatorname{sign} s$.

Следовательно, оптимальное управляющее напряжение может принимать только два значения u_0 и $-u_0$ и менять значение не более одного раза.

Таким образом, получены уравнения МПА для оптимального управления многослойным пьезоманипулятором нано- и микроперемещений при продольном пьезоэффекте.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Миронов В. Л.** Основы сканирующей зондовой микроскопии. М.: Техносфера, 2004. 144 с.
2. **Некоторые** физико-механические проблемы пьезоэлектрических актюаторов и области их применения / В. А. Акопьян, А. Е. Панич, А. Н. Соловьев и др. // Нано- и микросистемная техника. 2006. № 10. С. 35—40.

УДК 621.974.4-82

Ю. В. КОЛОТОВ, д-р техн. наук, А. М. СМИРНОВ, канд. техн. наук, Е. Н. СОСЕНУШКИН, д-р тех. наук (МГТУ "Станкин"), e-mail: urvasi@inbox.ru

Новая схема гидропривода шаботного молота[1]

Предложена новая схема гидропривода штамповочного шаботного молота для точной объемной штамповки поковок сложной формы из различных материалов, в том числе и труднодеформируемых, отличающегося высоким КПД привода.

Ключевые слова: молот, падающая масса, удар, привод, пневмогидравлический аккумулятор.

The new scheme of hydraulic drive of die anvil hammer for precise die forging of complex shape forgings from various materials, including difficult-to-form materials, with high efficiency coefficient of the drive, is suggested.

Keywords: hammer, guided mass, impact, drive, hydropneumatic accumulator.

Разукрупнение машиностроительных предприятий за годы реформ привело к закрытию или перепрофилированию большинства производств с массовым и крупносерийным выпуском продукции. Это автомобильные заводы и предприятия по выпуску сельскохозяйственной техники, где были востребованы технологические процессы, выполняемые на высокопроизводительном кузнечно-прессовом оборудовании [1]. Сократился выпуск продукции и на предприятиях тяжелого машиностроения, имеющих мелкосерийный и единичный характер производства [2]. Уменьшились потребности внутреннего рынка в металлообрабатывающем оборудовании, что резко сократило выпуск станочного и кузнечно-прессового оборудования. Уцелевшие предприятия были вынуждены частично переориентироваться на выпуск другой продукции, имеющей спрос, или работать на экспорт, оснащая страны азиатского региона — Китай, Корею, Японию, Индию [3]. Высокие требования зарубежных партнеров к качеству поставляемой продукции побудили российских производителей модернизировать свои предприятия, обеспечивая конкурентоспособность отечественного станко- и прессостроения [4]. Накапливая опыт в конкуренции с западными станкостроителями, отечественные предприятия выработали системный подход к продаже кузнечно-прессового оборудования, поставляя его в комплексе с инновационными технологиями пластического деформирования [5—8]. Это потребовало реорганизации конструкторско-технологических работ. Для сокращения сроков проектирования потребовались системы проектирования и моделирования технологических процессов, штампового инструмента и выпускаемого оборудования [9]. Изменились логика проектирования и стратегия принятия конструкторско-технологических решений [10]. Однако несмотря на успехи станко- и прессостроителей не все проблемы решены.

Так, штамповочные шаботные молоты не соответствуют современным требованиям производства: конструкции устарели, энергозатраты при эксплуатации высокие (например, их стоимость при работе молотов с паровоздушным и пневматическим приводами существенно повышает стоимость поковок).

Молоты применяют для штамповки поковок с относительно тонкими стенками, изделий вытянутой формы в виде тонких полотен с ребрами и без них, сложных поковок с большой массой. Часть номенклатуры поковок, получаемых методами горячей открытой объемной штамповки из прутково-

[1] Работа профинансирована Министерством образования и науки РФ в рамках государственного задания в сфере научной деятельности.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 46)

3. **Физическая** акустика. Т. 1. Ч. А. Методы и приборы ультразвуковых исследований / Под ред. У. Мэзона. М.: Мир, 1966. 592 с.

4. **Пьезокерамические** пакетные и моноблочные пьезоактюаторы / А. Я. Сафронов, В. М. Климашин, Б. Г. Парфенов и др. // Компоненты и технологии. 2002. № 6. С. 26—28.

5. **Многослойные** пьезоэлектрические актюаторы и особенности их применения / В. К. Казаков, В. М. Климашин, В. Г. Никифоров и др. // Компоненты и технологии. 2007. № 6. С. 62—65.

6. **Актюаторы** для оптических затворов и методы измерений их характеристик / В. К. Казаков, В. Г. Никифоров, А. Я. Сафронов // Нано- и микросистемная техника. 2007. № 10. С. 52—55.

7. **Афонин С. М.** Структурно-параметрическая модель пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2001. № 5. С. 29—33.

8. **Афонин С. М.** Схемы пьезодвигателей нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2012. № 6. С. 3—6.

9. **Афонин С. М.** Решение матричных уравнений в задачах электроупругости для многослойных двигателей нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2011. № 9. С. 20—25.

10. **Бесекерский В. А., Попов Е. П.** Теория систем автоматического регулирования. М.: Профессия, 2004. 752 с.

11. **Ленк А.** Электромеханические системы. Системы с сосредоточенными параметрами. М.: Мир, 1978. 284 с.

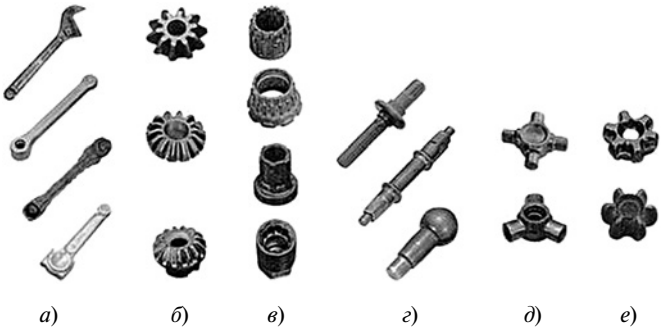


Рис. 1. Штампуемые на шаботных молотах поковки разводного, рожкового, торцевого ключей и рычага (*а*); зубчатых колес (*б*); шлицевых втулок (*в*); ступенчатых валов (*г*); крестовин (*д*); звездочек (*е*)

го материала осадкой вдоль или поперек оси заготовки, представлена на рис. 1. В их число входят поковки для монтажного и медицинского инструмента. К сожалению, себестоимость отечественного инструмента, который изготовляют на заводах инструментальной промышленности, выше себестоимости аналогичного китайского инструмента. Например, из-за высокой себестоимости прекращено изготовление медицинского инструмента на заводах Нижегородской области. Кроме того, в настоящее время заводы отечественного станкостроения не изготовляют молоты. Предприятиям предлагают замену пневматического и паровоздушного привода шаботных молотов на газогидравлический привод немецкого или китайского производства, что повышает стоимость продукции. Причинами снижения в России производства поковок, в том числе и крупных [2], являются низкие КПД и производительность машин ударного действия ввиду отсутствия средств механизации и автоматизации технологических процессов.

Молоты в России требуются, и спрос на штамповочное оборудование повышается, так как отечественное машиностроение возрождается. В ближайшее время потребность в молотах увеличится, и станкостроители должны быть готовы к производству высокоэффективных шаботных молотов, технический уровень которых оценивается по результатам испытаний [11] и возможностью механизации и автоматизации технологических процессов [12]. Новые разработки [13] позволяют создать конкурентоспособное кузнечно-прессовое оборудование, в том числе молоты, с целью замещения на российском рынке импортного штамповочного оборудования.

Современные штамповочные молоты обусловливают необходимость пересмотра номенклатуры штампуемых поковок [14], применения групповых процессов штамповки [15] на мелкосерийных производствах, а также повышения эффективности технологических процессов горячей объемной штамповки, совершенствования конструкций штампов [16], использования более точных математических моделей течения металла [17].

В МГТУ "Станкин" разработаны чертежи нового шаботного штамповочного молота [18], схема гидропривода которого представлена на рис. 2.

Рабочий цикл молота (рис. 3) состоит из пуска (T_1), разгона (T_2), нагрузочной (T_3) и разгрузочной (T_4) фаз рабочего хода и возвратного хода (T_5). Когда молот находится в исходном положении (см. рис. 2), клапаны *21* и *23* закрыты, ударная

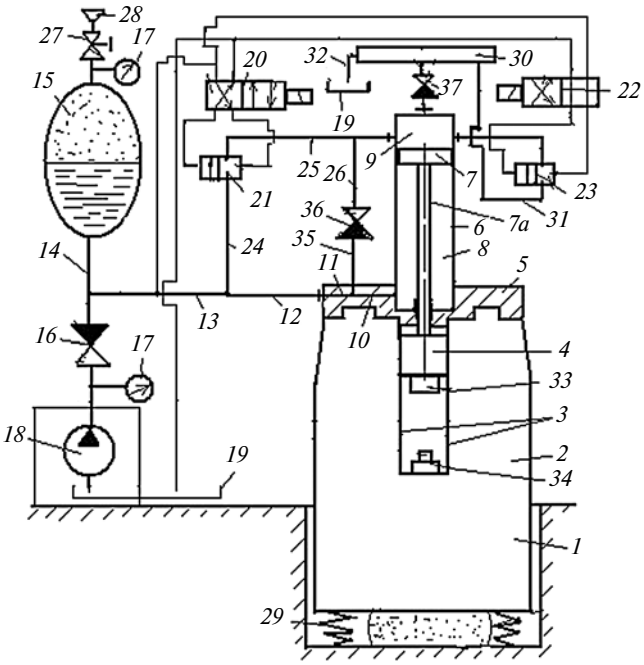


Рис. 2. Схема гидропривода штамповочного шаботного молота:
1 — станина; *2* — стойка; *3* — направляющая; *4* — ударная масса; *5* — плита; *6* — цилиндр; *7* — поршень, *8* — кольцевая (подпоршневая) полость; *9* — поршневая полость; *10—14*, *24—26*, *31*, *32*, *35* — трубопроводы; *15* — пневмогидравлический аккумулятор; *16*, *36*, *37* — обратные клапаны; *17* — манометр; *18* — насос; *19* — бак слива; *20*, *22* — распределители; *21* — клапан удара; *23* — клапан слива; *27* — вентиль; *28* — источник воздуха (газа) высокого давления; *29* — пружинно-пневматический фундамент; *30* — дополнительный бак; *33*, *34* — верхняя и нижняя части штампа

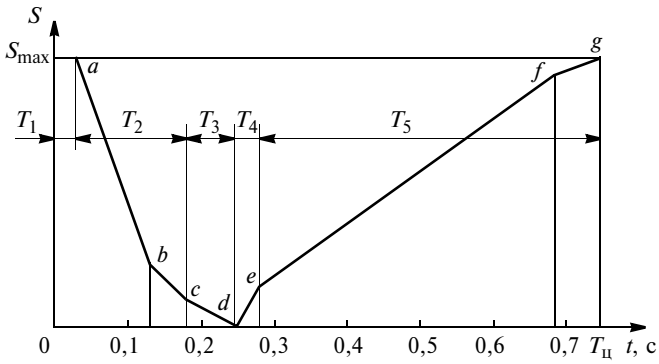


Рис. 3. Рабочий цикл штамповочного шаботного молота с гидроприводом:
S_{max} — максимальный ход (верхнее положение) ударной массы; $T_ц$ — длительность цикла

масса *4* удерживается давлением жидкости в полости *8* цилиндра *6*. При пуске распределитель *20* переключают в положение влево (за ≈0,03 с), при котором клапан *21* переместится вправо, и жидкость под давлением из полости *8* по трубопроводам *10—12*, *24*, *25* поступит в полость *9*. Одновременно полость *9* соединится через клапан *21* по трубопроводам *25*, *24*, *13*, *14* с жидкостью высокого давления аккумулятора *15*. Под действием давления жидкости в полости *9* и силы тяжести ударной массы *4*, поршня *7* и его штока, масса *4* (вместе с верхней частью *33* штампа) разгоняется до удара по заготовке, установленной на нижней части *34* штампа.

В результате удара по заготовке (нагрузочная фаза рабочего хода — участок *cd* на рис. 3) происходит отскок массы *4* (участок *de*), и далее удар может повториться, что приведет к заштамповке заусенца или браку.

Для исключения повторного удара клапан *21* (см. рис. 2) закрывают, а затем открывают клапан *23*. Выполнить переключение клапанов одновременно нельзя из-за возможного сброса рабочей жидкости из полостей *8*, *9* и аккумулятора *15* в бак *19* слива. Поэтому между переключениями (см. рис. 3, участок *bd*) масса *4* и поршень *7* со штоком движутся вниз по инерции в замкнутых полостях, что вызывает падение давления жидкости в полости *9*. Но чтобы этого не случилось, полость *9* пополняется жидкостью из бака *30* через обратный клапан *37*.

После закрытия клапана *21* и открытия клапана *23* жидкость из полости *9* через клапан *23* сливается в бак *30* по трубопроводу *31*, а из него по трубопроводу *32* — в бак *19* насоса *18*. Если клапан *23* закрыт при отскоке массы *4*, то поршень *7* вытеснит жидкость из полости *9* в полость *8* через обратный клапан *36* по трубопроводам *25*, *26*, *35*, *10*. От повторного движения массу *4* удерживает сила, создаваемая давлением жидкости в полости *8*, постоянно соединенной с аккумулятором *15*.

Возвратный ход массы *4* вверх (участок *eg* на рис. 3) происходит под давлением жидкости в полости *8* в результате вытеснения жидкости из полости *9* в бак *19* через клапан *23* и бак *30* по трубопроводам *31* и *32*. Когда клапан *23* закрывают (участок *fg* на рис. 3), поршень *7* перемещается по инерции в ту часть полости *9*, которая находится выше отверстий, соединяющих ее с клапанами *21* и *23*. В замкнутой полости *9* поршень *7*, шток и ударная масса *4* притормаживаются и останавливаются (точка *g* на рис. 3). Цикл завершен и молот готов к следующему циклу.

Предлагаемый гидропривод можно использовать как в новых молотах, так и в старом оборудовании, простаивающем из-за низкого КПД устаревшего привода.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сосенушкин Е. Н.** Развитие систем пластического деформирования // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1. С. 30—38.
2. **Артес А. Э., Сосенушкин Е. Н.** Проблемы производства крупных поковок в отечественном машиностроении // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2012. № 9. С. 45—50.
3. **Системы** пластического деформирования материалов: Сб. науч. тр. Вып. 10 / Под ред. Е. Н. Сосенушкина, А. М. Смирнова. М.: Янус-К, 2004. 240 с.
4. **Красовский Г. В., Корнеев В. В., Сосенушкин Е. Н.** Управление конкурентоспособностью проектируемого технологического оборудования // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2010. № 6. С. 17—21.
5. **Новые** ресурсо- и энергосберегающие технологии изготовления деталей обработкой давлением / А. Э. Артес, Е. Н. Сосенушкин, В. В. Третьюхин и др. // Вестник машиностроения. 2013. № 5. С. 72—74.
6. **Разработка** инновационных технологий горячей объемной штамповки / А. М. Володин, В. А. Сорокин, Н. П. Петров и др. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2010. № 7. С. 11—15.
7. **Сосенушкин Е. Н., Белокопытов В. В.** Разработка ресурсосберегающей технологии производства фланцевых поковок на универсальном оборудовании // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 3. С. 30—38.
8. **Сосенушкин Е. Н., Третьюхин В. В., Яновская Е. А.** Технологические процессы штамповки изделий из толстостенных труб // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2013. № 2. С. 25—29.
9. **Сосенушкин Е. Н.** Прогрессивные процессы объемной штамповки. М.: Машиностроение, 2001. 480 с.
10. **Сосенушкин Е. Н.** Многоуровневая система принятия решений при синтезе технологии объемной штамповки // Тр. IV международного конгресса "Конструкторско-технологическая информатика—2000". В 2 т. Т. 2. М.: Изд-во "Станкин", 2000. С. 167—170.
11. **Колотов Ю. В., Сосенушкин Е. Н.** Методика испытаний бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2010. № 10. С. 32—35.
12. **Автоматизация**, робототехника и гибкие производственные системы кузнечно-штамповочного производства: Учебник для вузов / К. И. Васильев, А. М. Смирнов, Е. Н. Сосенушкин, А. Г. Схиртладзе. Старый Оскол: Тонкие наукоемкие технологии, 2009. 484 с.
13. **Пат. 2411102. Рос. Федерации.** Горячештамповочный пресс тройного действия.
14. **Сосенушкин Е. Н.** Автоматическая классификация деталей машиностроения, изготавливаемых холодной и полугорячей объемной штамповкой // Заготовительные производства в машиностроении. 2006. № 5. С. 20—27.
15. **Групповые** технологические процессы штамповки трубных переходов в мелкосерийном и серийном производстве / А. Э. Артес, Е. Н. Сосенушкин, В. В. Третьюхин, А. Махдиян // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2007. № 7. С. 18—24.
16. **Пат. на полезную модель 95281.** Штамп с разъемными матрицами и гидроблоком противодавления.
17. **Кадымов В. А., Сосенушкин Е. Н., Белов Н. А.** Экспериментальные исследования по пластической осадке между неподвижными стенками тонких полос в форме прямоугольника и сектора // Известия МГТУ "МАМИ". 2013. № 2 (16). Т. 2. С. 206—212.
18. **Пат. 2409446 Рос. Федерации.** Вертикальный штамповочный молот с гидравлическим приводом.

УДК 621.73.001.573

О. Д. МЮЛЛЕР, канд. техн. наук (Севмашвтуз, г. Северодвинск), В. И. МЕЛЕХОВ, д-р техн. наук (САФУ, г. Архангельск), В. И. МАЛЫГИН, д-р техн. наук (Севмашвтуз, г. Северодвинск), e-mail: ockar@mail.ru

Теоретические основы упругопластического деформирования мелкодисперсных сред[1]

Предложена математическая модель формирования древесных гранул для разработки теории упругопластического деформирования мелкодисперсных древесных сред. Адекватность модели проверена экспериментальными данными.

Ключевые слова: древесная шихта, прессование, матрица, фильера, древесные топливные гранулы, упругопластическая деформация, математическая модель.

The mathematical model of formation of wood granules for development of elastoplastic deformation theory of fine wood mediums is suggested. The adequacy of the model is verified by experimental data.

Keywords: wood charge, pressing, matrix, die, wood fuel granules, elastoplastic deformation, mathematical model.

Производство биотоплива из отходов древесины в последние годы приобретает все большие размеры. В настоящее время в России уже действуют более ста заводов по производству древесных топливных гранул (пеллет), выпускающих около 900 тыс. т в год гранул. Из них около 260 тыс. т потребляется на внутреннем рынке, остальное экспортируется в страны Западной Европы.

Несмотря на масштабное производство древесных гранул остаются нерешенными технологические вопросы, например, о влиянии параметров прессования на качество древесных гранул. Заметим, что теоретические исследования прессования древесной шихты весьма ограничены, а разработанные математические модели прессования не всегда согласуются с результатами экспериментальных исследований. Так, в работе [1] получена экспоненциальная зависимость давления в фильере матрицы от отношения длины цилиндрического участка (канала) фильеры к ее диаметру. Проведенные в САФУ им. М. В. Ломоносова экспериментальные исследования по определению давления выталкивания спрессованной гранулы из цилиндрического канала матрицы показали [2], что распределение значений данного параметра имеет не экспоненциальный, а линейный характер (рис. 1). Это свидетельствует об актуальности разработки адекватной экспериментальным исследованиям математической модели процесса прессования древесных гранул в цилиндрических каналах матрицы, что и является целью настоящего исследования.

Измерения изготовленных древесных гранул показали [2], что диаметр готовых гранул всегда больше диаметра канала матрицы, следовательно, древесная шихта при прессовании древесной гранулы испытывает упругопластические деформации, поэтому математическая модель процесса прессования древесных гранул должна основываться на теории упругих и пластических деформаций.

На рис. 2 представлена схема формирования гранулы. Разделим технологический процесс формирования гранулы на четыре этапа, которым со-

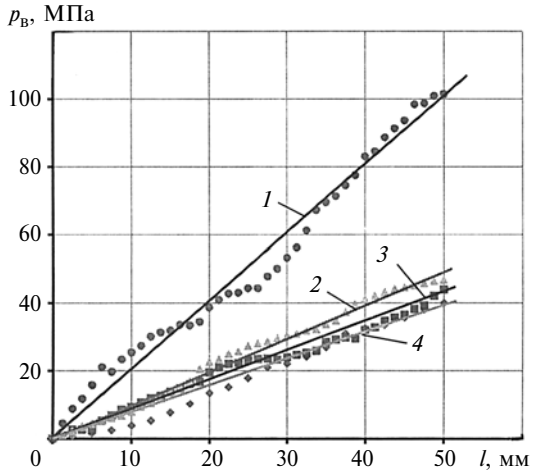


Рис. 1. Зависимости давления $p_в$ выталкивания гранулы от ее длины l при исходной влажности сосновой шихты 6 (*1*), 10 (*2*), 15 (*3*), 20 % (*4*) (исходная фракция — $\delta \le 1$ мм)

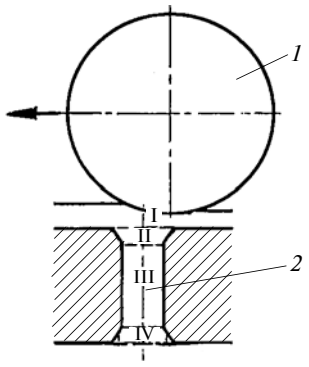


Рис. 2. Схема формирования древесной гранулы

[1] Работа выполнена в Северном (Арктическом) федеральном университете им. М. В. Ломоносова по проекту "Освоение высокотехнологичного мелкосерийного производства наукоемкой продукции — отечественных импортозамещающих движительно-рулевых колонок и их компонентов для судов ледового класса" при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках постановления Правительства РФ № 218 от 9 апреля 2010 г.

ответствуют зоны I—IV определенного воздействия на древесную шихту.

В зоне I происходит уплотнение древесной шихты. На поверхности матрицы в результате движения роликов образуется слой спрессованной древесной шихты, при этом часть шихты при прохождении ролика *1* над отверстием фильеры матрицы выдавливается в коническую и цилиндрическую части калибровочного канала *2* фильеры. Слой древесной шихты на поверхности матрицы пополняется свежей порцией. В зоне I обеспечивается давление, достаточное для проталкивания спрессованной древесной массы через коническую и цилиндрическую части калибровочного канала *2* фильеры. При этом древесная шихта пластически деформируется. После прохождения ролика *1* оставшаяся часть спрессованной шихты упруго расширяется.

В зоне II (коническая часть фильеры) давление меньше давления под роликом, поэтому находящаяся здесь спрессованная древесная шихта испытывает упругопластические деформации, но плотность шихты не изменяется. Спрессованная в усеченный конус древесная шихта проталкивается в цилиндрическую часть канала.

В зоне III спрессованная шихта приобретает цилиндрическую форму, испытывая только упругие деформации. Длина цилиндрического канала определяет давление $p_{рол}$ прессования, а следовательно, и плотность получаемой древесной гранулы.

В зону IV спрессованная гранула выходит из цилиндрического канала фильеры матрицы. Так как спрессованная цилиндрическая гранула испытывает упругие деформации и при выходе из цилиндрического канала *2* боковое давление со стороны матрицы на гранулу снижается до атмосферного, диаметр древесной гранулы увеличивается, что может привести к образованию трещин и даже вызвать ее разрушение. Поэтому на выходе канала *2* выполнена коническая фаска, что обеспечивает плавное снижение упругих деформаций по мере продвижения гранулы.

Таким образом, давление $p_{рол}$ прессования определяется с учетом перепадов давлений на входном коническом и цилиндрическом участках фильеры матрицы. Так как основными процессами формирования древесной гранулы являются упругопластические деформации, то определение давлений на указанных участках будет основываться на теории упругих и пластических деформаций [3].

Определение перепада давлений в конической части фильеры матрицы

На рис. 3 представлена расчетная схема для определения усилий при проталкивании древесной шихты через коническую часть в цилиндрическую часть канала фильеры матрицы. Процесс выдавливания древесной шихты происходит при пластических деформациях, при этом соблюдаются условия постоянства объема.

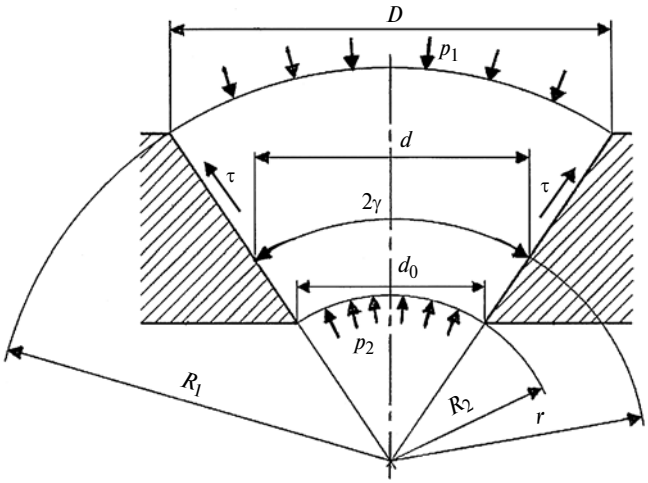


Рис. 3. Расчетная схема для конической части канала фильеры матрицы

Для конической части канала принята сферическая система координат r, θ, φ.

За верхнюю границу объемно-пластической области примем поверхность сектора сферы радиусом R_1 с углом 2γ при вершине конуса и диаметром основания, равным диаметру D входного отверстия конической части канала. За нижнюю границу — поверхность сектора сферы радиусом R_2 с углом 2γ при вершине конуса и диаметром основания, равным диаметру d_0 выходного отверстия конической части. Боковая поверхность объемно-пластической области соответствует конической поверхности фаски.

Давление p_1 выталкивания во входном сечении выделенного элемента определим на основании энергетического баланса действующих на данный элемент сил.

За промежуток времени Δt давление p_1 совершит работу $A_в$ выталкивания шихты, которая будет соответствовать работе $A_{вых}$ на выходе шихты из конической части, работе $A_{тр}$ трения по боковой поверхности и работе $A_{пл}$ пластической деформации шихты в этой зоне.

Уравнение энергетического баланса для выделенного элемента получим в виде:

$$A_в + A_{пл} + A_{вых} + A_{тр} = 0.$$

Разделив это уравнение на время Δt, получим уравнение баланса мощностей для выделенного элемента — основное уравнение при определении давления p_1 на входе конической части канала:

$$N_{выт} + N_{пл} + N_{вых} + N_{тр} = 0. \qquad (1)$$

Определение мощности для пластического деформирования выделенного элемента

Уравнения равновесия элементарного объема в сферических координатах имеют вид:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial\tau_{r\theta}}{\partial\theta} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\tau_{r\varphi}}{\partial\varphi} + \\ + \dfrac{1}{r}[2\sigma_r - (\sigma_\theta + \sigma_\varphi) + \tau_{r\varphi}\mathrm{ctg}\varphi] = 0; \\ \dfrac{\partial\tau_{\theta r}}{\partial r} + \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\tau_{\theta\varphi}}{\partial\varphi} + \dfrac{1}{r}[3\tau_{\theta r} + 2\tau_{\theta\varphi}\mathrm{ctg}\varphi] = 0; \\ \dfrac{\partial\tau_{\varphi r}}{\partial r} + \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial\tau_{\varphi\theta}}{\partial\theta} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\sigma_\varphi}{\partial\varphi} + \\ + \dfrac{1}{r}[3\tau_{\varphi r} - (\sigma_\theta - \sigma_\varphi)\mathrm{ctg}\varphi] = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Выразим скорости ξ_r, ξ_θ, ξ_φ, $\eta_{r\theta}$, $\eta_{\theta\varphi}$, $\eta_{\varphi r}$ деформации в сферических координатах через скорости v_r, v_θ, v_φ течения:

$$\begin{cases} \xi_r = \dfrac{\partial v_r}{\partial r}; \\ \xi_\theta = \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial v_\theta}{\partial\theta} + \dfrac{v_\varphi\mathrm{ctg}\varphi}{r} + \dfrac{v_r}{r}; \\ \xi_\varphi = \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial v_\varphi}{\partial\varphi} + \dfrac{v_r}{r}; \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \eta_{r\theta} = \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial v_r}{\partial\theta} + \dfrac{\partial v_\theta}{\partial r} - \dfrac{v_\theta}{r}; \\ \eta_{\theta\varphi} = \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial v_{\theta r}}{\partial\varphi} - \dfrac{v_\theta\mathrm{ctg}\varphi}{r} + \dfrac{1}{r\sin\varphi}\dfrac{\partial v_\varphi}{\partial\theta}; \\ \eta_{\varphi r} = \dfrac{\partial v_\varphi}{\partial r} - \dfrac{v_\varphi}{r} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial v_r}{\partial\varphi}. \end{cases} \quad (4)$$

Условие постоянства объема (условие несжимаемости) имеет вид:

$$\xi_r + \xi_\theta + \xi_\varphi = 0. \quad (5)$$

Полагая, что движение древесной шихты через коническую часть канала — осесимметричное, получим:

$$\frac{\partial}{\partial\theta} = 0; \quad \frac{\partial}{\partial\varphi} = 0; \quad v_\theta = 0; \quad v_\varphi = 0.$$

С учетом осесимметричности движения шихты системы уравнений (2)—(5) принимают вид:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \dfrac{1}{r}[2\sigma_r - (\sigma_\theta + \sigma_\varphi) + \tau_{r\varphi}\mathrm{ctg}\varphi] = 0; \\ \dfrac{\partial\tau_{\theta r}}{\partial r} + \dfrac{1}{r}[3\tau_{\theta r} + 2\tau_{\theta\varphi}\mathrm{ctg}\varphi] = 0; \\ \dfrac{\partial\tau_{\varphi r}}{\partial r} + \dfrac{1}{r}[3\tau_{\varphi r} - (\sigma_\theta - \sigma_\varphi)\mathrm{ctg}\varphi] = 0; \end{cases}$$

$$\begin{cases} \xi_r = \dfrac{\partial v_r}{\partial r}; \\ \xi_\theta = \xi_\varphi = \dfrac{v_r}{r}; \\ \eta_{r\theta} = \eta_{\theta\varphi} = \eta_{\varphi r} = 0. \end{cases} \quad (6)$$

Определим скорость движения древесной шихты в конической части канала в радиальном направлении. По условию постоянства объема расход за секунду — величина постоянная в любом радиальном сечении конического отверстия.

Пусть радиальная скорость движения шихты на входе в коническую часть канала ($r = R_1$) равна v_1. Площадь поверхности сферического сектора с углом 2γ при вершине и радиусом R_1 составляет [4]:

$$S_1 = \pi R_1^2(2 + \sin^2\gamma - 2\cos\gamma).$$

Тогда уравнение постоянства расхода имеет вид:

$$q = v_1 S_1 = v_1\pi R_1^2(2 + \sin^2\gamma - 2\cos\gamma) = \mathrm{const}. \quad (7)$$

Для произвольного сечения на радиусе r уравнение (7) примет вид:

$$q = v_r\pi r^2(2 + \sin^2\gamma - 2\cos\gamma).$$

Отсюда получим уравнение радиальной скорости:

$$v_r = -v_1 R_1^2/r^2. \quad (8)$$

Знак "−" в формуле (8) учитывает встречное движение от оси r.

Подставив v_r в систему уравнений (6) и выполнив преобразования, получим:

$$\begin{cases} \xi_r = 2v_1\dfrac{R_1^2}{r^3}; \\ \xi_\theta = -v_1\dfrac{R_1^2}{r^3}; \\ \xi_\varphi = -v_1\dfrac{R_1^2}{r^3}. \end{cases} \quad (9)$$

Условие несжимаемости (5) выполняется.

Пластическую деформацию рассчитываем на основе энергетического баланса. Внешние силы, воздействуя на выделенный объем, совершают работу $A_в$ выталкивания шихты через коническую часть канала в цилиндрическую часть и работу $A_{пл}$ пластического деформирования, в результате которой усеченный конус преобразуется в цилиндр.

Для определения работы пластического деформирования на радиусе r выделим элементарный элемент сферической формы с углом 2γ при вершине и толщиной dr. Элементарный объем выде-

ленного элемента с точностью до бесконечно малых величин составит:

$$dV = \pi r^2(2 + \sin^2\gamma - 2\cos\gamma)dr. \quad (10)$$

Элементарная мощность для обеспечения пластического деформирования выделенного элемента определяется как

$$dN_{пл} = \sigma_т \xi_i dV, \quad (11)$$

где $\sigma_т$ — среднее по объему напряжение текучести спрессованной древесной шихты; ξ_i — интенсивность скорости деформации:

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\xi_r - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_\varphi)^2 + (\xi_\varphi - \xi_r)^2 + \frac{3}{2}(\eta_{r\theta}^2 + \eta_{\theta\varphi}^2 + \eta_{\varphi r}^2)}. \quad (12)$$

Подставив уравнения (6) и (9) в формулу (12), получим:

$$\xi_i = 2v_1 R_1^2 / r^3. \quad (13)$$

Полная мощность пластического деформирования древесной шихты в коническом канале:

$$N_{пл} = \int_V dN_{пл}. \quad (14)$$

Подставив выражения (10), (11) и (13) в формулу (14), получим:

$$N_{пл} = \int_V 2\sigma_т v_1 \frac{R_1^2}{r^3} dV = \int_{R_2}^{R_1} 2\sigma_т v_1 \frac{R_1^2}{r}[2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma]dr$$

или

$$N_{пл} = -2\pi\sigma_т v_1 R_1^2 [2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma]\ln\frac{R_1}{R_2}. \quad (15)$$

Определим мощность $N_в$ сил выталкивания, действующих на выделенную сферическую поверхность во входном сечении конической части канала:

$$N_в = F_1 v_1 = (-p_1)S_1(-v_1) = \pi p_1 v_1 R_1^2 [2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma]. \quad (16)$$

Мощность сил давления на выходе из конического канала определяем аналогично мощности $N_в$:

$$N_{вых} = F_2 v_2 = p_2 S_2(-v_2) = -\pi p_2 v_2 R_2^2 (1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma]. \quad (17)$$

Определим мощность $N_{тр}$ сил трения древесной шихты о боковую поверхность конической части канала.

Элементарная сила трения на боковой поверхности конического канала

$$dF_{тр} = -\tau dS = -\tau 2\pi r dr.$$

Приняв $\tau = \beta\sigma_т$, где $\beta = f\nu$ (f — коэффициент трения; ν — коэффициент Пуассона), получим:

$$dF_{тр} = -\tau dS = -2\pi\beta\sigma_т r dr.$$

Проинтегрировав это выражение, получим:

$$N_{тр} = \int_S v_r dF_{тр} = \int_{R_2}^{R_1} 2\pi\beta\sigma_т v_r r dr,$$

а с учетом формулы (13) имеем:

$$N_{тр} = \int_{R_2}^{R_1} -2\pi\beta\sigma_т v_r r dr = -2\pi\beta\sigma_т v_1 R_1^2 \ln\frac{R_1}{R_2}. \quad (18)$$

Для определения давления в древесной шихте на входе в коническую часть канала подставим выражения (15)—(18) в формулу (1):

$$\pi p_1 v_1 R_1^2 [2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma] - 2\pi\sigma_т v_1 R_1^2 [2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma]\ln\frac{R_1}{R_2} - \pi p_2 v_2 R_2^2 [2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma] - 2\pi\beta\sigma_т v_1 R_1^2 \ln\frac{R_1}{R_2} = 0.$$

Отсюда

$$p_1 = p_2\frac{v_2 R_2^2}{v_1 R_1^2} + 2\left(1 + \frac{\beta}{2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma}\right)\sigma_т \ln\frac{R_1}{R_2}.$$

Из уравнения неразрывности (7) имеем: $v_1 R_1^2 = v_2 R_2^2$, тогда

$$p_1 = p_2 + 2\left(1 + \frac{\beta}{2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma}\right)\sigma_т \ln\frac{R_1}{R_2}.$$

Учитывая, что $R_1/R_2 = D/d_0$, получим уравнение перепада давления в конической части канала фильеры:

$$\Delta p_к = p_1 - p_2 = 2\left(1 + \frac{\beta}{2(1 - \cos\gamma) + \sin^2\gamma}\right)\sigma_т \ln\frac{D}{d_0}. \quad (19)$$

Расчет цилиндрической части канала фильеры матрицы

При движении спрессованной цилиндрической гранулы по цилиндрической части канала ее форма практически не изменяется, т. е. на этом этапе прессования древесной гранулы отсутствуют пластические деформации. Однако древесная гранула после выхода из конической части канала и входа в цилиндрическую часть находится в упругодеформированном состоянии. Диаметр упругодеформированной гранулы равен диаметру d_0 цилиндрической части канала (рис. 4). После выхода из цилиндрической части канала вследствие упругого расширения диаметр гранулы увеличивается до $D_{гр}$.

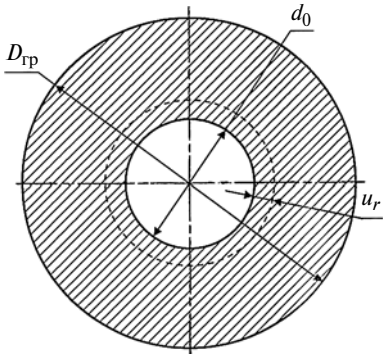


Рис. 4. Схема упругодеформированного состояния гранулы в матрице

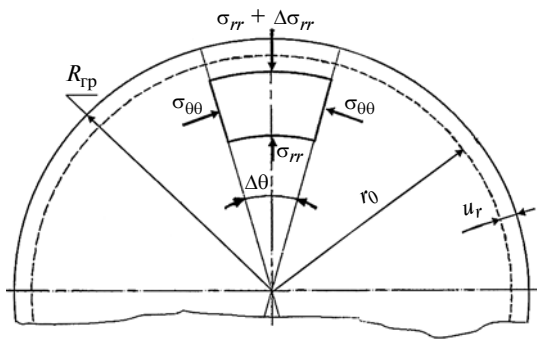


Рис. 5. Расчетная схема упругодеформированного состояния гранулы в цилиндрическом канале

Расчетная схема упругодеформированного состояния гранулы представлена на рис. 5. Выберем цилиндрическую систему координат r, θ, z — выделим элементарный объем гранулы, для которого запишем основные уравнения теории упругости [5].

Вектор перемещений:

$$\bar{u} = (u_r, u_\theta, u_z).$$

Уравнения равновесия:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_{rr}}{\partial r} + \dfrac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\sigma_{r\theta}}{\partial\theta} + \dfrac{\partial\sigma_{rz}}{\partial z} + \Phi_r = 0; \\ \dfrac{\partial\sigma_{r\theta}}{\partial r} + \dfrac{2\sigma_{r\theta}}{r} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\sigma_{\theta\theta}}{\partial\theta} + \dfrac{\partial\sigma_{\theta z}}{\partial z} + \Phi_\theta = 0; \\ \dfrac{\partial\sigma_{rz}}{\partial r} + \dfrac{\sigma_{rz}}{r} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial\sigma_{\theta z}}{\partial\theta} + \dfrac{\partial\sigma_{zz}}{\partial z} + \Phi_z = 0. \end{cases} \quad (20)$$

Закон Гука:

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \lambda\varepsilon + 2\mu\varepsilon_{rr}; \\ \sigma_{\theta\theta} = \lambda\varepsilon + 2\mu\varepsilon_{\theta\theta}; \\ \sigma_{zz} = \lambda\varepsilon + 2\mu\varepsilon_{zz}; \\ \sigma_{r\theta} = 2\mu\varepsilon_{r\theta}; \\ \sigma_{rz} = 2\mu\varepsilon_{rz}; \\ \sigma_{\theta z} = 2\mu\varepsilon_{\theta z}. \end{cases} \quad (21)$$

Здесь $\lambda = \dfrac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ и $\mu = \dfrac{E}{2(1+\nu)}$ — параметры Ламе, где ν — коэффициент Пуассона; E — модуль упругости.

Уравнение деформаций:

$$\varepsilon = \varepsilon_{rr} + \varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{zz}.$$

Выразим деформации через смещения:

$$\begin{cases} \varepsilon_{rr} = \dfrac{\partial u_r}{\partial r}; \\ \varepsilon_{\theta\theta} = \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial u_\theta}{\partial r} + \dfrac{u_r}{r}; \\ \varepsilon_{zz} = \dfrac{\partial u_z}{\partial z}; \\ \varepsilon_{r\theta} = \dfrac{1}{2}\left(\dfrac{1}{r}\dfrac{\partial u_r}{\partial\theta} + \dfrac{\partial u_\theta}{\partial r} - \dfrac{u_\theta}{r}\right); \\ \varepsilon_{rz} = \dfrac{1}{2}\left(\dfrac{\partial u_r}{\partial z} + \dfrac{\partial u_z}{\partial r}\right); \\ \varepsilon_{\theta z} = \dfrac{1}{2}\left(\dfrac{\partial u_\theta}{\partial z} + \dfrac{1}{r}\dfrac{\partial u_z}{\partial\theta}\right). \end{cases} \quad (22)$$

Для задачи, в которой цилиндрическую гранулу можно считать бесконечно длинной, частная производная $\partial/\partial z = 0$. Смещения вдоль оси z равны нулю, т. е. $u_z = 0$, и поставленная задача сводится к решению плоской задачи.

Так как гранула в поперечном сечении имеет форму круга, то ввиду осевой симметрии выполняются условия:

смещения не зависят от полярного угла θ, т. е. $\partial/\partial\theta = 0$;

тангенциальное смещение $u_\theta = 0$.

Из массовых сил на гранулу действуют только силы тяжести, которыми ввиду их малости можно пренебречь. В этом случае компоненты массовых сил равны нулю, т. е. $\Phi_r = \Phi_\theta = \Phi_z = 0$.

С учетом принятых допущений система (20) уравнений равновесия сводится к уравнению

$$\frac{\partial\sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} = 0, \quad (23)$$

а системы дифференциальных уравнений (21) и (22) принимают вид:

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \lambda\varepsilon + 2\mu\varepsilon_{rr}; \\ \sigma_{\theta\theta} = \lambda\varepsilon + 2\mu\varepsilon_{\theta\theta}; \end{cases} \quad (24)$$

$$\begin{cases} \varepsilon_{rr} = \dfrac{\partial u_r}{\partial r}; \\ \varepsilon_{\theta\theta} = \dfrac{u_r}{r}. \end{cases} \quad (25)$$

Подставив выражения (24) и (25) в уравнение (23), получим дифференциальное уравнение равновесия выделенного элемента гранулы:

$$\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_r}{\partial r} - \frac{u_r}{r^2} = 0. \qquad (26)$$

Так как радиальная скорость u_r перемещения является функцией только от r, то частные производные можно заменить на полные и дифференциальное уравнение (26) принимает вид:

$$\frac{\mathrm{d}^2 u_r}{\mathrm{d}r^2} + \frac{1}{r}\frac{\mathrm{d}u_r}{\mathrm{d}r} - \frac{u_r}{r^2} = 0. \qquad (27)$$

Для решения дифференциального уравнения (27) необходимо определить граничные условия, которых здесь два: на поверхности цилиндрической оболочки недеформированной гранулы при $r = R_{\text{гр}}$ и на поверхности цилиндрической оболочки гранулы после ее упругой деформации до диаметра цилиндрического канала матрицы, т. е. при $r = r_0$.

Граничные условия:

$$\sigma_{rr} = -p \text{ при } r = r_0 = d_0/2;$$

$$\sigma_{rr} = 0 \text{ при } r = R_{\text{гр}} = D_{\text{гр}}/2.$$

Найдем решение дифференциального уравнения (27) в виде $u_r = r^n$. Дважды продифференцируем это уравнение:

$$\mathrm{d}u_r/\mathrm{d}r = nr^{(n-1)}; \qquad (28)$$

$$\mathrm{d}^2u_r/\mathrm{d}r^2 = (n^2 - n)r^{(n-2)}. \qquad (29)$$

Подставив уравнения (28) и (29) в уравнение (27) и выполнив преобразования, получим:

$$n^2 - 1 = 0.$$

Решением данного уравнения являются корни $n_1 = +1$ и $n_2 = -1$, а решение дифференциального уравнения (27) имеет вид:

$$u_r = C_1 r + C_2 r^{-1}, \qquad (30)$$

где C_1 и C_2 — константы интегрирования, которые определяем из граничных условий.

Для нахождения констант интегрирования продифференцируем уравнение (30):

$$\frac{\mathrm{d}u_r}{\mathrm{d}r} = C_1 - \frac{C_2}{r^2}. \qquad (31)$$

Подставив выражения (30) и (31) в первое уравнение системы уравнений (24) и выполнив преобразования, получим:

$$\sigma_{rr} = (2\lambda + 2\mu)C_1 - 2\mu\frac{C_2}{r^2}.$$

Для нахождения констант интегрирования воспользуемся граничными условиями, которые дают систему из двух уравнений относительно C_1 и C_2:

$$\begin{cases} (2\lambda + 2\mu)C_1 - 2\mu\dfrac{C_2}{R_{\text{гр}}^2} = 0; \\ (2\lambda + 2\mu)C_1 - 2\mu\dfrac{C_2}{r_0^2} = -p. \end{cases}$$

Отсюда

$$C_1 = \frac{r_0^2}{(R_{\text{гр}}^2 - r_0^2)}\frac{p}{2(\lambda + \mu)};$$

$$C_2 = \frac{r_0^2 R_{\text{гр}}^2}{(R_{\text{гр}}^2 - r_0^2)}\frac{p}{2\mu}.$$

Подставив найденные значения C_1 и C_2 в уравнение (30), получим уравнения перемещения:

$$u_r = p\frac{rr_0^2}{2(R_{\text{гр}}^2 - r_0^2)}\left(\frac{1}{\lambda + \mu} + \frac{1}{\mu}\frac{R_{\text{гр}}^2}{r^2}\right). \qquad (32)$$

Выразив коэффициенты Ламе через модуль упругости и коэффициент Пуансона и подставив в уравнение (32), получим:

$$u_r = p\frac{(1 + \nu)}{E}\frac{rr_0^2}{(R_{\text{гр}}^2 - r_0^2)}\left(1 - 2\nu + \frac{R_{\text{гр}}^2}{r^2}\right). \qquad (33)$$

Выражение (33) является основным уравнением для экспериментального определения давления p со стороны древесной гранулы на боковую стенку в цилиндрической части канала матрицы. При $r = r_0$ уравнение (33) имеет вид:

$$u_r = p\frac{(1 + \nu)}{E}\frac{r_0}{\left(\dfrac{R_{\text{гр}}^2}{r_0^2} - 1\right)}\left(1 - 2\nu + \frac{R_{\text{гр}}^2}{r_0^2}\right). \qquad (34)$$

Радиальное смещение для гранулы при запрессовке ее в фильеру составляет:

$$u_r = R_{\text{гр}} - r_0.$$

Подставив u_r в формулу (34), получим выражение бокового давления $p_{\text{б}}$ спрессованной гранулы на боковую цилиндрическую стенку фильеры:

$$p_{\text{б}} = \frac{E}{1 + \nu}\frac{(R_{\text{гр}} - r_0)\left(\dfrac{R_{\text{гр}}^2}{r_0^2} - 1\right)}{r_0\left(1 - 2\nu + \dfrac{R_{\text{гр}}^2}{r_0^2}\right)}.$$

Перейдя к диаметрам, получим:

$$p_б = \frac{E}{1+\nu}\frac{(D_{гр}-d_0)\left(\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}-1\right)}{d_0\left(1-2\nu+\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}\right)}. \quad (35)$$

Сила трения спрессованной древесной гранулы длиной l о цилиндрическую стенку канала матрицы определяется зависимостью:

$$F_{тр} = \pi d_0 l f p_б, \quad (36)$$

где f — коэффициент трения древесной гранулы о стенку канала.

Сила выталкивания гранулы из цилиндрической части канала:

$$F_в = \frac{\pi d_0^2}{4}\Delta p_ц, \quad (37)$$

где $\Delta p_ц$ — перепад давления между входным и выходным сечениями цилиндрической части древесной гранулы.

Приравняв силы трения [формула (36)] и силы выталкивания [формула (37)], определим перепад давления на цилиндрической грануле:

$$\Delta p_ц = 4\frac{fl}{d_0}p_б. \quad (38)$$

Подставив в формулу (38) выражение (35), получим:

$$\Delta p_ц = 4\frac{fl}{d_0}\frac{E}{1+\nu}\frac{(D_{гр}-d_0)\left(\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}-1\right)}{d_0\left(1-2\nu+\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}\right)}. \quad (39)$$

Определение давления прессования

На выходе из цилиндрической части канала матрицы спрессованная древесная гранула испытывает только атмосферное давление, которое принимаем за нулевое. Тогда давление прессования, развиваемое прессовочным роликом, составит:

$$p_{рол} = \Delta p_к + \Delta p_ц. \quad (40)$$

Подставив в формулу (40) выражения (39) и (19) и выполнив преобразования, получим:

$$p_{рол} = 2\left(1+\frac{\beta}{2(1-\cos\gamma)+\sin^2\gamma}\right)\sigma_т \ln\frac{D}{d_0} + 4\frac{fl}{d_0}\frac{E}{1+\nu}\frac{(D_{гр}-d_0)\left(\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}-1\right)}{d_0\left(1-2\nu+\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}\right)},$$

а с учетом $\beta = k\nu$ имеем:

$$p_{рол} = 2\left(1+\frac{f\nu}{2(1-\cos\gamma)+\sin^2\gamma}\right)\sigma_т \ln\frac{D}{d_0} + 4\frac{fl}{d_0}\frac{E}{1+\nu}\frac{(D_{гр}-d_0)\left(\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}-1\right)}{d_0\left(1-2\nu+\frac{D_{гр}^2}{d_0^2}\right)}. \quad (41)$$

Из формулы (41) следует, что давление $p_{рол}$, развиваемое роликом для проталкивания спрессованной древесной гранулы, изменяется линейно, что соответствует экспериментальным данным. При этом давление $p_{рол}$ зависит от таких показателей спрессованной древесной шихты, как модуль Юнга, коэффициент Пуассона и коэффициент трения f древесной гранулы о цилиндрические стенки матрицы.

Таким образом, на основании теории упругопластического деформирования разработана соответствующая экспериментальным исследованиям математическая модель, являющаяся основой для создания теории прессования мелкодисперсных древесных сред. Для ее практического использования при расчете технологических процессов и проектировании оборудования для производства древесных гранул необходимо провести масштабные экспериментальные исследования и создать базу данных по таким показателям спрессованной древесной шихты, как модуль Юнга, коэффициент Пуассона, коэффициент трения древесной гранулы о металл матрицы, и данных о влиянии на них многочисленных факторов процесса гранулирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Булатов А. С.** Разработка процесса прессового гранулирования мелкодисперсных сред на примере минеральных порошков и древесных отходов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: МГУИЭ, 2012. 25 с. Машинопись.

2. **Отчет** о научно-исследовательской работе по государственному контракту от 08 сентября 2010 г. № 14.740.11.0097 по теме: "Исследование и разработка методов совершенствования технологического процесса получения гранулированного топлива из древесного сырья как возобновляемого источника энергии" (промежут. отчет, этап № 4) / САФУ им. М. В. Ломоносова. Архангельск, 2012. 150 с.

3. **Овчинников А. Г.** Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. М.: Машиностроение, 1983. 200 с.

4. **Бронштейн И. Н., Семедяев К. А.** Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. М.: Наука, 1981. 723 с.

5. **Самуль В. И.** Основы теории упругости и пластичности. М.: Высшая школа, 1982. 264 с.

УДК 621.83+621.8.024

И. М. МАМАЕВ, В. В. МОРОЗОВ, д-р техн. наук, О. В. ФЕДОТОВ, В. Н. ФИЛИМОНОВ, кандидаты технических наук
(ВлГУ им. А. Г. и Н. Г. Столетовых), e-mail: tpm@vlsu.ru

Экспериментальные исследования точности роликовинтовой передачи актуатора для радиотелескопа

Представлены результаты экспериментальных исследований кинематической точности планетарной передачи актуатора для радиотелескопа и меры по ее повышению.

Ключевые слова: актуатор, планетарная роликовая передача, кинематическая погрешность.

The results of experimental research of enduring accuracy of actuator planetary gear for radiotelescope and ways of its improvement are presented.

Keywords: actuator, planetary roller gear, conjugate deviation.

Отражающая поверхность адаптивного рефлектора радиотелескопа образована отдельными панелями (щитами) рабочей обшивки. Подстройки отражающей поверхности путем перемещения панелей вдоль нормали к поверхности осуществляются с помощью дистанционно управляемых актуаторов (прецизионные электродомкраты), установленных между панелями и несущим ферменным каркасом рефлектора.

В соответствии с техническим заданием на НИОКР, разработанным ИПМАШ РАН (г. Санкт-Петербург), в ВлГУ (г. Владимир) спроектирован и изготовлен макетный образец актуатора с высокой разрешающей способностью на базе шагового электродвигателя (ШД) и исполнительного механизма (ИМ) в виде планетарной роликовинтовой передачи (ПРВП) с длинными резьбовыми роликами [1—3].

Качество актуатора как прецизионного электромеханического привода в основном определяется точностью и оптимальной структурой кинематической цепи ПРВП [4], состоящей (рис. 1) из винта *1*, резьбовых роликов-сателлитов *2*, опорной и ходовой гаек. Для создания предварительного натяга в резьбовых сопряжениях используются опорные полугайки *3* и *4* и ходовые полугайки *5* и *6*. Для предотвращения проскальзывания резьб на концах резьбовых роликов нарезаны зубчатые венцы *7*, входящие в зацепление с зубчатыми венцами *8* на концах винта и с неподвижным зубчатым венцом (эпициклом) *9* опорной гайки.

Для удобства условий сборки резьбы на ходовых *10* и опорных *11* участках двухвенцовых роликов смещены по шагу. На ходовом участке *12* винта резьбы нет. Радиальную нагрузку на ходовых участках винта и роликов воспринимают их сопряженные цилиндрические поверхности *13*. Такое техническое решение позволяет обеспечить за один оборот винта перемещение ходовой гайки на четверть шага резьбы.

Цапфы роликов и винта установлены в сепараторе *14*. На ходовой гайке закреплен конический наконечник *15*, служащий выходным штоком актуатора. На коническом конце *16* винта крепится ротор ШД.

При вращении винта резьбовые ролики совершают планетарное движение, обкатываясь по резьбовым поверхностям винта, опорной и ходовой гаек. При этом ходовая гайка, закрепленная от вращения, вместе с выходным штоком актуатора получает осевое перемещение относительно блока винта с роликами, обусловленное разными углами подъема резьб на ходовой гайке и роликах. Для предотвращения относительного осевого смещения роликов и винта углы подъема резьб на их опорных участках равны по величине и противоположны по направлению. Углы подъема резьб на опорных участках роликов совпадают по величине и направлению с углом подъема резьбы на опорной гайке, что предотвращает осевое смещение роликов относительно неподвижной опорной гайки. Зубчатые венцы, препятствуя проскальзыванию роликов в соответствующих резьбовых сопряжениях, обеспечивают стабильность передаточного отношения ПРВП и устойчивость осевых положений роликов и опорной гайки [5].

Таким образом, разработанная ПРВП $30\times0{,}25\times10$ в составе актуатора обеспечивает преобразование нормированного углового перемещения своего центрального винта с определенной точностью в прямолинейное возвратно-поступательное перемещение выходного штока актуатора. При среднем диаметре резьбы ходовой гайки 30 мм и шаге резь-

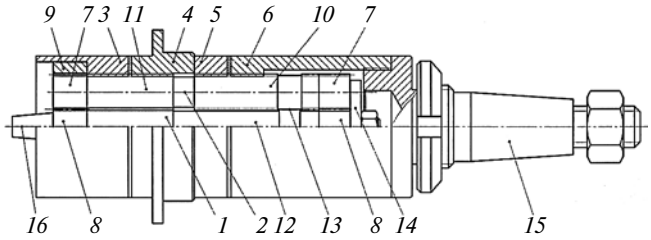


Рис. 1. Планетарная роликовинтовая передача с длинными резьбовыми роликами

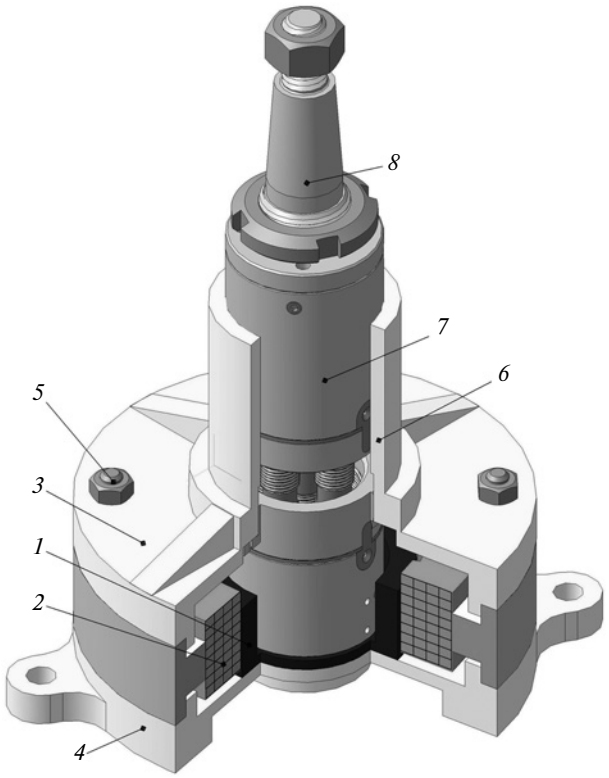


Рис. 2. Макетный образец актуатора

бы 1 мм ПРВП обеспечиваются следующие требования технического задания:

номинальная осевая нагрузка на шток 1200 Н; диапазон скоростей штока 0÷2 мм/мин; рабочее перемещение штока ±5 мм; перемещение штока за один оборот винта 0,25 мм.

Погрешность положения штока актуатора при номинальной осевой нагрузке не должна превышать ±2 мкм [1].

Очевидно, что из установленных стандартами норм по кинематической точности, плавности и контакту зубьев главной для ПРВП является кинематическая точность, которая одновременно определяет основной эксплуатационный показатель ПРВП и актуатора [6].

Для выявления границ зоны рассеяния фактического закона распределения и причин возникновения кинематической погрешности ПРВП проведены ее экспериментальные исследования в составе макетного образца актуатора (рис. 2). В корпусе актуатора ПРВП скомпонована с ШД таким образом, что полый ротор *1* ШД с постоянными магнитами, закрепленный на коническом хвостовике винта ПРВП, находится внутри статора *2* с обмотками. Статор зажат между двумя крышками *3* и *4* корпуса с помощью болтовых соединений *5*. В верхней крышке имеется направляющий цилиндр *6* для прямолинейного перемещения ходовой гайки *7* ПРВП вместе с закрепленным на ней штоком *8* актуатора.

Согласно ГОСТ 9178—81 под кинематической погрешностью передачи винт—гайка понимается разность между действительным и номинальным (расчетным) линейным перемещением ходовой гайки.

Испытательный стенд (рис. 3) разработан на элементной базе программно-аппаратного комплекса LabVIEW. Актуатор *1* устанавливали на планшайбе *2* массивной жесткой платформы *3*. Стенд оснащен блоком *4* управления ШД, датчиком углового положения ведущего винта ПРВП (на рис. 3 не показан), датчиком *5* линейного положения штока ходовой гайки *6*, системой *7* первичной обработки данных, нагружающим устройством *8* и компьютером *9*.

Двухфазный ШД с полым ротором ДШР-110-0,4-1,8 (ОАО "Микмар", г. Санкт-Петербург) обеспечивает при напряжении питания 12÷24 В номинальный вращающий момент $M_н$ = 0,3÷0,4 Н · м. Ротор ШД поворачивается вместе с винтом ПРВП на один оборот за 200 угловых шагов.

Управление работой ШД осуществляется с помощью блока управления SMD-42 (ООО "НПФ Электропривод", г. Санкт-Петербург) посредством системы первичной обработки данных, состоящей из модуля сбора и генерации сигналов NI 9401 (компания National Instruments, США), который установлен на шасси NI cDAQ-9178, связанном через интерфейс USB с компьютером.

Система первичной обработки данных в соответствии с поступившей с компьютера командой

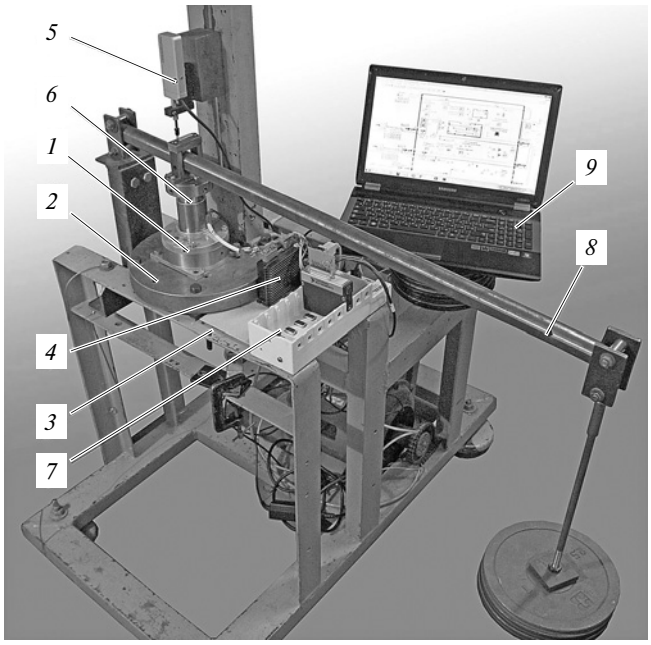


Рис. 3. Стенд для исследования точности ПРВП

генерирует цифровые сигналы уровня TTL, которые блоком управления ШД преобразуются в импульсы напряжения, поступающие непосредственно на обмотки ШД. Один импульс соответствует одному угловому шагу ШД. Поэтому, чтобы без дробления шага ротор ШД и вместе с ним ведущий винт ПРВП повернулись на один оборот, необходимо сформировать 200 импульсов. Так как расчетное (номинальное) перемещение ходовой гайки ПРВП $30 \times 0{,}25 \times 10$ за один оборот винта равно 0,25 мм, то при повороте винта на угол 1,8°, соответствующий одному угловому шагу ШД, шток ходовой гайки должен переместиться на 1,25 мкм.

Блок управления SMD-42 позволяет дробить шаг до 1/128. Необходимый коэффициент дробления шага устанавливается микропереключателями блока. Частота вращения ротора ШД регулируется частотой следования управляющих импульсов, а порядок чередования импульсов задает направление вращения ротора.

Угол поворота винта ПРВП, позволяющий рассчитать номинальное линейное положение штока ходовой гайки, отслеживается датчиком углового положения, который закреплен на нижнем конце винта, как и ротор ШД. Оптоэлектронный датчик углового положения ЛИР119А (СКБ "Измерительные системы", г. Санкт-Петербург) имеет погрешность измерения не более 150 угловых секунд. Так как за один оборот винта номинальное перемещение штока ходовой гайки ПРВП $30 \times 0{,}25 \times 10$ составляет 0,25 мм, погрешность измерения датчиком ЛИР119А номинального линейного положения штока не превышает 0,03 мкм.

Датчик линейного положения штока ходовой гайки закреплен на неподвижной стойке. Измерительный щуп датчика касается концевой меры, наклеенной на торце штока для устранения влияния неровностей поверхности на показания датчика. Оптоэлектронный датчик MT-2571 (Heindenhain, Германия) отслеживает действительное положение штока ходовой гайки с разрешающей способностью 0,05 мкм при погрешности измерения ±0,2 мкм. Таким образом, погрешность выбранного средства измерения на порядок меньше измеряемой величины погрешности положения штока (±2 мкм), установленной техническим заданием на проектирование ПРВП актуатора. Такое соотношение соответствует общепринятой практике и требованиям ГОСТ 8.051—81 по выбору средств измерения.

Сигналы с датчиков поступают в систему первичной обработки данных и далее в компьютер, где они обрабатываются в среде графического программирования NI LabVIEW 2013. Блок-схема виртуального прибора состоит из четырех взаимосвязанных ветвей графического кода [7]. Первая ветвь отвечает за направление и частоту вращения ротора ШД. Здесь генерируются цифровые сигналы, подаваемые на блок управления ШД. Вторая ветвь отвечает за сбор и первичную обработку сигналов, поступающих с датчиков, а также за визуализацию данных. В третьей ветви осуществляется запись в текстовый файл полученных данных о действительном и номинальном перемещениях штока ходовой гайки, а также о кинематической погрешности ПРВП. В четвертой ветви кода производятся выбор, настройка параметров сбора данных и их статистическая обработка. Для уменьшения затрат оперативной памяти компьютера цикл генерации и сбора сигналов, поступающих на счетчики шасси, повторяется через каждые 50 мс.

Осевая сила на штоке ходовой гайки создается нагружающим устройством стенда, снабженным рычагом с соотношением плеч 5:1, на конец которого можно подвешивать мерные грузы.

В процессе эксперимента на стенде в автоматизированном режиме определяли кинематическую погрешность ПРВП без предварительного натяга в гайках на перемещении штока ходовой гайки 10 мм вверх и обратно при действии на шток осевой силы, равной 600 Н. Для повышения достоверности результатов и получения статистических характеристик эксперимент повторялся по 10 раз для каждого из двух изготовленных опытных образцов ПРВП $30 \times 0{,}25 \times 10$.

На рис. 4 приведен график кинематической погрешности одной из исследуемых ПРВП в диапазоне перемещения штока ходовой гайки $l = 5 \div 7$ мм, на котором прослеживается циклический характер изменения кинематической погрешности с основным периодом, соответствующим четырем оборотам винта, т. е. одному обороту оси ролика в его переносном вращении вокруг оси винта. Ширина полосы линии отклонений действительного перемещения штока от номинального на длине перемещения 10 мм для данной ПРВП составила $V_и = 8{,}5$ мкм, что согласно стандарту Part 3 ISO 6408-3 соответствует по нормам допуска на кинематическую погрешность для роликовинтовых передач 3-му классу точности.

В результате статистической обработки массива экспериментальных данных получены следующие характеристики кинематической погрешности: среднее значение $\Delta_{ср} = 1{,}3$ мкм; среднеквадратическое отклонение $\sigma = 2{,}1$ мкм; доверительный интервал $\pm 3\sigma = \pm 6{,}3$ мкм.

Гистограмма плотности распределения кинематической погрешности по выборке экспериментальных данных по группам значений, представлена на рис. 5 в диапазоне перемещения штока ходовой гайки $l = 5 \div 7$ мм. По оси абсцисс — амплитуда A кинематической погрешности, по оси ординат —

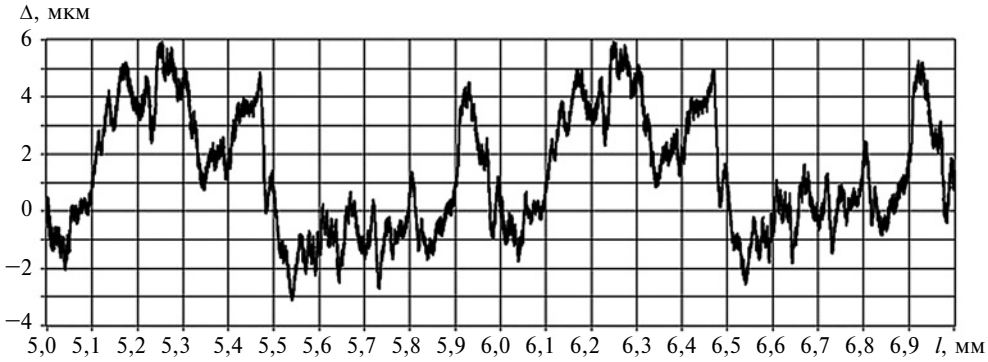


Рис. 4. Зависимость кинематической погрешности Δ ПРВП 30×0,25×10 от перемещения *l* штока ходовой гайки

относительная частота попадания кинематической погрешности в определенный интервал амплитуд v/N в процентах от общего числа N точек из массива экспериментальных данных. Массив содержит по $30 \cdot 10^3$ точек на длине перемещения штока 2 мм для каждого из трех диапазонов перемещений: $l = 3 \div 5$; $5 \div 7$ и $7 \div 9$ мм. На каждом из диапазонов проведено 20 экспериментов, т. е. получено $N = 18 \cdot 10^5$ точек.

Использование программно-аппаратного комплекса LabVIEW для автоматизированного сбора и обработки экспериментальных данных в десятки раз сокращает время на проведение и обработку результатов эксперимента.

Для выявления закона распределения кинематической погрешности исходный массив экспериментальных данных аппроксимирован в программе PTC Mathcad 15 сглаживанием с помощью гауссового ядра в более гладкий набор значений, по которым построена кривая на рис. 5.

Экспериментально установленный методами математической статистики закон распределения кинематической погрешности ПРВП (см. рис. 5) отличается наличием двух экстремумов от закона нормального распределения, который при расчете

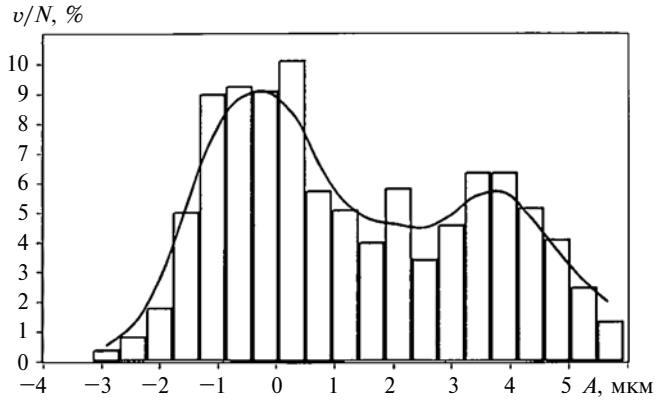


Рис. 5. Гистограмма плотности распределения кинематической погрешности ПРВП 30×0,25×10

точности кинематической цепи, как правило, принимается вероятностным методом. Учет фактического закона распределения и границ зоны рассеяния кинематической погрешности значительно повышает достоверность проектировочных и проверочных расчетов точности кинематической цепи ПРВП.

Анализ проведенных исследований кинематической погрешности ПРВП с зубчатыми синхронизаторами показал, что основными причинами ее возникновения являются геометрические погрешности изготовления сопрягаемых зубчатых и резьбовых поверхностей деталей [8]. Следовательно, для повышения кинематической точности ПРВП необходимо совершенствовать технологию изготовления резьб и зубчатых венцов и оптимизировать технологические требования к точности сопряженных деталей.

Для повышения точности изготовления деталей ПРВП в первую очередь добились повышения качества операций по снижению остаточных напряжений в заготовках, рихтовке заготовок винта и роликов и заменили объемную закалку более совершенной химико-термической обработкой зубьев.

Для исключения термической деформации и повышения технологичности изготовления зубчатых венцов после термообработки материал винта и роликов (сталь ШХ15 по ГОСТ 801—78) заменили на цементуемую сталь 12ХН3А (ГОСТ 4543—71). В результате локальной химико-термической обработки путем цементации и последующей закалки точность изготовления зубчатых венцов ПРВП 30×0,25×10 с модулями $m = 0{,}3$ и 0,4 мм повысили до 7-й степени точности по ГОСТ 1643—81 вместо 9—10-й.

При оптимизации изготовления деталей ПРВП было учтено, что изготовление резьб на резьбошлифовальных станках более технологично, чем нарезание мелкомодульных зубьев на зубофрезерных станках. Степень точности и чистота обработки резьбовых поверхностей выше, чем зубчатых

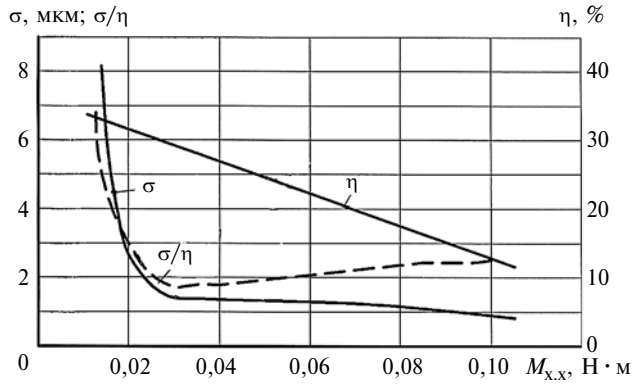


Рис. 6. Зависимости среднеквадратического отклонения σ кинематической погрешности, КПД η и отношения σ/η от момента $M_{x.x}$ холостого хода ПРВП 30×0,25×10

венцов даже с учетом погрешностей криволинейного профиля при профилировании выпуклой треугольной резьбы роликов [9].

Повышения точности профиля внутренних зубьев эпицикла до 4-й степени по ГОСТ 1643—81 вместо 7-й достигли заменой зубодолбления долбяками обработкой на электроэрозионном станке [10]. При этом шероховатость поверхностей была улучшена до *Ra* 0,4 вместо *Ra* 3,2 по ГОСТ 2789—73. Повышение чистоты обработки сопряженных поверхностей позволило минимизировать время их прикатки.

Так как предварительный натяг в гайках ПРВП снижает не только кинематическую погрешность, но и КПД передачи ввиду увеличения потерь на трение в резьбовых сопряжениях, то было принято компромиссное решение. В ходе эксперимента силу предварительного натяга в гайках контролировали по моменту холостого хода, который изменялся от $M_{x.x}$ = 0,01 Н · м, что соответствовало отсутствию натяга в гайках, до $M_{x.x}$ = 0,1 Н · м — высокий натяг.

На рис. 6 приведены зависимости среднеквадратического отклонения σ кинематической погрешности, КПД η передачи и их отношения σ/η от момента $M_{x.x}$ холостого хода исследуемой ПРВП. Анализ результатов показал, что оптимальным следует считать натяг при $M_{x.x}$ = 0,03 Н · м, соответствующий минимуму функции $\sigma/\eta = f(M_{x.x})$, при котором σ в 2 раза меньше, чем при $M_{x.x}$ = 0,02 Н · м, а КПД передачи меньше только на 2 %. Увеличение $M_{x.x}$ > 0,03 Н · м в результате увеличения силы натяга практически не оказывает влияния на кинематическую погрешность, существенно снижая при этом КПД передачи.

Достигнутое повышение качества изготовления резьб и зубчатых венцов деталей ПРВП позволило ужесточить допуски на соосность как зубчатых венцов и резьбовых поверхностей винта и роликов, так и зубчатого венца эпицикла и резьбовой поверхности опорной гайки. В результате класс точности ПРВП 30×0,25×10 без натяга в гайках доведен до 3 класса точности по стандарту Part 3 ISO 3408—3. Изготовленные ранее аналогичные передачи для актуатора даже при создании небольшого натяга в гайках соответствовали в лучшем случае 5-му классу точности.

Для выполнения требований технического задания по погрешности положения штока актуатора в пределах ±2 мкм необходимо реализовать технические решения, которые позволят по мере приработки сопряженных резьбовых поверхностей ПРВП поддерживать натяг в гайках вблизи найденного для исследуемой передачи оптимального значения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Рябов К. В., Федотов О. В., Филимонов В. Н.** Разработка и исследование актуатора для радиотелескопа с активным рефлектором // Вестник машиностроения. 2014. № 6. С. 14—20.

2. **Козырев В. В.** Конструкции роликовинтовых передач и методика их проектирования: Учеб. пособие. Владимир: ВлГУ, 2004. 102 с.

3. **Morozov V. V., Zhdanov A. V.** New aspects of the planetary roller-screw mechanism classification // WIT Transactions on Engineering Sciences (Mechanical and Electrical Engineering). 2014. V. 96. P. 951—957.

4. **Морозов В. В.** Роликовинтовые механизмы. Кинематические характеристики: Монография. Владимир: ВлГУ, 2005. 78 с.

5. **Шинаков И. В. Жданов А. В., Кузнецова С. В.** РВМ с дополнительным зубчатым замыканием звеньев // Фундаментальные исследования. 2012. № 3. С. 145—148.

6. **Increase** in accuracy and smoothness of movement of the output link actuators of linear micro motions / E. A. Novikova, D. V. Shtykh, V. V. Morozov, A. V. Zhdanov // Advanced mechanical and materials. 2015. V. 96. P. 951—957.

7. **Трэвис Дж., Кринг Дж.** LadVIEW для всех. М.: ДМК Пресс, 2011. 904 с.

8. **Козырев В. В., Худяков С. О.** Исследование влияния геометрических погрешностей зубчатых венцов на кинематическую погрешность передачи с длинными резьбовыми роликами // Вестник машиностроения. 2005. № 8. С. 15—19.

9. **Жданов А. В.** Исследование износа роликовинтовых планетарных механизмов с кольцевыми роликами // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 5. С.22—26.

10. **Сравнение** методов изготовления зубчатых венцов и их влияния на качественные параметры планетарного роликовинтового механизма / И. М. Мамаев, А. В. Степенькин, А. В. Круглов, В. В. Морозов // Современные проблемы науки и образования. 2014. № 6. URL: http://www.science-education.ru/120-16226.

УДК 620.179.4:621.793

В. Е. АРХИПОВ, А. Ф. ЛОНДАРСКИЙ, кандидаты технических наук, А. Ф. МЕЛЬШАНОВ,
Г. В. МОСКВИТИН, д-р техн. наук, М. С. ПУГАЧЁВ, Н. С. ФАЛАЛЕЕВ (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН),
e-mail: vearkhipov@mail.ru

Технологические особенности газодинамического напыления покрытий[1]

Исследовано влияние гранулометрического состава и физико-механических характеристик порошковых материалов на процесс нанесения покрытий газодинамическим напылением. Приведена физико-математическая модель, позволяющая определить тип газового потока и максимальную температуру нагревания наносимых частиц.

Ключевые слова: газодинамическое напыление, частицы корунда, твердость, покрытие, медь, никель.

The influence of granulometric composition and physical and mechanical characteristics of powder materials on coating application process by gas-dynamic spraying is investigated. The physical-mathematical model, allowing obtaining the type of a gas flow and maximum heating temperature of the applied particles, is given.

Keywords: gas-dynamic spraying, corundum particles, hardness, coating, cuprum, nickel.

Метод газодинамического напыления (ГДН) используется: для устранения механических повреждений деталей, появляющихся как в процессе производства, так и при их эксплуатации; восстановления посадочных мест подшипников, когда металл наносят непосредственно на изношенную поверхность; устранения течи рабочих газов и жидкостей при невозможности использования стандартных герметиков, в частности при ремонте сосудов, работающих под давлением или при низких и высоких температурах (элементы криогенных систем, систем охлаждения, трубопроводов, теплообменников и т. п.); защиты поверхности от коррозии путем нанесения цинка, никеля, алюминия [1, 2].

Газодинамическое напыление различают по используемому газу и температуре его нагрева, месту введения напыляемого порошка в поток (до сопла или после) и т. д. Наиболее часто используемой характеристикой метода ГДН является давление газа. Гелий или азот подают под давлением до 1,5 МПа и выше при температуре до 1000 °С. Так как скорость истечения газа в несколько раз больше скорости звука, то вводимые в поток частицы порошка, например титана, приобретают достаточную энергию для формирования качественного покрытия. Воздух подают под давлением до 0,6 МПа при температуре до 600 °С. В этом случае энергии потока частиц недостаточно для формирования покрытия с высокими механическими характеристиками (адгезия, когезия). С целью повышения эксплуатационных свойств покрытия для напыления используют смеси пластичных (Ni, Cu, Al, Zn) и твердых частиц (Al_2O_3Z). Твердые частицы, соударяясь с пластичными, деформируют их и уплотняют покрытие [2].

Покрытия, наносимые ГДН, имеют высокие механические характеристики: адгезия — прочность сцепления с подложкой, не менее 40 МПа в зависимости от твердости и состояния поверхности стали, когезия — 60 МПа и более [3]. Нанесение никеля и цинка на низкоуглеродистую сталь снижает скорость распространения коррозии в среде слабого электролита соответственно до 20 и 43 раз [4]. Формирование покрытия зависит от технологических параметров напыления и свойств используемых металлов, поэтому их оценка и оптимизация позволят повысить механические характеристики и контролировать свойства нанесенного металла.

Металлы на образцы из стали 20 напыляли на газодинамической установке ДИМЕТ-404. Порошок для напыления покрытия состоял из смеси частиц меди или никеля с корундом в соотношении 1:1 [2].

Влияние гранулометрического состава и физико-механических свойств наносимых материалов на процесс напыления оценивали измерением давления потока газа на поверхность динамометра (рис. 1), который предварительно тарировали с ис-

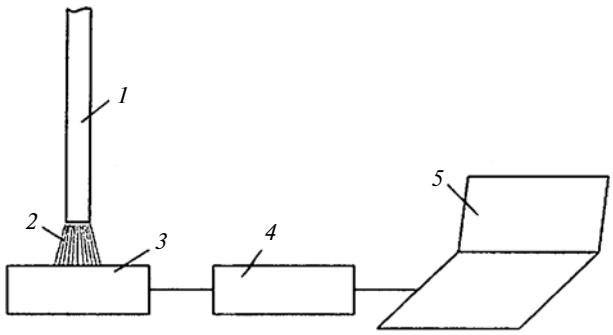


Рис. 1. Схема измерения давления потока частиц:
1 — разгонная часть сопла; *2* — струя газа с твердыми и пластичными частицами; *3* — динамометр; *4* — система L-card сбора данных; *5* — ПК с программой ACTest 1.16 для обработки данных

[1] Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00634А.

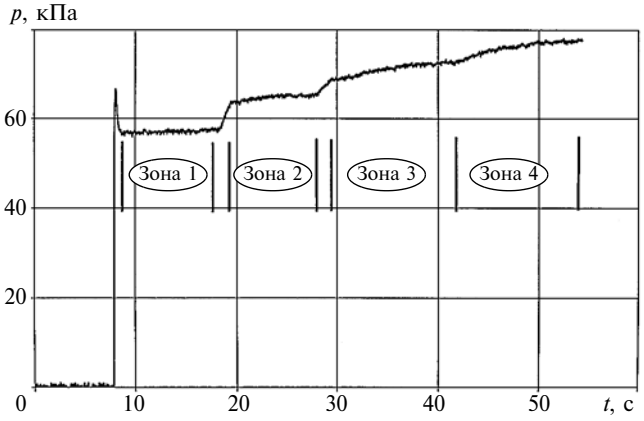


Рис. 2. Зависимость давления *p* потока воздуха от времени *t* нагрева при температуре *T* = 20 (зона 1), 180 (зона 2), 360 (зона 3) и 540 °С (зона 4)

пользованием стандартной массы и устанавливали на расстоянии 10 мм от сопла распылителя. Поток воздуха нормальной температуры направляли на динамометр и после достижения постоянного давления нагревали до 180 °С. Изменения температуры регистрировали в цифровом и графическом виде. Затем температуру воздуха последовательно повышали до 360 и 540 °С с выдержкой ≈10 с при каждой температуре. Зависимость давления *p* потока воздуха от температуры *T* нагрева приведена на рис. 2.

В поток воздуха, нагретого до 180, 360 и 540 °С, вводили смесь частиц металла и оксида, давление регистрировали в цифровом и графическом виде. Зависимости давления порошков строили по средним значениям, полученным при температурах 180, 360 и 540 °С в течение 10 с (рис. 3 и 4).

Твердость нанесенного слоя металла измеряли методом Виккерса при нагрузке 245,2 мН на микротвердомере HMV-2 (SHIMADZU) [5]. Размер частиц порошковой смеси исследовали на стереомикроскопе SMZ 1500 NIKON. Микрорельеф поверхности образцов из стали после обработки корундом исследовали на профилографе TIME TR 200 по стандарту ISO 4287. Перед напылением все образцы обрабатывали оксидом алюминия (корундом), а профиль поверхности измеряли на профилографе.

Для оценки влияния свойств, качества поверхности и технологических параметров наносимых порошков меди и никеля на их сцепление с подложкой использовали контрольные образцы из стали ШХ15 твердостью 6420 МПа размерами 30×20×3 мм и массой 22,5 г. На поверхность образцов наносили покрытия меди и никеля в течение 10 с при температурах 180, 360 и 540 °С и разном расходе порошковой смеси. Для уменьшения влияния нагрева подложки на процесс покрытия напыляли, перемещая сопло относительно поверхности со скоростью 0,01 м/с на 30 мм в одну сторону, а затем в другую.

На контрольные образцы таких же размеров из стали 40Х твердостью 2380 МПа, алюминия твердостью 364 МПа и его сплавов твердостью 672 и 1570 МПа наносили покрытие никеля при температуре 540 °С и расходе порошковой смеси 0,29 г/с. Массу наносимого покрытия определяли на электронных весах с точностью 0,01 г.

Чтобы оценить максимальную температуру частицы, разработали физико-математическую модель, в которой частицу металла рассматривали в форме параллелепипеда размером 20×30×40 мкм. Время нагрева частицы воздухом рассчитывали исходя из расстояния, которое она пролетает до подложки (130 мм), и ее скорости 180 м/с [6].

Температура газа за аэродинамическим соплом значительно снижается в результате адиабатического расширения [1, 2]. При решении данной за-

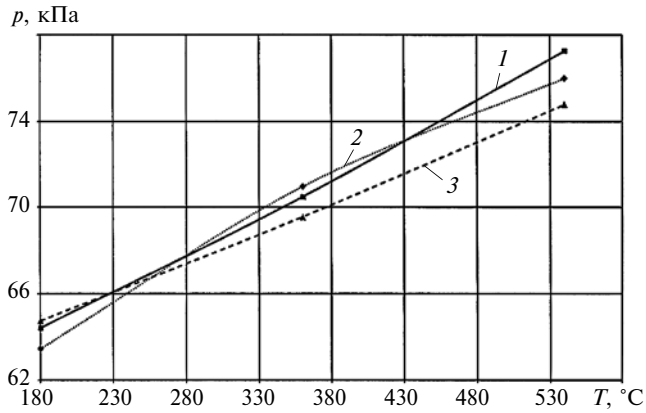


Рис. 3. Изменение давления *p* смеси частиц меди и корунда в зависимости от температуры *T* при расходе 0,18 (*1*), 0,4 (*2*) и 0,56 г/с (*3*)

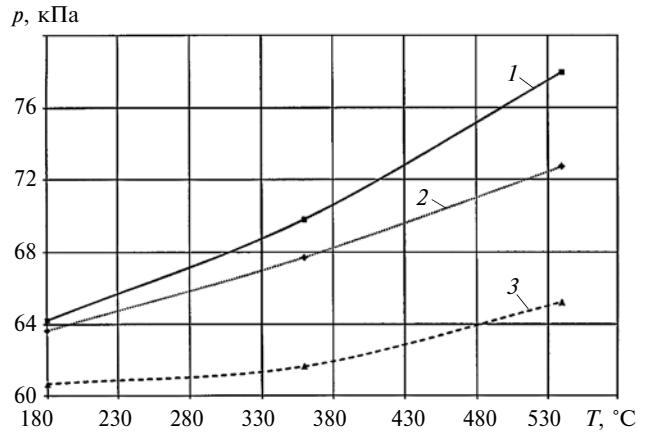


Рис. 4. Изменение давления *p* смеси никеля и корунда в зависимости от температуры *T* при расходе 0,08 (*1*), 0,19 (*2*) и 0,29 г/с (*3*)

дачи было принято допущение, что поток газа имеет температуру 600 °С, которая не меняется вплоть до соприкосновения с подложкой. Явлениями, связанными с изменением скорости частицы относительно скорости потока воздуха, пренебрегли, так как скорость частицы за время ее движения остается значительно ниже скорости потока, а коэффициент теплоотдачи, вязкость воздуха и другие параметры изменяются незначительно. Не учитывали также взаимодействие частиц со стенками разгонного сопла и возникающие при этом эффекты. При расчетах физические константы, связанные со свойствами материалов, определяли по справочным данным [7].

Давление воздуха изменялось с 65 до 77 кПа при повышении температуры со 180 до 540 °С, что обусловлено повышением скорости и энергии молекул газа. Введение смеси частиц меди и корунда с расходом 0,18 г/с не влияет на давление воздуха во всем диапазоне температур напыления (см. рис. 3). Энергия молекул газа при соударении с металлическими и неметаллическими частицами затрачивается на их ускорение: чем больше частиц и больше их размеры и/или масса, тем больше снижается энергия потока при одинаковой температуре нагрева. Можно предположить, что отсутствие снижения давления обусловлено незначительным количеством частиц в потоке воздуха. Существенное увеличение расхода порошка (с 0,4 до 0,56 г/с) сопровождается незначительным снижением давления.

При визуальном осмотре поверхности после напыления наличие меди наблюдалось на всех контрольных образцах. Однако при минимальном расходе смеси частиц меди и корунда (0,18 г/с) наличие нанесенного металла массой 0,01 г установлено только при напылении с температурой 540 °С (табл. 1). При расходе порошковой смеси 0,4 г/с и тех же времени и температуре напыления получают покрытие массой 0,39 г. При незначительном расходе порошковой смеси удельное давление на поверхность выше, чем при большом расходе (см. рис. 3). В этом случае увеличение массы покрытия на подложке должно быть больше, однако этого не наблюдается при напылении меди. Следовательно, на нанесение и увеличение массы покрытия (производительность) влияют не только энергетические параметры процесса, но и количество металла в потоке воздуха.

Использование смеси никеля и корунда дает другой результат, хотя расход порошка значительно ниже, чем при использовании смеси меди и корунда. Введение в поток газа небольшого количества смеси (0,08 г/с) не влияет на давление. В данном случае, как и при напылении меди, количество частиц порошковой смеси настолько мало, что их введение в поток не оказывает существенного влияния на кинетическую энергию молекул газа. Увеличение расхода смеси корунда и никеля до 0,19 г/с и более сопровождается значительным падением давления потока воздуха с частицами (см. рис. 4).

На контрольных образцах отмечено наличие никеля массой 0,01 г только при напылении с температурой воздуха 540 °С и расходе порошковой смеси 0,29 г/с. Напыление никеля значительно менее производительный процесс, чем напыление меди. Полученные результаты можно объяснить, с одной стороны, снижением энергетических параметров процесса напыления (снижением давления), что обусловлено размерами и формой частиц, с другой стороны, влиянием, например, твердости и нагрева (табл. 2) частиц при присоединении их к подложке.

Исследование порошковых смесей меди и никеля показало, что частицы никеля в 1,5 раза больше частиц меди, средний размер которых составлял 30 мкм (рис. 5, *а*, *б*, см. обложку). Плотности меди и никеля практически одинаковы, масса частиц никеля значительно превышает массу частиц меди, что, по-видимому, влияет на снижение энергетических параметров процесса напыления (см. рис. 4). Рассматривая теоретические аспекты ГДН покрытий, отметим, что при недостатке энергии частицы не могут закрепиться на поверхности, при избытке — отражаются от нее. Можно предположить, что слой никеля формируется в основном за счет частиц с меньшими размерами и массой, а следовательно, при достаточной для нанесения покрытия кинетической энергии.

Расчеты показали, что при действии нагретого воздуха частицы металла нагреваются мало, и их механические свойства не изменяются. Так как число Био (Bi) мало, то передача теплоты от нагретого потока воздуха к частице и дальнейшее ее распространение в объеме является лимитирую-

Таблица 1

Масса нанесенной меди

Напыляемый металл	Расход порошка, г/с	Температура, °С	Масса меди, г
Медь	0,18/0,40	180	0/0,01
		360	0/0,15
		540	0,01/0,39

Таблица 2

Температура, °С, нагрева частиц потоком воздуха

Напыляемый металл	Элемент частицы (параллелепипеда)			
	грань	ребро	угол	в центре
Медь	70,18	116,02	157,90	70,16
Никель	63,95	104,58	142,12	63,88

щим моментом [8]. Этот вывод был подтвержден численным моделированием процесса теплопроводности:

$$\mathrm{Bi} = \alpha l/\lambda \approx \alpha \cdot 10^{-7} \le 10^{-4} \ll 1,$$

где $\alpha = 1 \div 1000$ Вт/(м$^2 \cdot$ К) — коэффициент теплоотдачи [7] (более точная оценка дана ниже); $l \approx 10^{-5}$ м — характерный размер; $\lambda = 375$ ВТ/(м·К) — коэффициент теплопроводности меди.

Для решения уравнения теплопроводности необходимо поставить граничные условия III рода, при которых теплообмен на границе соответствует закону Ньютона—Рихмана [8]. Тогда для частицы получим:

$$\partial T_{\text{с}}/\partial t = k(T_{\text{в}} - T_{\text{с}}). \qquad (1)$$

Здесь $T_{\text{в}}$ — температура воздуха у поверхности частицы, °С; $T_{\text{с}}$ — температура поверхности частицы, °С; $k = \alpha S/C$, где S — площадь поверхности частицы, м^2; $C = C_p m$ — теплоемкость частицы; C_p — удельная теплоемкость частицы [для меди $C_p = 380$ Дж/(кг · К)]; m — масса частицы, кг.

Решение дифференциального уравнения (1) дает зависимость температуры поверхности частицы от времени, которая используется при решении уравнения теплопроводности в качестве граничных условий:

$$T_{\text{с}} = T_{\text{в}} + \mathrm{e}^{-kt}(T_0 - T_{\text{в}}), \qquad (2)$$

где T_0 — начальная температура частицы, °С.

Для расчета по формуле (2) необходимо определить коэффициент α теплоотдачи на основании теории подобия [8]:

$$\mathrm{Nu} = f(\mathrm{Re}, \mathrm{Pr}, ...) = \alpha l/\lambda_{\text{в}}, \qquad (3)$$

где Nu, Re и Pr — числа Нуссельта, Рейнольдса и Прандтля (Pr ≈ 0,7 в условиях эксперимента [9]); $\lambda_{\text{в}} = 0{,}06$ Вт/(м · К) — теплопроводность воздуха при 600 °С.

Число Рейнольдса определим по формуле $\mathrm{Re} = \rho v l/\eta$, где $\rho = 1{,}25$ кг/м^3 — плотность воздуха; $v = 600$ м/с — скорость воздушного потока; $\eta = 3{,}9 \cdot 10^{-5}$ Па · с — динамическая вязкость воздуха в условиях эксперимента.

Исходя из значения числа Рейнольдса, можно сделать вывод о ламинарном характере потока, обтекающего частицы. Тогда число Нуссельта определим по формуле

$$\mathrm{Nu} = 0{,}33\mathrm{Re}^{1/2}\mathrm{Pr}^{1/3} \approx 4{,}14. \qquad (4)$$

Подставив найденное по формуле (4) значение в выражение (3), получим искомый коэффициент теплоотдачи. Тогда уравнение теплопроводности с граничными условиями запишем в виде:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial T}{\partial t} = \dfrac{\lambda}{C_p \rho}\left(\dfrac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \dfrac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \dfrac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right); \\ T_{\text{с}}(t) = T_{\text{вн}} + \mathrm{e}^{-\frac{\alpha S}{C}t}(T_0 - T_{\text{вн}}), \end{cases} \qquad (5)$$

где $\rho = 8890$ кг/м^3 — плотность меди; $T_0 = 20$ °С; $T_{\text{вн}} = 600$ °С; $t \in [0; 0{,}001]$; $x \in [0; l_x]$; $y \in [0; l_y]$; $z \in [0; l_z]$.

Для численного решения уравнений (5) построена разностная схема [10], после подстановки параметров в которую проверены соответствующие критерии устойчивости и корректности и написана программа для ЭВМ. Результаты расчета приведены в табл. 3. Так как частица металла не имеет острых граней и углов (см. рис. 5), то ее нагрев не превышает 70 °С.

Метод ГЦН основан на ударе частицы с высокой кинетической энергией о мишень (подложку). При соударении реализуются следующие механизмы закрепления частицы на поверхности. Первый механизм, в котором, по-видимому, основной является пластическая деформация частицы, в результате которой заполняются дефекты, наносимые подложке металлом. Частицы закрепляются на подложке за счет сцепления с микронеровностями (механическая связь). Второй механизм — локальная деформация подложки при ударе частицы с формированием лунки и закреплением в ней металла. Для других частиц такая деформация поверхности может быть дополнительным закреплением наносимого металла на подложке (механическая связь). Третий механизм — возможность образования локальной (точечной) ванны расплава при выделении энергии от соударения тел (металлическая связь). На границе раздела "подложка—наносимый металл" следует учитывать также диффузию, т. е. обмен атомами при соударении тел.

Испытание покрытия меди на адгезию показало, что прочность сцепления существенно зависит от шероховатости поверхности [3]. При увеличе-

Таблица 3

Результаты измерения шероховатости поверхности и массы никеля

Твердость металла, МПа	Параметры шероховатости поверхности, мкм				Масса напыленного металла, г
	Ra	*Rz*	*Rt*	*Sm*	
6420	3,600	14,65	27,81	0,0975	0,01
2380	3,686	14,82	30,50	0,1081	0,22
1570	6,941	15,89	38,65	0,2105	0,08
672	7,690	21,32	48,59	0,1818	0,16
364	8,273	18,84	53,18	0,2352	0,08

нии параметра *Ra* шероховатости поверхности с 0,32 до 2,5 мкм прочность сцепления повышается в 1,5÷2 раза. Кроме того, на поверхности подложки после смещения (отрыва) меди по краю нанесенного слоя наблюдаются более плотные участки частиц металла, чем в середине. Так как на периферии потока частиц их температура и скорость не могут быть выше, чем в центре, то, безусловно, установленное отличие плотностей частиц можно объяснить только их сцеплением с микронеровностями при условии оптимального расположения относительно направления потока. Это также свидетельствует о сцеплении частиц с микронеровностями поверхности подложки (механическая связь).

Возможность деформирования поверхности подложки (образца) частицами с формированием лунки зависит от механических характеристик наносимого металла и подложки, например твердости. Если твердость металла меньше твердости подложки, то сцепление можно исключить. Если твердость частиц значительно больше твердости подложки, то весьма возможно их внедрение в подложку. Уменьшение твердости стали с 6420 до 1570 МПа позволяет весьма существенно увеличить нанесенную массу никеля при тех же параметрах напыления — с 0,01 до 0,22 г (см. табл. 3). Если рассматривать шероховатость поверхности сталей после обработки корундом как фактор, влияющий на соединение частиц никеля с основой, то можно отметить, что параметры *Ra* и *Rz* отличаются незначительно, т. е. шероховатость поверхности не является основной причиной повышения производительности. В этом случае можно предположить, что увеличение массы покрытия никеля при одинаковых параметрах процесса напыления может происходить за счет внедрения частиц в подложку.

Измерение массы никеля, нанесенного на подложку из алюминия и его сплавов разной твердости, позволило установить еще более существенный фактор: масса никеля, нанесенного на подложку твердостью 672 МПа, составляет 0,16 г, что в 2 раза больше, чем при твердости подложки 364 и 1570 МПа (см. табл. 3). Параметры *Ra*, *Rz*, *Rt* шероховатости поверхности увеличиваются при уменьшении твердости мишени, и если бы только шероховатость поверхности влияла на сцепление частиц с подложкой, то масса никеля должна была бы повышаться. Если же соотнести результаты измерения массы никеля со средним шагом *Sm* неровностей профиля, то можно заметить их корреляцию (см. табл. 3), так как от длины шага неровностей зависит возможность закрепления частиц металла на поверхности. Можно предположить, что при $Sm = 0{,}1 \div 0{,}2$ мкм, частица может попасть между выступами и надежно закрепиться. При $Sm < 0{,}1$ мкм частицы не могут попасть между выступами, и число частиц, закрепившихся на поверхности мишени, уменьшается, как при напылении никеля на сталь твердостью 6420 и 2380 МПа (см. табл. 3). При $Sm > 0{,}2$ мкм частицы, попадая между выступами, не могут надежно закрепиться, поэтому при одинаковых параметрах процесса наблюдается уменьшение массы напыляемого металла, что и происходит при напылении никеля на алюминий и его сплавы. Очевидно, что параметр *Sm* влияет на закрепление частиц на поверхности только при определенных соотношениях величин выступов и впадин, а также размеров и форм частиц.

Рассмотрим напыление покрытия как соударение двух тел. В теории соударения существуют две модели: абсолютно упругого и абсолютно неупругого удара [11]. При ГДН твердые частицы отражаются от поверхности и могут влиять на частицы падающего потока, изменяя, например, их скорость и траекторию. Частицы пластичных металлов в зависимости от условий напыления могут отражаться от поверхности или соединяться с ней. Для присоединяющихся частиц можно использовать модель абсолютно неупругого удара, когда механическая энергия частично или полностью переходит во внутреннюю энергию тела (нагревание).

Поэтому задачу сформулируем следующим образом. Частица металла массой m_1, летящая со скоростью $\vec{v}_1$, попадает в мишень массой m_2, которая имеет скорость $\vec{v}_2$, и присоединяется к ней. В общем случае мишень вместе с частицей может приобрести скорость $\vec{u}$. Тогда по закону сохранения импульса [11]:

$$m_1\vec{v}_1 + m_2\vec{v}_2 = (m_1 + m_2)\vec{u}. \qquad (6)$$

Выражение (6) можно преобразовать и представить в скалярном виде:

$$u = \frac{m_1 v_1 \pm m_2 v_2}{m_1 + m_2}. \qquad (7)$$

Количество механической энергии, перешедшей во внутреннюю энергию (теплоту), равно разности энергий до и после удара

$$Q = (w_1 + w_2) - W = \\ = \frac{m_1 v_1^2}{2} + \frac{m_2 v_2^2}{2} - \frac{(m_1 + m_2)}{2} u^2, \qquad (8)$$

где Q — количество выделившейся теплоты, Дж; w_1 — энергия частицы, Дж; w_2 — энергия мишени, Дж; W— энергия после соударения, Дж.

Учитывая, что $v_2 = 0$, а при большой массе мишени ($m_2 \gg m_1$) скорость системы после соударения также равна нулю [$u = 0$, см формулу (7)], из формулы (8) получим:

$$Q = m_1 v_1^2/2, \qquad (9)$$

т. е. почти вся кинетическая энергия частицы переходит во внутреннюю энергию (нагрев).

При газодинамическом напылении масса частиц значительно меньше массы подложки, и в этом случае для расчета выделяемой энергии можно использовать формулу (9).

Расчет для частицы меди диаметром 30 мкм, летящей со скоростью 180 м/с, показал, что выделяемая при столкновении с подложкой энергия составляет ≈0,23 нДж.

Для формирования общей с частицей металлургической ванны поверхность подложки необходимо привести в жидкое состояние. Для получения расплава за короткое время необходимо, чтобы температура частицы меди превысила на несколько сотен градусов температуру плавления стали. Количество теплоты (энергии), необходимое для расплавления частицы меди и достижения нужной температуры, можно рассчитать по формуле [8, 9]

$$Q = Cm(t_2 - t_1),$$

где t_1 и t_2 — начальная и конечная температура, град.

Расчеты показали, что для данного случая энергия должна быть не менее 80 нДж, что на два порядка больше полученного результата. На основании упрощенной схемы расчета можно сделать вывод о малой вероятности события, при котором реализуется механизм закрепления частицы металла на подложке за счет формирования металлической связи. Используя выражение (9), можно рассчитать, что для получения температуры, необходимой для формирования общей металлургической ванны, скорость частицы должна быть не менее 900 м/с.

Механизмы диффузии различны и зависят от типа кристаллической решетки, вида химических связей, природы диффундирующих атомов и, главным образом, от наличия дефектов кристаллической структуры. При ГДН на подложку действуют частицы пластичного металла и твердые частицы корунда. Удары частиц корунда приводят к пластической деформации металлов, при которой число точечных и протяженных дефектов структуры, таких как вакансии и дислокации, значительно возрастает [6]. С учетом экспоненциальной зависимости коэффициента диффузии от температуры при ГДН покрытий может реализовываться диффузия атомов по вакансионному механизму.

Закрепление частиц на подложке обусловлено в основном механизмом механического сцепления наносимого металла с микронеровностями поверхности. В этом случае напыление более пластичного металла позволяет наносить покрытие с большей производительностью при прочих равных технологических параметрах. Например, относительное удлинение никеля $\delta = 35 \div 40$ %, а меди — 60 %, что отражается на процессе газодинамического нанесения покрытий.

Таким образом, установлено:

увеличение размера частиц до 40÷50 мкм при одинаковой плотности наносимых металлов приводит к значительному снижению давления (энергии) потока частиц на поверхность;

основным механизмом закрепления частицы на поверхности при газодинамическом напылении является механическое сцепление с микронеровностями поверхности. При этом на возможность сцепления частицы с подложкой влияют не только величины выступов и впадин, но и расстояние между ними;

формирование металлической связи с подложкой за счет выделения энергии при соударении частицы с поверхностью мишени маловероятно, так как для этого скорость частицы должна достигать 900 м/с;

нагрев частиц под воздействием температуры воздуха незначителен (≈70 °С) и не может оказывать влияние на механические характеристики металлов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Холодное** газодинамическое напыление / А. П. Алхимов, С. В. Клинков, В. Ф. Косарев, В. М. Фомин // Теория и практика. М.: Физматлит, 2010. 536 с.
2. **Димет.** Применение технологии и оборудования. http://www.dimet-r.narod.ru
3. **Повышение** качества газодинамических покрытий / В. Е. Архипов, А. В. Балашова, А. Ф. Лондарский и др. // Технология машиностроения. 2012. № 8. С. 48—51.
4. **Коррозионные** свойства покрытий, нанесенных газодинамическим напылением / В. Е. Архипов, А. А. Дубравина, А. Ф. Лондарский и др. // Коррозия: материалы и защита. 2012. № 4. С. 33—38.
5. **ГОСТ 2999—75.** Металлы и сплавы. Метод измерения твердости по Виккерсу. М.: Изд-во стандартов, 1987. 30 с.
6. **Обработка** стали твердыми частицами с использованием газодинамических установок / В. Е. Архипов, А. Ф. Лондарский, А. Ф. Мельшанов и др. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 9. С. 7—12.
7. **Зиновьев В. Е.** Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. М.: Металлургия, 1989. 384 с.
8. **Баскаков А. П.** Теплотехника. М.: Энергия, 1982. 264 с.
9. **Михеев М. А., Михеева И. М.** Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.
10. **Самарский А. А.** Введение в численные методы: Учеб. пос. для вузов. СПб.: Лань, 2005. 288 с.
11. **Калашников Н. П., Тихонов В. К.** Физика. Основы механики. М.: Наука, 1999. 379 с.

УДК 67.02.001.57

А. И. БЕЗУКЛАДНИКОВ, С. В. ПАРШИН, д-р техн. наук
(Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург),
e-mail: andrewkd31@rambler.ru

Конечно-элементный анализ процесса профилирования трубы дорнами разной формы

Методом конечно-элементного моделирования исследована раздача шестилучевых профильных труб, применяемых при ремонте нефтяных скважин, с использованием дорнов разной формы. Показано, что конфигурация дорна определяется по критерию поврежденности материала трубы. Даны рекомендации по выбору формы профилирующего инструмента.

Ключевые слова: профильная труба, поврежденность, раздача, шестилучевая труба, профильный дорн, метод конечных элементов.

The expanding of six-arm shaped tubes, utilized at repairs of oil-wells, using draw bars of various shapes is investigated by finite element simulation method. It is shown, that structure of a draw bar is determined on damage criteria of a tube material. The recommendations on selection of shape of a profile tool are given.

Keywords: shaped tube, damage, expanding, six-arm tube, profiled draw bar, finite element method.

В современных условиях при разработке нефтяных месторождений используют гидродинамическое моделирование. В пласт закачивают воду (для поддержания давления), в том числе в смеси с попутным нефтяным газом (водогазовое воздействие) или разными химическими веществами, для увеличения нефтеотдачи и борьбы с обводненностью добывающих скважин.

При добыче может произойти, например, повреждение бурильных колонн. Для его устранения в настоящее время используют профильные трубы, которые заводят к месту повреждения скважины и раздают изнутри. Раздача профильных труб осуществляется профилирующими роликами, жидкостью высокого давления и дорном.

Раздача трубы жидкостью высокого давления (140÷160 МПа) ведет к ее деформации. Раздачу волочением, как правило, применяют при изготовлении труб большого диаметра для калибрования внутреннего диаметра, при изготовлении биметаллических труб и для исправления брака по внутреннему и наружному диаметрам. Раздачу осуществляют:

1) протягиванием дорна большего диаметра через неподвижную трубу (раздача вдавливанием), при этом дорн увеличивает ее диаметр;

2) протягиванием трубы через неподвижную оправку (раздача волочением).

В работе рассматривается второй способ как перспективный и недостаточно исследованный.

Напряженно-деформированное состояние (НДС) труб после раздачи можно определить экспериментальными, аналитическими и расчетными методами. Экспериментальные методы требуют больших материальных и временных затрат. Это особенно касается определения закономерностей процесса, что требует большого числа опытов. Аналитические методы используют для определения НДС при формоизменении, но они не подходят для расчета остаточных напряжений и поврежденности металла после раздачи. Большинство параметров можно рассчитать, например, методом конечных элементов.

К настоящему времени достаточно хорошо исследовано профилирование труб волочением, раскаткой и раздачей, однако в приведенных работах мало внимания уделено влиянию геометрии раздающего инструмента на процесс и результат профилирования.

В данной работе рассматривается раздача трубы подвижным профильным дорном, которая, по мнению авторов, является перспективной, но мало изученной.

Основы феноменологической теории разрушения описаны в работах [1, 2], в которых доказано, что интенсивность пластического разрыхления конкретного металла при холодном деформировании зависит от схемы НДС, а величина — от накопленной деформации; при этом растягивающие напряжения приводят к развитию поврежденности, а сжимающие его тормозят.

Раздача трубы осуществлялась по программе DEFORM-3D. В работе расчеты проводили для шестилучевых профильных труб, применяемых при ремонте нефтяных скважин. Исследовали девять типов дорнов (рис. 1), конфигурацию которых выбирали исходя из их практической применимости для волочения труб и более простой формы.

Длина раздаваемой трубы определяет ход инструмента и, следовательно, время расчета. Необходимо также учитывать особенности формоизменения концов трубы, для исключения влияния которых выбирают такую длину трубы, при которой реализуется устойчивое формоизменение. На основании результатов работы [3] установлено, что длина трубы должна составлять не менее 1,5 диаметра дорна.

Для моделирования использовали половину трубы (рис. 2) длиной 500 мм, состоящую из 45 000 конечных элементов. Коэффициент трения между трубой *1* и дорном *2* задавали равным 0,2. Дорн *2* и матрицу *3*, моделирующую наружную стенку скважины, рассматривали как жесткие элементы; трубу модели-

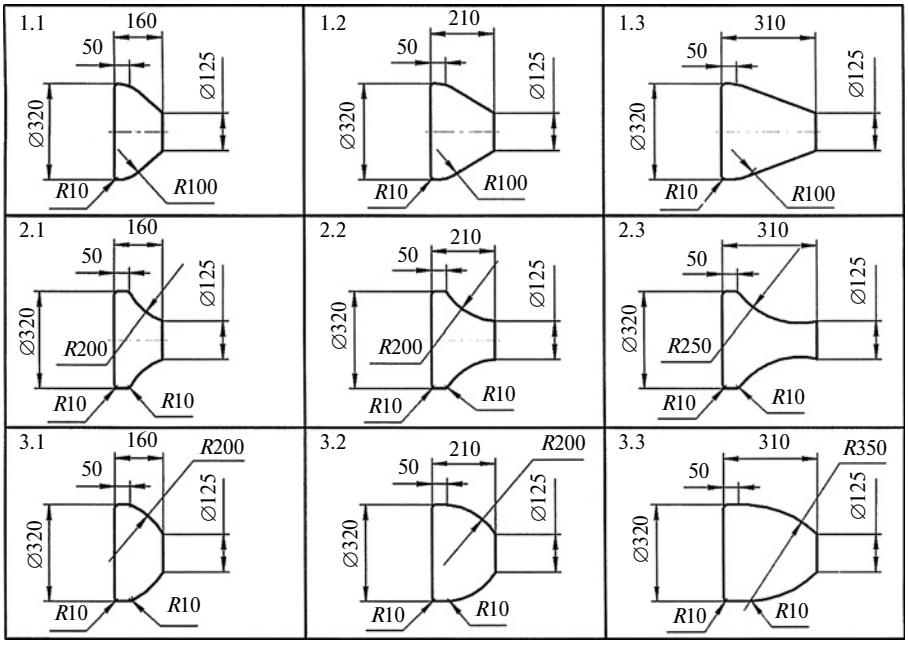


Рис. 1. Геометрические параметры раздающих дорнов девяти типоразмеров

ровали материалом с упругопластическими свойствами. Кривую НДС материала задавали по программе DEFORM-3D. Использовали сталь 20 с модулем Юнга 212 ГПа и коэффициентом Пуассона 0,3. Моделирование проводили при температуре 20 °С.

При выборе рациональной технологии раздачи по аналогии с работой [4] в качестве критерия для расчета использовали запас пластичности, величину которого при отсутствии макроразрушений определяли по формуле

$$\omega = \omega_0 + \frac{\lambda}{\lambda_p} - \Delta\omega,$$

где ω_0 — поврежденность металла до пластической деформации; $\Delta\omega$ — поврежденность, устраняемая термообработкой; λ — степень деформации; λ_p — степень деформации до разрушения при заданном НДС.

Условие $\omega = 1$ соответствует деформации, при которой на поверхности трубы появляется видимая невооруженным глазом трещина. В этом случае труба не соответствует необходимым требованиям и, следовательно, при разработке технологии раздачи профильных труб необходимо принять условия, гарантирующие их качество даже с учетом статистической природы пластичности материала. В работе [5] показано, что при $\omega < \omega_0$ микропоры, возникающие при деформации, полностью устраняются последующей термической обработкой. Восстановительный отжиг труб, получаемых профилированием, способствует устранению повреждений и повышению ресурса пластичности металла.

При условии $\omega^* < \omega < \omega^{**}$ часть дефектов, возникающих в результате пластической деформации, остается в металле, плотность их распределения и размеры невелики, и ресурс пластичности после термообработки полностью не восстанавливается. При условии $\omega > \omega^{**}$ в металле даже после термообработки ресурс пластичности резко падает, и наблюдается остаточная поврежденность в виде значительного количества крупных микропор. Некоторые данные по величинам ω^* и ω^{**} приведены в работе [5]. Для получения качественных профильных труб необходимо накопление статистических данных. Сейчас деформация профильных труб соответствует диапазону деформации углеродистой стали $0{,}2 < \omega < 0{,}7$.

Для выбора рациональной геометрии раздающего дорна при профилировании труб необходимо:

1) найти параметры, при которых контактные давления распределяются наиболее равномерно;

2) определить условия, при которых поврежденность по объему деформируемого металла будет наименьшей;

3) обеспечить равномерное распределение пластических деформаций по сечению трубы для получения необходимых служебных свойств;

4) обеспечить минимальное технологическое усилие деформирования.

Для выполнения этих условий использовали дорны девяти типоразмеров (см. рис. 1). Грани реального инструмента должны иметь закругления, которые не показаны на рис. 1. Наблюдалось снижение максимального уровня поврежденности труб при уменьшении отношения угла захода к длине дорна и при использовании выпуклых дорнов (см. рис. 1, типоразмер 3). Это можно объяснить повышением плавности течения материала при увеличении длины дорна. Максимальные значения поврежденности труб после предварительной раздачи давлением для дорнов девяти ти-

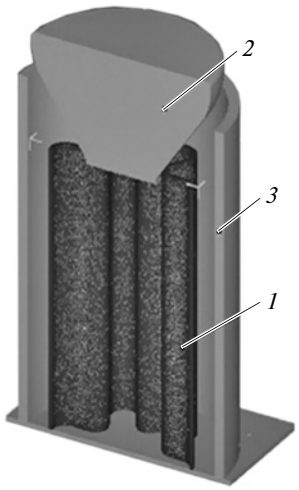


Рис. 2. Конечно-элементная модель профилирования труб

УДК [539.3+624.07]:534.1

А. И. МУНИЦЫН, д-р техн. наук (Национальный исследовательский университет "Московский энергетический институт"), И. А. БЕЛОВ, А. В. КРУГЛОВ (Ивановский государственный энергетический университет им. В. И. Ленина), e-mail: munitsyn@rambler.ru

Идентификация механических характеристик нелинейно-упругого материала по результатам виброиспытаний

По результатам виброиспытаний жесткозащемленного консольного стержня из твердого поливинилхлорида получено численное решение уравнения свободных колебаний нелинейной системы методом Рунге—Кутта четвертого порядка. Решение оптимизировано методом Нелдера—Мида по ключевым параметрам. Определены параметры диссипации и нелинейности материала.

Ключевые слова: свободные колебания, нелинейность, параметры диссипации, стержень.

Basing on the vibration tests results of rigidly fixed cantilever beam form hard polyvinylchloride, the numerical solution for the equation of free vibrations of nonlinear system by quartic Runge—Kutta method is obtained. The solution is optimized by Nelder—Mead method on key parameters. The dissipation and nonlinearity parameters of the material are determined.

Keywords: free vibrations, nonlinearity, dissipation parameters, beam.

Расчетную схему многих промышленных объектов представляют в виде консольно закрепленного стержня, находящегося под действием гармонической нагрузки. В большинстве случаев в такой системе при использовании традиционных упругих материалов физической и геометрической нелинейностями можно пренебречь. Но при применении полимерных материалов имеют место качественные изменения, обусловленные нелинейностью упругих и диссипативных характеристик материала [1, 2].

При расчетах свободных и вынужденных колебаний конструкций из полимерных материалов важное значение имеет точность принятых параметров диссипации и нелинейности материала, которые определяют виброиспытаниями. При этом ставится задача подбора характеристик материала исходя из наилучшего приближения к результатам виброиспытаний консольной балки.

В данной работе исследуются свободные колебания жесткозащемленного консольного стержня. В качестве материала выбран твердый поливинилхлорид, широко применяемый благодаря высоким электроизоляционным свойствам, стойкости к кислотам, щелочам и растворам солей, самозатуханию после удаления пламени, легкой обработки с помощью сварки, термоформованию и др. Области применения данного материала — химическая промышленность, машиностроение, медицина [3].

Уравнение колебаний стержня

Допустим, что центральная ось стержня в недеформированном состоянии совпадает с осью x прямоугольной системы координат, главные центральные оси инерции поперечного сечения

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 70)

поразмеров (см. рис. 1) приведены ниже:

Типоразмер дорна	Уровень поврежденности
1.1	0,2
1.2	0,17
1.3	0,16
2.1	0,4
2.2	0,35
2.3	0,16
3.1	0,17
3.2	0,16
3.3	0,15

Анализ полученных результатов привел к следующим выводам:

1) уменьшение угла захода дорна (уменьшение отношение диаметра профилирующей конусной части к ее длине) позволяет уменьшить запас пластичности заготовки;

2) запас пластичности распределен по сечению трубы неравномерно и зависит от формы дорна и исходных данных процесса профилирования;

3) форма дорна влияет на уровень поврежденности заготовки: дорн с плавным увеличением диаметра по длине трубы позволяет получить изделие с меньшей поврежденностью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Rasty J., Chapman D.** Isothermal and Thermomechanical Finite-Element Analysis of the Tube Drawing Process Using a Fixed Tapered plug // Journal of materials Engineering and performance. 1992. V. 1. N. 4 (Aug.). P. 547—554.

2. **Богатов А. А., Мижирицкий О. И., Смирнов С. В.** Ресурс пластичности при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.

3. **Колмогоров В. Л.** Механика обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1986. 686 с.

4. **Паршин С. В.** Процессы и машины для изготовления профильных труб. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2006. 356 с.

5. **Богатов А. А., Смирнов С. В., Колмогоров В. Л.** Изучение особенностей деформируемости металла при многооперационной холодной деформации с промежуточными отжигами // Изв. вузов. Черная металлургия. 1979. № 12. С. 43—46.

параллельны осям y и z. Обозначим через w и M перемещение точек средней линии стержня и изгибающий момент. Концам стержня соответствуют координаты $x = 0$ и $x = L$. Пренебрегая геометрической нелинейностью, рассмотрим уравнения изгибных колебаний стержня [4]:

$$\rho F\ddot{w} + M'' = q(x, t), \qquad (1)$$

где ρ — плотность материала стержня; F — площадь его поперечного сечения.

Здесь и далее штрихами обозначены производные по x, точками — производные по времени.

Согласно теории изгиба стержней изгибающий момент M и напряжения σ связаны зависимостью [5]

$$M = \int_F \sigma z \mathrm{d}F, \qquad (2)$$

а продольная деформация в точке сечения с координатами y и z составляет:

$$\varepsilon = -zw''. \qquad (3)$$

Для нелинейного вязкоупругого материала связь между напряжениями и деформациями имеет вид:

$$\sigma = E(\varepsilon + \alpha\varepsilon^3 + \eta_0\dot{\varepsilon} + \beta\dot{\varepsilon}^3), \quad (4)$$

где E — модуль упругости; η_0 — коэффициент внутреннего трения материала; α, β — коэффициенты нелинейности вязкоупругих свойств материала.

Подставив уравнения (3) и (4) в выражение (2) получим:

$$M = EJ_y w'' + \alpha EJ_{yy}(w'')^3 + \\ + \eta_0 EJ_y \dot{w}'' + \beta EJ_{yy}(\dot{w}'')^3, \quad (5)$$

где $J_y = \int_F z^2 \mathrm{d}F$ и $J_{yy} = \int_F z^4 \mathrm{d}F$ — моменты инерции сечения стержня второго и четвертого порядков.

Подставив выражение (5) в уравнение (1), получим уравнение изгибных колебаний стержня из нелинейно-упругого материала:

$$\gamma\alpha(6W''(W''')^2 + 3(W'')^2 W'''') + \\ + \gamma\beta(6\dot{W}''(\dot{W}''')^2 + 3(\dot{W}'')^2\dot{W}'''') + \\ + \omega_0^2(W'''' + \eta_0\dot{W}'''') + \ddot{W} = 0, \quad (6)$$

где $\omega_0 = \frac{1}{L^2}\sqrt{\frac{EJ_y}{\rho F}}$; $\gamma = \frac{EJ_{yy}}{\rho F}$; $W = w/L$ — относительное перемещение; дифференцирование проводится по $X = x/L$.

Решение задачи в одномодовом приближении

Представим решение в виде разложения по базисной функции [6, 7]:

$$W(X, t) = \varphi(t)\psi(X), \qquad (7)$$

где

$$\psi(X) = a(\sin k + \mathrm{sh}k) \times \\ \times (\mathrm{ch}kX - \cos kX) - (\mathrm{ch}k + \cos k) \times \\ \times (\mathrm{sh}kX - \sin kX) —$$

нормированная первая форма колебаний консольной балки; $k = 1{,}875$; $a = \sqrt{0{,}05842}$ [8].

Выбранная базисная функция удовлетворяет граничным условиям рассматриваемой задачи: $W = W' = 0$ при $X = 0$; $W'' = W''' = 0$ при $X = 1$.

После подстановки выражения (7) в уравнения (6) и применения процедуры Бубнова—Галеркина получим уравнения свободных колебаний нелинейной системы с одной степенью свободы:

$$\ddot{\varphi} + \eta\dot{\varphi} + \omega^2\varphi + \\ + D\gamma(\alpha\varphi^3 + \beta\dot{\varphi}^3) = 0, \qquad (8)$$

где

$$\omega = k^2\omega_0;$$

$$\eta = \eta_0\omega^2;$$

$$D = 3\int_0^1 \psi''^2\psi''''\psi \mathrm{d}x + \\ + 6\int_0^1 \psi''\psi'''^2\psi \mathrm{d}x = 359{,}2.$$

Решение уравнения (8) получено методом Рунге—Кутта четвертого порядка с контролем погрешности на двойном шаге интегрирования [9]. Минимизировалась целевая функция

$$Z = \frac{1}{K}\sqrt{\sum_{i=1}^{K}(\varphi_i - \varphi_{i*})^2},$$

где φ_i — результат интегрирования уравнения (8) в i-й точке; φ_{i*} — массив экспериментальных данных; K — число экспериментальных точек.

Целевая функция является осредненным значением разницы между теоретическим и экспериментальным результатами в рассматриваемом массиве данных.

Эксперимент проводили на образце поливинилхлорида длиной 300 мм прямоугольного поперечного сечения (основание — 10 мм, высота — 5,7 мм). Плотность материала $\rho = 1{,}47$ г/см^3. Датчик виброускорений был расположен на расстоянии $l = 50$ мм от заделки. Свободные колебания возбуждались отклонением свободного края стержня. Регистрируя показания датчика с помощью ЭВМ, формировали массив данных $\varphi_{i*}(t_i)$ на интервале $t = 0 \div 1$ с с шагом $h = 4 \cdot 10^{-4}$ с [10].

Оптимизацию проводили методом Нелдера—Мида по шести параметрам: модулю упругости E, начальным условиям $\varphi(0)$, $\dot{\varphi}(0)$ и коэффициентам η_0, α и β. По результатам оптимизации получили: $E = 3{,}258$ ГПа, $\eta_0 = 2{,}364 \cdot 10^{-4}$ с, $\alpha = -1{,}886 \cdot 10^4$, $\beta = -6{,}22$ с^3, при этом значение целевой функции составило 0,148.

На рис. 1 сплошной линией показана зависимость $\ddot{W}(t)$, соответствующая расчетным значениям, точками — результаты эксперимента. Совпадение расчетных и экспериментальных данных достаточно хорошее, за исключением начальной части графика, где проявляется влияние второй гармоники колебаний.

Решение задачи с учетом двух форм колебаний

Для учета второй гармоники представим решение уравнения (6) в виде разложения по двум базисным функциям:

$$W(X, t) = \varphi_1(t)\psi_1(X) + \\ + \varphi_2(t)\psi_2(X), \qquad (9)$$

где $\psi_i(X) = a_i(\sin k_i + \mathrm{sh}k_i)(\mathrm{ch}k_iX - \cos k_iX) - (\mathrm{ch}k_i + \cos k_i)(\mathrm{sh}k_iX - \sin k_iX)$ — нормированные пер-

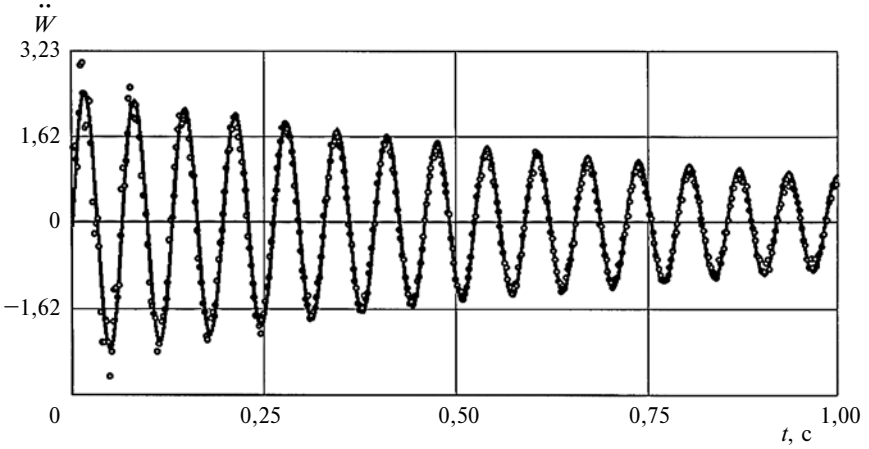


Рис. 1. Экспериментальные данные (точки) и расчетная зависимость $\ddot{W}(t)$ с учетом только первой гармоники

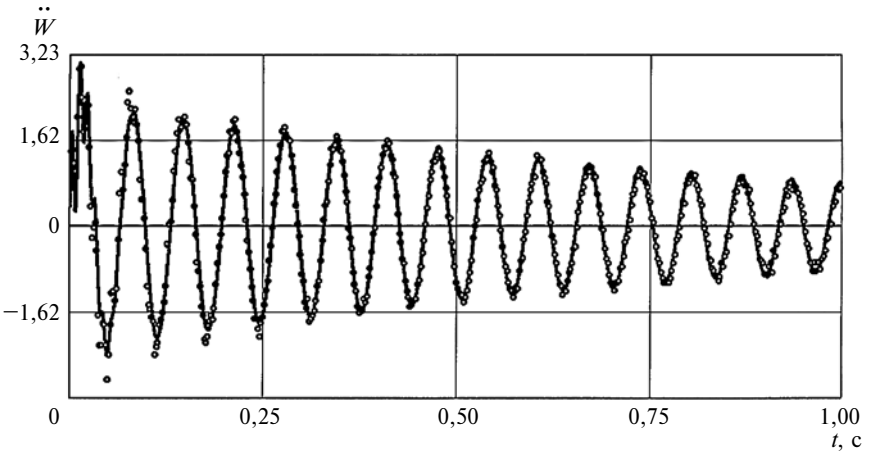


Рис. 2. Экспериментальные данные (точки) и расчетная зависимость $\ddot{W}(t)$ с учетом второй гармоники

вая и вторая формы колебаний консольной балки; $k_1 = 1{,}875$; $a_1 = \sqrt{0{,}05842}$; $k_2 = 4{,}964$; $a_2 = \sqrt{0{,}0003475}$.

После подстановки выражения (9) в уравнение (6) и применения процедуры Бубнова—Галеркина, получим уравнения свободных колебаний нелинейной системы с двумя степенями свободы:

$$\ddot{\varphi}_1 + \eta_1\dot{\varphi} + \omega_1^2\varphi + D_{11}\gamma(\alpha\varphi_1^3 + \beta\dot{\varphi}_1^3) + D_{12}\gamma(\alpha\varphi_2^3 + \beta\dot{\varphi}_2^3) + D_{13}\gamma(\alpha\varphi_1^2\varphi_2 + \beta\dot{\varphi}_1^2\dot{\varphi}_2) + D_{14}\gamma(\alpha\varphi_2^2\varphi_1 + \beta\dot{\varphi}_2^2\dot{\varphi}_1) = 0;$$

$$\ddot{\varphi}_2 + \eta_2\dot{\varphi} + \omega_2^2\varphi + D_{21}\gamma(\alpha\varphi_1^3 + \beta\dot{\varphi}_1^3) + D_{22}\gamma(\alpha\varphi_2^3 + \beta\dot{\varphi}_2^3) + D_{23}\gamma(\alpha\varphi_1^2\varphi_2 + \beta\dot{\varphi}_1^2\dot{\varphi}_2) + D_{24}\gamma(\alpha\varphi_2^2\varphi_1 + \beta\dot{\varphi}_2^2\dot{\varphi}_1) = 0.$$

где $\omega_i = k_i^2\omega_0$; $\eta_i = \eta\omega_i^2$; $D_{11} = 359{,}2$; $D_{12} = 9818$; $D_{13} = 2888$; $D_{14} = 23\,129$; $D_{21} = 962{,}5$; $D_{22} = 419\,744$; $D_{23} = 23\,129$; $D_{24} = 29\,453$.

В случае системы с двумя степенями свободы оптимизация проводится по восьми параметрам, так как необходимо учитывать еще два начальных условия. Минимуму целевой функции $Z = 0{,}114$ соответствуют значения характеристик материала: $E = 3{,}259$ ГПа; $\eta_0 = 2{,}456 \cdot 10^{-4}$ с; $\alpha = -1{,}005 \cdot 10^3$; $\beta = -0{,}237$ с^3.

Сопоставление теоретических (сплошная линия) и экспериментальных (точки) результатов приведено на рис. 2.

Учет в решении задачи второй формы колебаний балки позволил значительно улучшить совпадение результатов расчета и эксперимента. Полученные при учете одной и двух форм колебаний значения модуля упругости E материала совпали, отличие коэффициентов η внутреннего трения составило 5 %, а коэффициенты α упругой нелинейности и коэффициенты β нелинейности диссипации отличаются на порядок, что свидетельствует о необходимости их дальнейшего уточнения и совершенствования методики идентификации.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Муницын А. И.** Пространственные колебания консольного стержня из нелинейно-упругого материала // Вестник машиностроения. 2009. № 6. С. 24—27.
2. **Муницын А. И., Крайнова Л. Н., Сабанеев Н. А.** Пространственные нелинейные колебания стержня с двумя заделками // Вестник ИГЭУ. 2010. Вып. 2. С. 63—65.
3. **http:**//www.roechling.com/en/high-performance-plastics/thermoplastics/materials/trovidur/trovidur-en.html
4. **Тимошенко С. П., Янг Д. Х., Уивер У.** Колебания в инженерном деле / Пер. с англ. Л. Г. Корнейчука. Под ред. Э. И. Григолюка. М.: Машиностроение, 1985. 472 с.
5. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов: Учеб. для вузов. 10-е изд., перераб. и доп. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 1999. 592 с.
6. **Вибрации** в технике: Справочник. В 6 т. / Пред. ред. совета: В. Н. Челомей. Т. 1. Колебания линейных систем / Под. ред. В. В. Болотина. М.: Машиностроение, 1978. 352 с.
7. **Пановко Я. Г.** Устойчивость и колебания упругих систем. М.: Наука, 1987. 352 с.
8. **Прочность.** Устойчивость. Колебания: Справочник. В 3 т. Т. 3 / Под ред. И. А. Биргера и Я. Г. Пановко. М.: Машиностроение, 1968. 567 с.
9. **Шуп Т.** Прикладные численные методы в физике и технике / Пер. с англ. С. Ю. Славянова. Под ред. С. П. Меркурьева. М.: Высшая школа, 1990. 255 с.
10. **Иориш Ю. И.** Виброметрия. Измерение вибрации и ударов. Общая теория, методы и приборы. 2-е изд., перераб. и доп. М.: ГНТИМЛ, 1963. 756 с.

УДК 621.43-4

В. Г. ШРАМ, А. В. ЛЫСЯННИКОВ, кандидаты технических наук, Б. И. КОВАЛЬСКИЙ,
Ю. Н. БЕЗБОРОДОВ, доктора технических наук, М. А. КОВАЛЕВА, канд. хим. наук (ИНиГ СФУ),
e-mail: shram18rus@mail.ru

Влияние температурной деструкции моторных масел на формирование граничного смазочного слоя

Исследована температурная деструкция различных моторных масел и их смазывающая способность при изменении нагрузки. Получены зависимости изменения износа от температуры термостатирования и нагрузки, определены области образования адсорбционного, хемосорбционного и модифицированного слоев.

Ключевые слова: моторное масло, температурная деструкция, коэффициент поглощения светового потока, износ, граничный смазочный слой.

The temperature destruction of various motor oils and their lubricating ability at load change is investigated. The dependencies of wear variation from thermostating temperature and load are obtained, the areas of formation of adsorption, chemisorption and modified layers are determined.

Keywords: motor oil, temperature destruction, light flux absorption coefficient, wear, boundary lubricating layer.

Способность масел защищать трущиеся поверхности от изнашивания, обеспечивая оптимальный процесс трения, определяет долговечность и надежность работы деталей машин. Трение в условиях граничного смазывания всегда ведет к изнашиванию трущихся поверхностей. Причем механизм изнашивания определяется граничным слоем, который зависит от смазочной среды, материала контактирующих тел, условий его образования [1]. Теория граничного смазывания разрабатывалась У. Б. Харди, В. Г. Дерягиным, А. С. Ахматовым, Ф. Ф. Боуденом, Д. Тейбором, Г. В. Виноградовым, Р. М. Матвеевским и др. [2—6].

Общепринятыми являются адгезионно-деформационная теория трения Боудена—Тейбора [6] и молекулярно-кинетическая теория, предложенная И. В. Крагельским [7], в основе которой лежит представление о сближении двух шероховатых поверхностей при контактном взаимодействии. Даже при очень малой нагрузке вследствие дискретности контакта давление на неровность очень велико. В результате деформирования микровыступов контактирующие поверхности сближаются, что приводит к увеличению числа контактирующих неровностей. Это продолжается до тех пор, пока площадь контакта не станет достаточной для того, чтобы выдерживать имеющуюся нагрузку.

Цель настоящей работы — определение влияния температурной деструкции при термостатировании разных моторных масел на изнашивание, т. е. определение их противоизносных свойств.

Испытывали моторные масла: М-8$Г_{2к}$ — на минеральной основе, ТНК Супер 5W-40 SL/CF — на частично синтетической основе, ESSO Ultron 5W-40 SL/CF — на синтетической основе. Данные масла термостатировали в специальном приборе при атмосферном давлении в течение 8 ч при температурах от 140 до 300 °С с шагом увеличения температуры 10 °С. При каждой температуре испытывали новую пробу масла.

После испытаний для определения коэффициента $K_п$ поглощения светового потока пробу термостатированного масла фотометрировали при толщинах слоя 8 и 2 мм и испытывали на трехшариковой машине трения по схеме шар—цилиндр; параметры режима: нагрузка — 13, 23 и 33 Н, скорость скольжения — 0,68 м/с, температура масла — 80 °С, время испытания — 2 ч. Противоизносные свойства оценивали по среднеарифметическому значению диаметра пятна износа на трех шарах.

В отличие от методики определения температурной стойкости, разработанной Р. М. Матвеевским [8], в настоящей работе перед испытаниями моторные масла предварительно термостатировали при температурах от 140 до 300 АС.

По коэффициенту $K_п$ поглощения светового потока, который изменялся в зависимости от температуры T термостатирования, для исследуемых моторных масел были установлены температуры образования первичных и вторичных продуктов деструкции (рис. 1).

В масле М-8$Г_{2к}$ первичные продукты температурной деструкции образовывались при температурах 160÷240 °С, в масле ТНК Супер 5W-40 SL/CF — при 160÷210 °С, в масле ESSO Ultron 5W-40 SL/CF — при 170÷220 °С. Вторичные продукты деструкции образовывались при критической температуре $T_{кр}$: в минеральном масле — 240 °С, в масле на частично синтетической основе при температуре 210 °С, в синтетическом масле — 220 °С. На это указывало резкое увеличение коэффициента поглощения светового потока, обусловленное большой оптической плотностью вторичных продуктов деструкции.

Исходным материалом для образования вторичных продуктов деструкции являются первичные

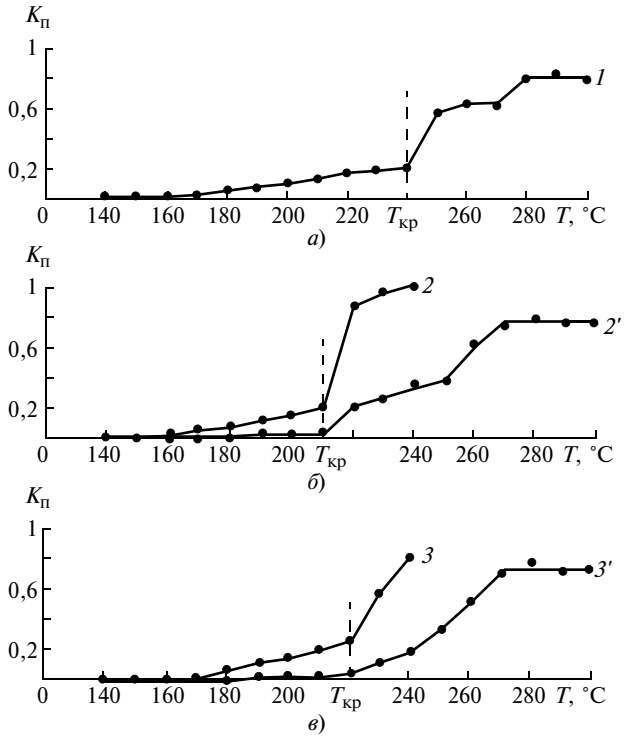


Рис. 1. Зависимости коэффициента $K_п$ от температуры T термостатирования для моторных масел М-8Г$_{2к}$ (*а*), ТНК Супер 5W-40 SL/CF (*б*) и ESSO Ultron 5W-40 SL/CF (*в*) при толщинах фотометрируемого слоя h = 8 (*1*) и 2 мм (*2*)

продукты, которые образовались до критической температуры $T_{кр}$, т. е. температурная деструкция имеет периодический характер и сопровождается изменением концентрации первичных продуктов и увеличением концентрации вторичных.

Полученные результаты соответствуют основным закономерностям термодеструктивных процессов в смазочных маслах, которые имеют последовательный или параллельно-последовательный характер. Расход промежуточных продуктов уплотнения происходит по схеме: легкие масла → полициклические арены → смолы → асфальтены → карбены → карбоиды → кокс. При этом на каждом этапе образуются менее низкомолекулярные жидкие продукты по сравнению с образовавшимися продуктами уплотнения [9].

Для определения процессов, протекающих во фрикционном контакте, исследовали зависимость противоизносных свойств термостатированных масел от нагрузки. В паре трения шар—цилиндр при изнашивании увеличивается площадь пятна износа и уменьшается давление в контакте, которое определяет в зоне трения температуру, обусловливающую свойства масла, скорость формирования граничных слоев, их прочность. Кроме того, на поверхностях трения в результате температурного воздействия протекают химические реакции, скорость которых зависит от температуры и активности продуктов деструкции присадок.

На рис. 2—4 для исследуемых масел приведены зависимости изменения диаметра D пятна износа от температуры T термостатирования и нагрузки P.

Согласно полученным данным для всех масел зависимости $D = f(T)$ при разных нагрузках характеризуются температурными интервалами I, II, III.

Для минерального и частично синтетического масел температурный интервал I определяется диапазоном от 140 до 160 °С, для синтетического — от 140 до 170 °С, что совпадает с интервалом температур до начала образования первичных продуктов деструкции (см. рис. 1). Причем для минерального масла диаметр износа в этом диапазоне практически не изменяется. Для частично синтетического масла диаметр износа с увеличением температуры увеличивается незначительно, а у синтетического масла уменьшается. Влияние нагрузки на параметр износа в этом диапазоне температур имеет линейный характер (рис. 5). Происходит формирование адсорбционного слоя, который обеспечивает разделение трущихся поверхностей, поэтому износ минимален.

Температурный интервал II характеризуется образованием первичных продуктов деструкции (см. рис. 1), которые резко снижают противоизносные свойства масел независимо от их основы. Однако четкой зависимости параметра износа от температуры термостатирования и нагрузки с учетом

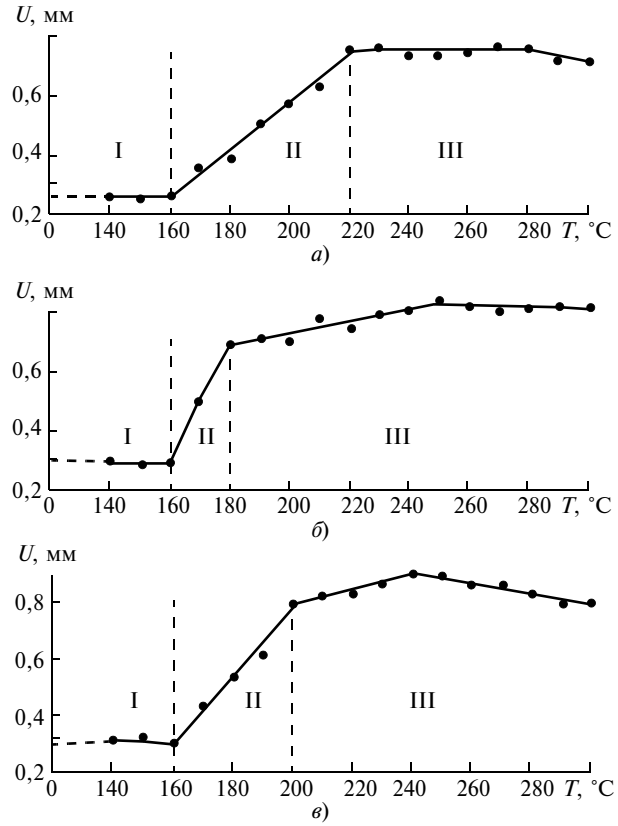


Рис. 2. Зависимости диаметра D пятна износа от температуры T термостатирования масла М-8Г$_{2к}$ при нагрузках P = 13 (*а*), 23 (*б*) и 33 Н (*в*)

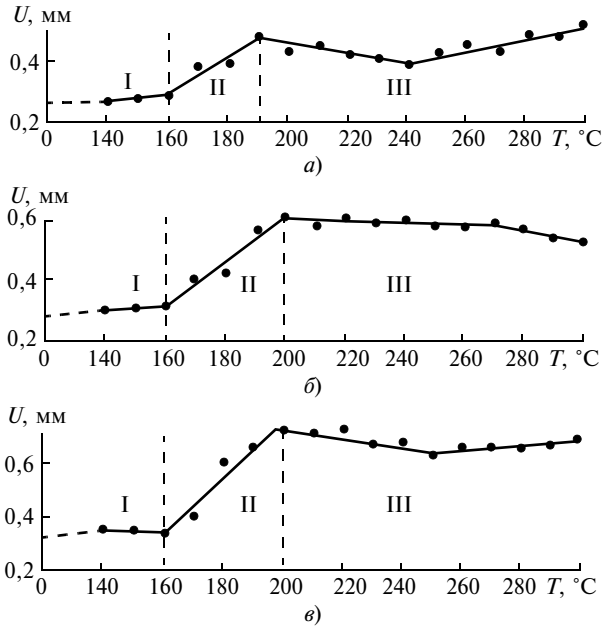


Рис. 3. Зависимости диаметра *D* пятна износа от температуры *T* термостатирования масла ТНК 5W-40 SL/CF при нагрузках *P* = 13 (*а*), 23 (*б*) и 33 Н (*в*)

базовой основы не установлено, т. е. нагрузка неоднозначно влияет на величину износа. Параметр износа увеличивается линейно. Это объясняется тем, что изменяется концентрация исходного сырья и первичных продуктов деструкции, в результате чего адсорбционный слой уже не способен разделить трущиеся поверхности, и формируется более прочный хемосорбционный слой, а нагрузка влияет на распределение продуктов смазочного масла, участвующих в формировании граничного смазочного слоя.

При формировании смазочного слоя одновременно происходят образование и истирание слоя, пока не наступит установившееся изнашивание (период пластической и упругопластической деформации). Причем чем выше нагрузка, тем интенсивнее истирание. Кроме того, с увеличением нагрузки может происходить сглаживание шероховатости поверхности, что увеличивает фактическую площадь контакта, поэтому при нагрузке $P = 33$ Н температурный диапазон на участке II шире, чем при $P = 23$ Н, т. е. изнашивание происходит менее интенсивно. Поэтому при формировании адсорбционного слоя этого не наблюдалось, т. е. нагрузка не влияла на диапазон температур, поскольку адсорбционный слой полностью разделял трущиеся поверхности, т. е. происходило только разрушение слоя, а поверхности пары трения не изменялись.

В температурном интервале III величина износа зависит от первичных и вторичных продуктов деструкции, а также от нагрузки. И зависимость $D = f(T)$ имеет два характерных участка, что обусловлено работой противозадирных присадок, предотвращающих схватывание. Здесь происходит формирование модифицированного слоя, т. е. в отличие от хемосорбционного слоя наблюдается более глубокое проникновение смазочного масла в трущиеся поверхности в результате образования вторичных продуктов деструкции и действия противозадирных присадок, которые предотвращают схватывание и обеспечивают максимальный износ.

Таким образом, исследованиями установлен общий механизм температурной деструкции моторных масел независимо от их основы — последовательное образование первичных продуктов, переходящих во вторичные. Определены температурные интервалы их образования.

Исследования показали, что первичные продукты деструкции понижают противоизносные свойства термостатированных масел независимо от их основы, вторичные продукты деструкции стабилизируют изнашивание, что обусловлено действием противозадирных присадок, которые предотвращают схватывание.

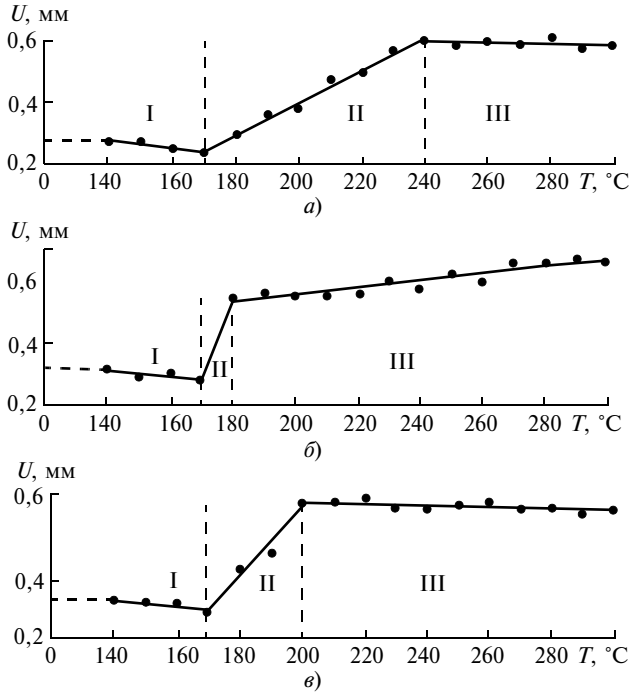


Рис. 4. Зависимости диаметра *D* пятна износа от температуры *T* термостатирования масла ESSO Ultron 5W-40 SL/CF при нагрузках *P* = 13 (*а*), 23 (*б*) и 33 Н (*в*)

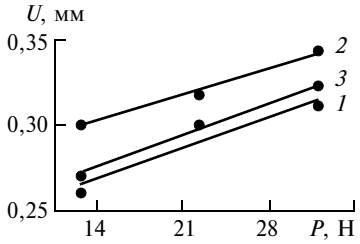


Рис. 5. Зависимости диаметра *D* пятна износа от нагрузки *P* при отсутствии продуктов деструкции для масел М-8Г$_{2к}$ (*1*), ТНК Супер 5W-40 SL/CF (*2*) и ESSO Ultron 5W-40 SL/CF (*3*)

УДК 621.791.793

Е. Н. ЕРЕМИН, д-р техн. наук (Омский ГТУ), e-mail: weld_techn@mail.ru

Малоотходная технология изготовления кольцевых заготовок из жаропрочных никелевых сплавов

Предложена технология изготовления сварных кольцевых заготовок из жаропрочных сплавов. Приведены результаты металлографических исследований и механических испытаний литых заготовок из стали Х20Н77Т3ЮР.

Ключевые слова: кольцевая заготовка, жаропрочный сплав, сварка, модифицирование, структура, механические свойства.

The production technology of welded ring blanks from heat-resistant alloys is suggested. The results of metallographic researches and mechanical tests of casting blocks from "Х20Н77Т3ЮР" steel are presented.

Keywords: ring blank, heat-resistant alloy, welding, modifying, structure, mechanical properties.

На предприятиях общего и специального машиностроения широко используют кольцевые заготовки из жаропрочных дисперсионно-твердеющих никелевых сплавов. Производство изделий из сварных заготовок позволяет существенно повысить коэффициент использования дорогостоящих сплавов. Однако ввиду низкой свариваемости большинство заготовок изготовляют разными методами горячего передела, обеспечивающими их высокое качество. Существенными недостатками такого производства кольцевых заготовок являются: высокая стоимость изделий, связанная с большим числом промежуточных операций (ковка слитков на биллеты, разрезка их на части, прошивка, раздача, раскатка); низкий коэффициент использования металла; необходимость большой номенклатуры дорогостоящего кузнечного и прокатного оборудования. Применение данной технологии является вынужденным решением, обусловленным низким качеством металла сварных швов. Поэтому разработка технологии изготовления сварных кольцевых заготовок весьма актуальна.

Перспективным решением является электрошлаковый способ (ЭШС) получения заготовок, обеспечивающий минимальные припуски на механическую обработку при однопроходной сварке конструкций разной толщины. Однако широко используемые в промышленности способы электрошлаковой сварки пластинчатым, проволочным и пластинчато-проволочным электродами не всегда обеспечивают высокое качество сварных соединений из жаропрочных никелевых сплавов [1, 2]. В первую очередь это связано с образованием в сварных соединениях непроваров, подрезов, усадочных раковин, для устранения которых значительно завышают размеры прибылей. Это не решает задачу в целом и к тому же приводит к увеличению расхода электродного металла и существенному повышению затрат на последующее механическое уда-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 75)

Результаты исследований позволяют определить рабочие температуры масел и усовершенствовать систему классификации смазочных масел для более обоснованного выбора смазочных материалов потребителями.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Mishina H.** The Latest Researches and Current Problems on Friction and Wear // J. Surface Sci. Soc. Jap. 2003. N. 6. P. 340—345.

2. **Буяновский И. А., Фукс И. Г., Шабалина Т. Н.** Граничная смазка: этапы развития трибологии. М.: Нефть и газ, 2002. 230 с.

3. **Ахматов А. С.** Молекулярная физика граничного трения. М.: Гос. изд-во физ.-мат. литературы, 1963. 472 с.

4. **Дерягин Б. В.** Что такое трение. М.: АН СССР, 1952. 230 с.

5. **Виноградов Г. В.** Опыт исследования противозадирных свойств углеводородных смазочных сред: Методы оценки противозадирных и противоизносных свойств смазочных материалов. М.: Наука, 1969. С. 3—11.

6. **Bowden F. P., Tabor D.** The friction and lubrication of solids. P. II. Oxford: Claredon Press, 1964. P. 354.

7. **Крагельский И. В.** Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 180 с.

8. **Матвеевский Р. М.** Температурная стойкость граничных смазочных слоев и твердых смазочных покрытий при трении металлов и сплавов. М.: Наука, 1971. 228 с.

9. **Магеррамов А. М., Ахмедова Р. А., Ахмедова Н. Ф.** Нефтехимия и нефтепереработка: Учебник. Баку: Бакинский университет, 2009. 660 с.

ление лишнего металла шва из труднообрабатываемых сплавов.

Отмеченные недостатки исключаются при электрошлаковой сварке комбинированным электродом, при которой в шлаковую ванну одновременно вводят неплавящийся и плавящийся электроды с устройствами сигнализации оплавления корня шва и вывода усадочной раковины. Процесс реализован на специализированной установке с использованием источника питания ТШС-3000 [3] (рис. 1). Между свариваемыми кромками *9* и формирующими шов накладками *10* медного водоохлаждаемого приспособления вводится мундштук *1* специальной конструкции, совмещающий в себе электрододержатель с неплавящимся электродом *2* и направляющий канал *3* для электродной проволоки *4*. Так как при работе с неохлаждаемым мундштуком устойчивость шлакового процесса нарушается вследствие повышения контактного сопротивления поверхностей скольжения проволоки и направляющего канала, в устройстве используется водоохлаждаемый электрододержатель.

Водоохлаждаемый мундштук позволяет через тонкостенный токоподвод пропускать ток силой до 1500 А и увеличить "сухой" вылет электрода до 20÷30 мм. Для предотвращения короткого замыкания с формирующими накладками при малых зазорах на мундштук напыляют изолирующий слой окиси алюминия. Для наведения шлаковой ванны неплавящийся электрод закорачивают с дном приспособления через подложку из свариваемого металла толщиной 1,5÷2 мм, после чего засыпают флюс. Шлаковая ванна наводится расплавлением флюса теплом, выделенным при прохождении электрического тока по цепи "неплавящийся электрод—дно приспособления".

Технологию электрошлаковой сварки комбинированным электродом отрабатывали на образцах из сплава Х20Н77Т3ЮР толщиной 10÷30 мм. В качестве неплавящегося электрода использовали вольфрамовые прутки диаметром 8÷10 мм. Плавящимся электродом служила проволока из сплава ЭП-668 (ХН50) диаметром 3 мм.

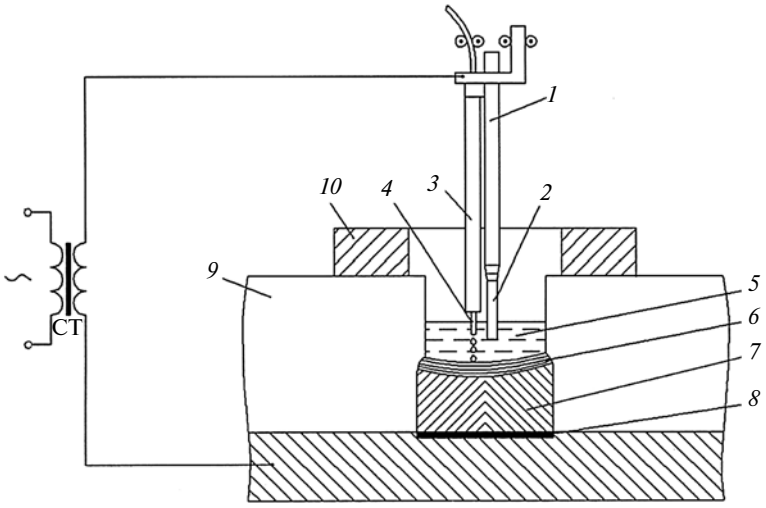


Рис 1. Схема сварки комбинированным электродом:
1 — мундштук; *2* — неплавящийся электрод; *3* — направляющий канал; *4* — проволока; *5* — шлаковая ванна; *6* — металлическая ванна; *7* — металл шва; *8* — подложка; *9* — свариваемые кромки; *10* — формирующая накладка

Большое влияние на качество металла и формирование швов оказывают флюсы. Наименьший угар титана и алюминия — основных легирующих элементов, образующих γ'-фазу, упрочняющую сплав, обеспечивают флюсы АНФ-7 и АНФ-1. Поэтому их чаще используют при сварке жаропрочных сплавов, легированных этими элементами [1]. В то же время гигроскопичность флюса АНФ-7 усложняет его применение из-за необходимости частого прокаливания при высоких температурах. Флюс АНФ-1 имеет высокую температуру плавления, что вызывает несплавление свариваемых кромок. Кроме того, он обладает значительной электропроводностью и не обеспечивает высокую температуру шлаковой ванны. В этом отношении флюс АНФ-21 системы CaF_2—Al_2O_3—TiO_2, предназначенный для электрошлакового переплава титансодержащих сталей, подходит и для сварки, поскольку негигроскопичен, имеет низкую температуру плавления и обеспечивает высокую температуру шлаковой ванны [4].

Результаты химического анализа металла шва при сварке сплава Х20Н77Т3ЮР под флюсом АНФ-21 (табл. 1), показали целесообразность его использования, так как обеспечиваются качественное формирование шва и химический состав металла шва, соответствующий требованиям технических условий.

Эксперименты показали, что замыкание неплавящегося электрода через тонкую подложку обеспечивает наведение шлаковой ванны с использованием флюса АНФ-21 практически без дуги. Процесс легко стабилизировался при напряжении U = 25 В. По результатам экспериментов были установлены оптимальные режимы электрошлаковой сварки комбинированным электродом (табл. 2), на которых швы формируются без несплавлений и подрезов.

Основные проблемы сварки жаропрочных никелевых сплавов

Таблица 1

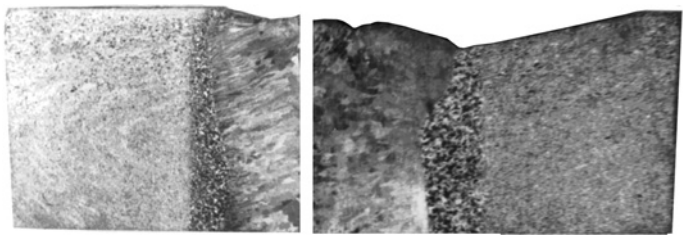
Содержание основных легирующих элементов (Al и Ti) в сплаве Х20Н77Т3ЮР, мас. %

Металл	Al	Ti
Шва	0,65÷0,77	2,50÷2,54
По требованию ТУ	0,6÷1,0	2,5÷2,9

связаны с низкими механическими и жаропрочными свойствами металла шва. Поэтому качество получаемых сварных соединений исследовали с помощью металлографии, механических испытаний и испытаний на жаропрочность. Образцы термически обрабатывали в соответствии с требованиями на основной металл: закалка при температуре 1080 °С в течение 8 ч, охлаждение на воздухе, старение при 700 °С в течение 16 ч, охлаждение на воздухе.

Исследования показали, что свойства металла шва, полученного с применением проволоки ЭП-668, не удовлетворяют техническим условиям по большинству показателей, а также имеют низкую жаропрочность (70÷80 % от требуемой) швов при температуре 750 °С и нагрузке 350 МПа. Так как свойства околошовной зоны выше свойств металла шва, разрушение всегда происходит по шву, как самому слабому месту сварного соединения.

В работах [1, 2, 5] показано, что при сварке никелевых сплавов целесообразнее использовать металлургическое повышение свойств сварных соединений. Для металлургического устранения зоны транскристаллизации и обеспечения получения мелкозернистой структуры, следует использовать модифицирование литого металла частицами тугоплавких соединений [6, 7]. Поэтому для повышения свойств металла шва металлическую ванну модифицировали ультрадисперсным инокулятором, содержащим 0,04 % частиц карбонитрида титана [8]. Введение компонентов осуществляли переплавом дополнительного трубчатого электрода на никелевой основе с внутренней полостью, заполненной порошкообразным модификатором. Результаты испытаний образцов из сплава Х20Н77Т3ЮР при нормальной температуре и на жаропрочность приведены в табл. 3. Видно, что свойства модифицированного металла шва выше, требуемых техническими условиями: относительное удлинение повысилось почти в 2 раза, ударная вязкость — более чем в 2,8 раза, жаропрочность — более чем в 2,6 раза.



а) *б*)

Рис. 2. Макроструктуры немодифицированного (*а*) и модифицированного (*б*) швов, полученных ЭШС

Для объяснения положительного влияния модифицирования на свойства металла шва металлографически исследовали макро- и микроструктуру места разрушений, распределение неметаллических включений и характер выделения упрочняющих фаз. Установлено, что макроструктура немодифицированного шва характеризуется развитой транскристаллизацией от зоны сплавления к оси (рис. 2, *а*). В середине шва наблюдается область встречи двух кристаллизующихся фронтов. Столбчатые кристаллы длиной 10÷15 мм имеют радиально-осевое направление с небольшим углом наклона. Такое расположение границ зерен представляет собой наиболее уязвимые места, так как по ним происходило разрушение всех образцов, которое носило межзеренный характер, что хорошо видно по камневидному блестящему излому поверхности металла шва, без зон долома, и характеризующее излом как хрупкий (рис. 3, *а*). Это можно объяснить тем, что важными факторами, определяющими качество и свойства жаропрочных сплавов, являются фазовый состав, состояние границ зерен, их величина, степень однородности, морфология и топография фаз [9].

Установлено, что разрушение образцов со швом из немодифицированного металла после жаропрочных испытаний всегда происходит в зоне направленной кристаллизации. Особенно низкую жаропрочность имеет металл шва, границы кристаллитов в котором расположены перпендикулярно или под небольшим углом к направлению главных напряжений (рис. 3, *б*).

В макроструктуре модифицированного шва транскристаллизация отсутствует (рис. 2, *б*),

Таблица 2

Оптимальные параметры режимов сварки сплава Х20Н77Т3ЮР комбинированным электродом при разной толщине *S*

S, мм	Диаметр неплавящегося электрода $d_{н.э}$, мм	Сила тока *J*, А	Напряжение *U*, В	Скорость подачи проволоки $v_{п.п}$, м/ч	Скорость сварки $v_{св}$, м/ч
10÷15	8	800÷1000	18÷19	160÷180	5,4÷6,0
15÷20	8	900÷1100	19÷20	180÷200	4,9÷5,6
20÷30	10	1000÷1200	20÷21	190÷220	4,5÷5,5

Таблица 3

Результаты испытаний сплава Х20Н77Т3ЮР

Шов	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ, %	ψ, %	*KCU*, МДж/м^2	τ_{350}^{750}, ч	$d_{отп}$, мм
Немодифицированный	824	636	9,4	7,8	0,25	36	3,8
Модифицированный	1063	795	18,6	20,3	0,71	94	3,2
По требованию ТУ	≥950	≥650	≥12	≥14	≥0,3	⩾50	<3,7

формируется почти изотропная поликристаллическая структура, состоящая из фрагментов раздробленных дендритов. Границы зерен, размер которых 1÷2 мм, в основном приблизительно одинаково удалены от центра. Это объясняется тем, что при модифицировании ввод в расплав дисперсной твердой фазы создает локальное концентрированное пересыщение и переохлаждение микрообъемов расплава, что подавляет образование столбчатой структуры.

В микроструктуре немодифицированного металла шва наблюдается большое количество строчечных карбидов, иногда игольчатой формы, боридных эвтектических фаз на границах и мелких неметаллических включений вблизи границ (рис. 4, *а*).

Модифицирование металла шва приводит к существенному изменению макрорельефа изломов ударных образцов, появляются боковые зоны и зоны долома, поверхность становится мелкозернистой и матовой (рис. 3, *в*).

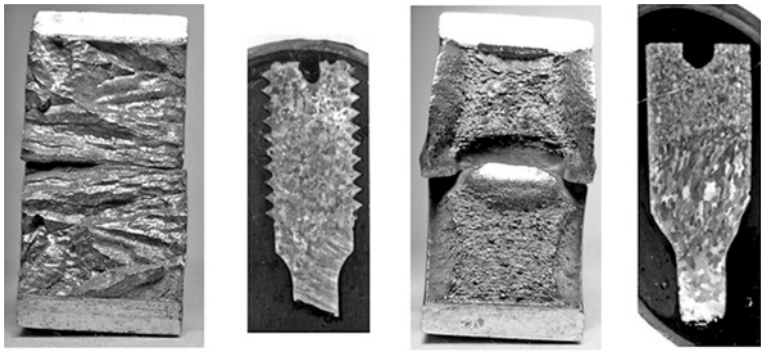
При жаропрочных испытаниях разрушение образцов происходит в зоне равноосных зерен и носит вязкий характер (рис. 3, *г*). Образование такой структуры из раздробленных дендритов повышает не только жаропрочность, но и общую пластичность литого металла.

Изучение микроструктуры металла модифицированного шва (рис. 4, *б*) показало наличие в матрице сплава большого количества скоагулированных карбидов, имеющих компактную округлую форму и распределенных как внутри зерна, как и по их границам, что, по-видимому, и упрочняет их, обусловливая повышенную жаропрочность металла. Количество неметаллических включений в этом случае незначительно.

При модифицировании изменения градиента температур и скорости перемещения фронта кристаллизации оказывают существенное влияние на дендритную структуру, размер составляющих и фазовый состав жаропрочных сплавов. Установлено, что в модифицированных никелевых сплавах титан, имеющий высокую склонность к ликвации, распределяется более равномерно, обеспечивая заметное выравнивание состава между осями дендритов и межосными участками [10].

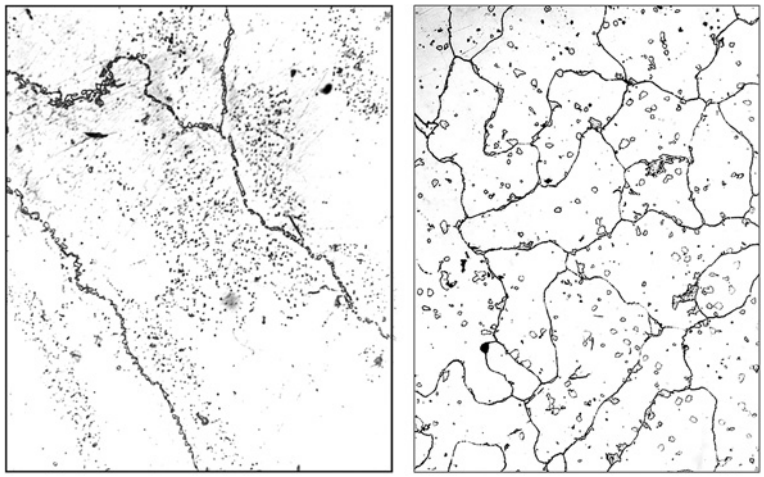
Количество и морфология γ'-фазы в модифицированном сплаве значительно отличается от таковой в немодифицированном (рис. 5). В структуре немодифицированного сплава наблюдаются обширные выделения вторичных фаз, занимающих значительную часть γ-матрицы, вследствие чего существенно уменьшается количество γ'-фазы.

Для модифицированного металла, кристаллизующегося при относительно высоких скоростях, образующиеся при распаде твердого раствора выделения упрочняющей γ'-фазы являются доста-



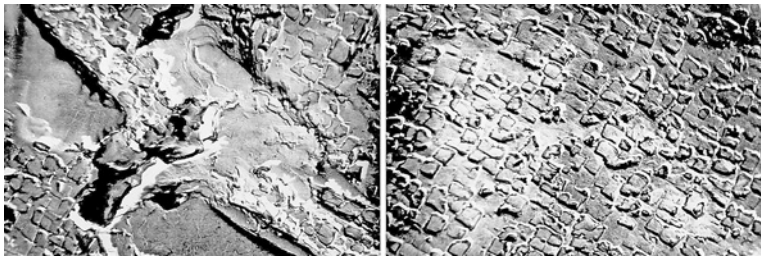
а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 3. Разрушение немодифицированного (*а*, *б*) и модифицированного (*в*, *г*) швов после испытаний образцов на ударную вязкость (*а*, *в*) и жаропрочность (*б*, *г*)



а) *б*)

Рис. 4. Микроструктуры немодифицированного (*а*) и модифицированного (*б*) швов



а) *б*)

Рис. 5. Строения γ'-фазы немодифицированного (*а*) и модифицированного (*б*) швов

точно мелкими и равномерно распределенными. Установлено, что модифицирование заметно выравнивает химический состав между частицами γ′-фазы и межчастичными участками. При этом наблюдается тенденция к формированию более однородной структуры по сравнению с немодифицированным сплавом, т. е. модифицирование активизирует диффузионные процессы в расплаве и тем самым способствует более полному устранению ликвации [11].

Полученные результаты можно объяснить существенным снижением интенсивности процесса карбидообразования и большим температурным диапазоном гетерогенного выделения γ′-фазы в результате модифицирования [12]. Увеличение доли межзеренных частиц γ′-фазы в результате коагуляции карбидных частиц повышает пластичность и ударную вязкость.

Таким образом, повышение свойств металла шва в результате модифицирования связано с измельчением кристаллической структуры, снижением уровня ликваций, совершенствованием γ′-фазы, улучшением морфологии и топографии карбидных фаз.

Очевидны большие технологические и металлургические возможности инокулирующего модифицирования при электрошлаковой сварке кольцевых изделий из жаропрочных сплавов комбинированным электродом. Разработанная технология позволяет существенно снизить трудоемкость и себестоимость изготовления кольцевых заготовок из жаропрочных сплавов при их высоком качестве и точности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Медовар Б. И.** Сварка жаропрочных аустенитных сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1966. 430 с.

2. **Шоршоров М. Х.** Горячие трещины при сварке жаропрочных сплавов. М.: Машиностроение, 1973. 224 с.

3. **Еремин Е. Н.** Повышение качества формирования швов при электрошлаковой сварке кольцевых заготовок // Сварочное производство. 2004. № 9. С. 37—39.

4. **Медовар Б. И., Цыкуленко А. К., Шевцов В. Л.** Металлургия электрошлакового процесса. Киев: Наукова думка, 1986. 248 с.

5. **Земзин В. Н.** Жаропрочность сварных соединений. Л.: Машиностроение, 1972. 272 с.

6. **Предтеченский М. Р.** Плазмохимический синтез нанопорошков тугоплавких соединений и их применение для модифицирования конструкционных сталей и сплавов // Литейщик России. 2010. № 3. С. 28, 29.

7. **Артемьев А. А., Соколов Г. Н., Лысак В. И.** Влияние микрочастиц диборида титана и наночастиц карбонитрида титана на структуру и свойства наплавленного металла // Металловедение и термическая обработка металлов. 2011. № 12(678). С. 32—37.

8. **Еремин Е. Н.** Применение электрошлакового переплава для регенерации отходов жаропрочных сплавов // Современная электрометаллургия. 2005. № 2. С. 23—27.

9. **Логунов А. В., Петрушин Н. В.** Прогнозирование влияния структурных факторов на механические свойства жаропрочных сплавов // МиТОМ. 1981. № 6. С. 16—20.

10. **Дендритная** ликвация и структура жаропрочного сплава, модифицированного ультрадисперсными частицами тугоплавких соединений / Е. Н. Еремин, Ю. О. Филиппов, А. Е. Еремин, А. С. Лосев // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 2. С. 51—54.

11. **Изменения** упрочняющей γ′-фазы в жаропрочном сплаве при его модифицировании / Е. Н. Еремин, Ю. О. Филиппов, А. Е. Еремин, Г. Н. Миннеханов // Омский научный вестник. 2014. № 1(127). С. 58—62.

12. **Исследование** структурных изменений в модифицированном жаропрочном никелевом сплаве / Е. Н. Еремин, Ю. О. Филиппов, Г. Н. Миннеханов, В. Ф. Мухин // Омский научный вестник. 2011. № 3(103). С. 65—70.

УДК 621.793

В. П. ТАБАКОВ, д-р техн. наук (Ульяновский ГТУ),
А. С. ВЕРЕЩАКА, д-р техн. наук, А. А. ВЕРЕЩАКА, канд. техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), А. Д. БАТАКО (Ливерпульский университет Джона Мура, Великобритания), e-mail: vpt@ulstu.ru

Методологические подходы к формированию многослойных покрытий на режущем инструменте

Рассматриваются методы формирования многослойных покрытий на режущем инструменте и выбор их механических свойств, определяемых рациональным составом и структурой отдельных его слоев.

Ключевые слова: многослойное покрытие, формирование, механические свойства, период стойкости, режущий инструмент.

The methods of formation of multilayer coatings on a cutting tool and selection of their mechanical properties, determined by rational composition and structure of its separate layers, are considered.

Keywords: multilayer coating, formation, mechanical properties, resistance period, cutting tool.

Режущие инструменты с функциональными покрытиями нашли широкое применение, так как обеспечивают высокую эффективность обработки. Однако совершенствование составов и структур износостойких покрытий для режущего инструмента, методов и технологий их получения остаются актуальными [1—6].

В настоящее время производители режущих инструментов используют, как правило, новые многослойные износостойкие покрытия, наиболее отвечающие современным требованиям. Общие подходы к формированию многослойных покрытий изложены в работе [2]. Каждый слой в таких покрытиях имеет

свое функциональное назначение. Нижний слой обеспечивает прочную адгезионную связь с инструментальной основой. Остальные слои выполняют различные функции, например слои с повышенной трещиностойкостью сдерживают трещинообразование и препятствуют интердиффузии инструментального и обрабатываемого материалов и т. д. Верхний износостойкий слой должен иметь минимальную совместимость кристаллохимических свойств с обрабатываемым материалом и повышенную твердость, а также максимальную сопротивляемость макро- и микроразрушению (изнашиванию) при термомеханических напряжениях, возникающих при резании. Эффективность многослойных покрытий можно повысить направленным выбором механических свойств отдельных слоев и их расположением.

Цель работы — разработка методологии формирования многослойных покрытий путем направленного выбора расположения, состава и свойств функциональных слоев с учетом закономерностей разрушения покрытий при резании. Для определения требований к функциональным слоям необходимо изучить причины их разрушения покрытий в зависимости от условий обработки.

При непрерывном продольном точении покрытие разрушается в результате образования трещин на передней поверхности [7], причиной которых являются эквивалентные напряжения. Их величина определяется контактными нагрузками, температурой в зоне резания и остаточными напряжениями в материале покрытия. Действие эквивалентных напряжений на участке упругого контакта наряду со схватыванием приводит к усталостным процессам в материале покрытия, в результате которых образуется сетка трещин, а их высокий уровень на участке пластического контакта вызывает упругопластические деформации режущего клина, приводящие к возникновению поперечных трещин [4]. Наибольшие эквивалентные напряжения возникают в карбонитридных покрытиях, которые по сравнению с нитридными покрытиями (например, TiCN и TiN, TiZrCN и TiZrN) имеют меньшую вязкость разрушения и больший коэффициент трения. Поэтому контактные напряжения и температуры на передней поверхности режущего инструмента с карбонитридными покрытиями выше по сравнению с нитридными покрытиями [1].

При прерывистом резании, например, торцевом фрезеровании, трещины в покрытии образуются в результате изменения тепловых и силовых нагрузок при чередовании рабочего и холостого ходов режущего инструмента [4, 8]. При этом, чем больше амплитуда колебаний нагрузок за рабочий цикл инструмента, тем выше напряжения, действующие на передней поверхности и в режущем клине инструмента и вызывающие образование трещин в покрытии. Наименьшие колебания температуры и нагрузки за время рабочего и холостого ходов инструмента обеспечивают одноэлементные нитридные покрытия по сравнению с многоэлементными (например, TiN и TiZrN или TiZrCrN), а также одноэлементные и многоэлементные нитридные покрытия по сравнению с соответствующими карбонитридными покрытиями (например, TiN и TiCN; TiZrN и TiZrCN, TiZrCrN и TiZrCrCN).

При резании в покрытиях формируются нормальные сжимающие напряжения, препятствующие образованию и развитию трещин. Эти напряжения тем выше, чем больше собственные остаточные сжимающие напряжения покрытия и его механические свойства. Наибольшие нормальные сжимающие напряжения в покрытии при резании (при прерывистом резании и во время холостого хода инструмента) обеспечивают многоэлементные нитридные покрытия по сравнению с одноэлементными (например, TiZrN, TiZrCrN, TiAlSiN и TiN), а также одноэлементные и многоэлементные карбонитридные покрытия по сравнению с нитридными покрытиями аналогичного типа (например, TiCN и TiN; TiZrCN и TiZrN, TiZrCrCN и TiZrCrN).

Для повышения трещиностойкости покрытий инструмента, работающего в разных условиях резания, необходимо соблюдать следующие требования.

При непрерывном резании, например продольном точении, покрытие должно обеспечивать благоприятные условия контактного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов на передней поверхности, способствующие снижению эквивалентных напряжений в режущем клине инструмента и, следовательно, повышению его формоустойчивости.

При прерывистом резании, например торцевом фрезеровании, покрытие должно обеспечивать снижение температуры и напряжений на контактных площадках режущего инструмента и в режущем клине, а также их наименьшие колебания за время рабочего и холостого ходов. При выполнении данных требований увеличивается время работы режущего инструмента до начала образования трещин в покрытии.

Механические свойства покрытия и собственные сжимающие остаточные напряжения должны способствовать формированию высоких нормальных сжимающих напряжений в покрытии при резании, что также увеличивает время работы инструмента до образования трещин и повышает долговечность покрытия на контактных площадках.

Анализ причин возникновения трещин в покрытии показал, что перечисленные к ним требования можно реализовать только для многослойного покрытия, в котором каждый слой имеет свое функциональное назначение.

Верхний слой многослойного покрытия определяет условия

контактного взаимодействия и, следовательно, влияет на образование трещин в покрытии. Этот слой следует выбирать с учетом условий термомеханического нагружения контактных площадок режущего инструмента, и причин, вызывающих разрушение покрытия. Слои, расположенные ниже, должны повышать сопротивляемость покрытия трещинообразованию, а слой, непосредственно прилегающий к инструментальной основе — высокую адгезионную прочность.

Рассмотрим формирование двухслойного покрытия TiN—TiCN, предназначенного для точения и торцевого фрезерования. В покрытии для точения в качестве верхнего слоя лучше использовать TiCN, для фрезерования — TiN. Это подтверждают данные табл. 1, в которой приведены числа циклов работы инструмента до образования продольных трещин в режущем клине ($N_{1ц}$), выхода их на режущую кромку ($N_{2ц}$) и до начала разрушения покрытия ($N_{5ц}$), а также время T_2 работы до образования поперечных трещин в покрытии и интенсивность J изнашивания. Режимы обработки: при точении — $v = 160$ м/мин, $S = 0{,}3$ мм/об, $t = 0{,}75$ мм; при фрезеровании — $v = 247$ мм/мин, $S_z = 0{,}4$ мм/зуб, $t = 1{,}5$ мм, $B = 20$ мм.

При токарной обработке заготовок из стали 30ХГСА пластинами из сплава МК8 с двухслойным покрытием TiN—TiCN время работы T_2 до образования поперечных трещин в покрытии больше, а интенсивность J изнашивания меньше по сравнению с пластинами МК8 с покрытием TiCN—TiN. При фрезеровании заготовок из стали 5ХНМ пластинами МК8 с двухслойным покрытием TiCN—TiN числа циклов $N_{1ц}$, $N_{2ц}$ и $N_{5ц}$ больше, чем при фрезеровании инструментом с покрытием TiN—TiCN.

Эффективность многослойных покрытий можно повысить целевым выбором механических свойств отдельных слоев и их расположения. Состав отдельного слоя и его механические свойства не должны противоречить общему подходу к формированию многослойного покрытия.

Технологические методы направленного изменения механических свойств износостойких покрытий

Формирование свойств покрытий с использованием комбинированного температурного режима. Формирование свойств износостойкого покрытия во многом определяет температура $T_к$ конденсации. Уменьшение температуры $T_к$ ведет к увеличению периода a кристаллической решетки, уширения рентгеновской линии β_{111} и микроискажения $\Delta a/a$ кристаллической решетки, что свидетельствует о повышении искажения дефектности материала покрытия и вызывает рост сжимающих остаточных напряжений σ_0, повышение микротвердости H и снижение прочности адгезии покрытия с твердосплавной основой (прочность адгезии характеризуется коэффициентом отслоения $K_о$ и снижается при его увеличении) (табл. 2).

Для эффективного использования высокой микротвердости покрытия, полученного при низких температурах конденсации, необходимо обеспечить его адгезионную прочность с инструментальной основой, которая при низких температурах невысока. В этом случае покрытие целесообразно формировать в два этапа: на первом этапе адгезионный слой формируют при повышенной температуре, на втором этапе формируют последующие слои при возможно низкой температуре для обеспечения высоких режущих свойств инструмента.

Формирование свойств покрытия изменением его состава. Одним из наиболее эффективных методов направленного формирования свойств покрытия является его упрочнение введением твердого раствора дополнительных (легирующих) элементов.

Химический состав покрытий зависит от компоновочной схемы вакуумно-дуговой установки, которая определяется числом катодов-испарителей, их расположением относительно друг друга и расстоянием до режущего инструмента. При использовании раздельных катодов планетарное перемещение режущего инструмента за один оборот стола в камере установки образуются структуры покрытия с чередованием мультислоев TiN и ZrN, разделенных переходными мультислоями $Ti_xZr_{1-x}N$.

Направленное изменение физико-механических свойств и параметров структуры такого покрытия можно осуществить изменением компоновочной схемы установки путем сочетания мультислоев TiN, ZrN и $Ti_xZr_{1-x}N$ и

Таблица 1

Параметры обработки многослойных покрытий

Покрытие	Торцевое фрезерование			Точение	
	$N_{1ц}$	$N_{2ц}$	$N_{5ц}$	T_2, мин	$J \cdot 10^{-6}$, мм/м
TiCN—TiN	1820	2340	14 500	10,0	0,91
TiN—TiCN	1670	1630	11 800	12,5	0,52
TiN—TiZrN	—	—	—	22,8	0,26
TiN—TiAIN	—	—	—	20,6	0,36
TiN—TiCN—TiZrN	—	—	—	24,3	0,22

Таблица 2

Влияние температуры $T_к$ на показатели свойств покрытия TiN

$T_к$, °C	a, нм	β^{o}_{111}	$(\Delta a/a)10^{-3}$	σ_0, МПа	H, ГПа	K_0
350	0,4250	14	5,6 ± 0,2	−420 ± 50	27,0	2,4
450	0,4250	11	4,0 ± 0,2	−150 ± 20	25,2	1,5
550	0,4249	9	3,1 ± 0,1	−100 ± 20	23,2	1,1

их параметров (толщины, микротвердости, адгезионной способности и др.). Многоэлементные покрытия одной и той же системы (например, TiZrN), полученные на установках с разными компоновочными схемами, имеют различные составы, параметры и физико-механические свойства (рис. 1, *а*) и обеспечивают разную работоспособность режущего инструмента.

Физико-механические свойства многоэлементного покрытия зависят от конструкции катода-испарителя, используемого при нанесении покрытия. Двухэлементное покрытие, например TiZrN, нанесенное с использованием составного катода (в корпус катода из титанового сплава впрессована вставка из циркония), дает однофазное покрытие без слоистой структуры. Микротвердость и прочность адгезии с твердосплавным субстратом такого покрытия меньше, чем аналогичного покрытия TiZrN, полученного с использованием раздельных катодов, соответственно, работоспособность режущего инструмента с таким покрытием будет ниже. Отличие механических свойств покрытий, полученных с использованием раздельных и составных катодов, объясняется разными механизмами упрочнения материала покрытия при их конденсации [1].

Формирование свойств покрытий изменением состава газовой среды. Физико-механические свойства функциональных покрытий в большой степени зависят от состава газовой среды, в которой они наносятся [9]. Так, при формировании карбонитридных покрытий в качестве реакционного газа используют смесь азота и ацетилена. Изменяя соотношение газов в смеси (например, увеличивая содержание ацетилена C_2H_2), можно направленно создавать необходимые свойства покрытия (рис. 1, *б*).

Формирование свойств покрытия дополнительным высокоэнергетическим воздействием. Механические свойства покрытий можно изменять дополнительной модифицирующей обработкой. Например, обработка лазерным импульсным излучением снижает сжимающие остаточные напряжения, повышает микротвердость и прочность адгезии с инструментальной основой, что снижает интенсивность изнашивания инструмента (рис. 2, *а*).

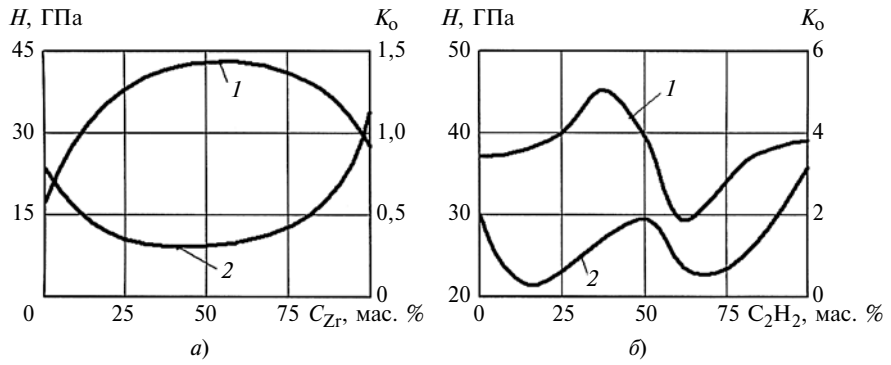


Рис. 1. Изменение микротвердости *H* (*1*) и коэффициента K_o отслоения (*2*) покрытий TiZrN (*а*) и TiZrCN (*б*) в зависимости от содержания *C* второго элемента — циркония (*а*) и ацетилена (*б*)

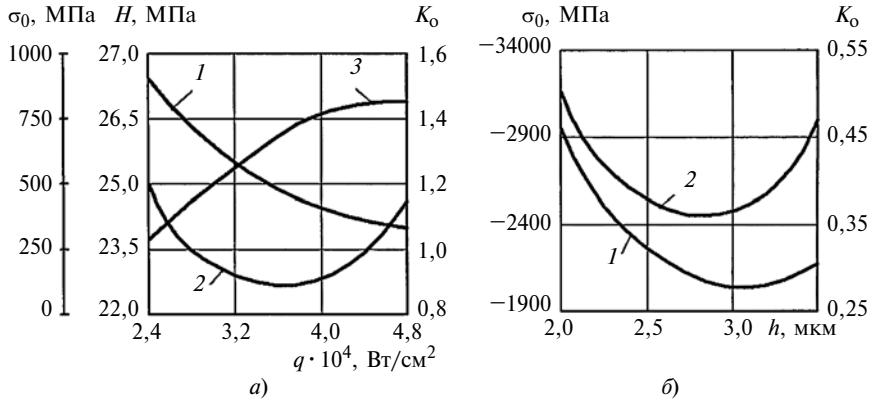


Рис. 2. Изменение остаточных сжимающих напряжений σ_0 (*1*), коэффициента K_o отслоения (*2*) и микротвердости *H* (*3*) в зависимости от мощности *q* импульсного лазерного излучения (*а*) и толщины *h* переходного адгезионного слоя TiZrFeN (*б*) покрытий TiN (*а*) и TiZrFe—TiZrFeN—TiZrN (*б*)

Формирование свойств покрытия нанесением переходных адгезионных слоев. Высокие остаточные сжимающие напряжения, возникающие в износостойких покрытиях после нанесения на режущий инструмент, снижают интенсивность их разрушения при резании. С другой стороны, перепад напряжений на границе покрытия с инструментальной основой отрицательно влияет на прочность адгезии покрытия. Уменьшить разницу напряжений и повысить прочность соединения покрытия с инструментальной основой можно нанесением между ними переходных адгезионных слоев. При этом снижаются остаточные напряжения и повышается адгезионная прочность покрытия с инструментальной основой (рис. 2, *б*), что уменьшает интенсивность изнашивания инструмента.

Формирование свойств покрытия нанесением их в условиях ионного ассистирования. Физико-механические свойства покрытия можно изменить, комбинируя, например, фильтруемое катодно-вакуумно-дуговое осаждение с ассистирующей бомбардировкой высокоэнергетическими ионами (АФКВДО), что приводит к модификации конденсата, изменяя физико-механические и химические свойства покрытия. Изменяя энергию и плотность потока бомбардирующих ионов, можно регу-

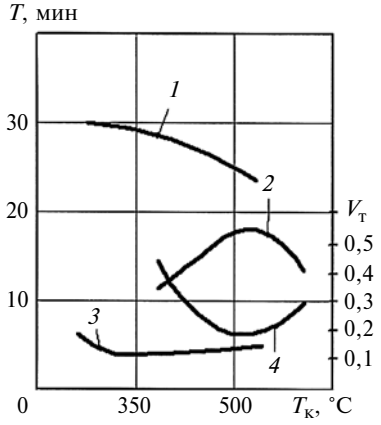


Рис. 3. Изменение периода *T* стойкости (*1*, *2*) и коэффициента $V_т$ вариации (*3*, *4*) в зависимости от температуры $T_к$ конденсации для пластин ВК6 с покрытием TiN, полученным по комбинированной (*1*, *3*) и традиционной (*2*, *4*) технологиям

лировать размеры и ориентацию зерен и таким образом управлять механическими свойствами, плотностью, стехиометрией и остаточными напряжениями в покрытии. В табл. 3 в качестве примера показано влияние процесса АФКВДО на механические свойства покрытия TiN [10, 11].

Технологический выбор износостойких ионно-плазменных многослойных покрытий

Режущие свойства пластин ВК6 с двухслойным покрытием TiN, полученным с использованием комбинированной технологии АФКВДО, оценивали зависимостью $T = f(T_к)$. Период T стойкости инструмента увеличивается при снижении температуры $T_к$ конденсации (рис. 3, зависимость *1*). Для стандартного вакуумно-дугового процесса зависимость $T = f(T_к)$ имеет экстремальный характер (см. рис. 3, зависимость *2*). Многослойные покрытия при использовании комбинированного температурного режима имеют более высокую адгезионную прочность с твердосплавной основой и повышенную трещиностойкость, период стойкости режущего инструмента увеличивается в 1,5÷2 раза по сравнению с периодом стойкости инструмента со стандартным покрытием.

Повышение эффективности многослойных покрытий путем расположения слоев и целевого выбора их состава и свойств рассмотрим на примере двухслойного покрытия со слоями TiN и TiCN.

При непрерывном резании для повышения эффективности покрытия TiN—TiCN для верхнего слоя можно использовать двухэлементные покрытия TiAlN и TiZrN, которые по сравнению с покрытием TiCN имеют более высокие сжимающие остаточные напряжения и механические свойства (табл. 4) и в большей степени сдерживают образование и развитие трещин. Кроме того, покрытие TiZrN — мультислойное, что является дополнительным сдерживающим фактором трещинообразования. Еще эффективнее сдерживает трещинообразование двухслойное покрытие TiN—TiCN, если дополнительно нанести третий верхний мультислой TiZrN. Применение многослойных покрытий TiN—TiAlN, TiN—TiZrN и TiN—TiCN—TiZrN увеличивает время T_2 работы инструмента до начала образования поперечных трещин на участке пластического контакта стружки с передней поверхностью по сравнению с покрытием TiN—TiCN (рис. 4, *а*). Обработку проводили на режиме: $v = 160$ м/мин, $t = 0{,}5$ мм и $S_0 = 0{,}3$ мм/об. Установлено, что максимальное время T_2 обеспечивает инструмент с трехслойным покрытием TiN—TiCN—TiZrN. Обработку проводили на режиме: $S_0 = 0{,}15$ мм/об и $t = 0{,}5$ мм. Стойкостные испытания (рис. 4, *б*) подтвердили высокую эффективность предложенных покрытий. Период стойкости пластин МК8 с данными покрытиями при обработке заготовок из стали 5ХНМ был в 1,4÷3,3 раза выше, чем инструмента с покрытиями TiN—TiCN.

Эффективность двухслойного покрытия TiCN—TiN для фрезерования можно повысить нанесением промежуточного мультислоя TiZrN (покрытие TiCN—TiZrN—TiN), обеспечивающего и повышение трещиностойкости. Для покрытия TiCN—TiZrN—TiN характерны меньшее число трещин и меньшая площадь разрушения по сравнению с покрытием TiCN—TiN за одинаковое время работы инструмента (рис. 5, см. обложку).

Таблица 3

Параметры нанесения покрытия и показатели его свойств при АФКВДО

$U_{1МР}$, кВ	$U_{АО}$, кВ	$HV_{0,05}$, ГПа	HV_{02}, ГПа	$H_{ind\,140\,нм}$, ГПа	$E_{140\,нм}$, ГПа	Адгезия
0	0	21,57	18,05	29,7	456,6	Средняя
20	20	24,38	19,38	29,5	427,5	Средняя
20	30	23,73	19,38	32,8	462,4	Сильная
20	40	21,94	20,35	35,4	486,1	Очень сильная

Примечания: 1. $U_{1МР}$, $U_{АО}$ — ускоряющее напряжение при имплантации соответственно до и во время осаждения покрытия; $HV_{0,05}$ и $HV_{0,2}$ — микротвердости по Виккерсу; $H_{ind140\,нм}$ и $E_{140\,нм}$ — соответственно микротвердость и модуль упругости при глубине пластического внедрения индентора 140 нм. 2. Адгезию оценивали по отпечатку индентора по Виккерсу ($HV_{0,2}$).

Таблица 4

Показатели механических свойств покрытий

Покрытие	H, ГПа	σ_0, МПа	E, ГПа	$\sigma_т$, ГПа	$K_{1с}$, МПа · м$^{1/2}$	$K_{1сп}$, МПа · м$^{1/2}$
TiN	29,16	−775	307	9,53	3,39	12,29
TiAIN	38,65	−1256	369	12,26	4,07	14,77
TiZrN	38,39	−902	379	12,38	4,22	14,44

Примечание: H — микротвердость; σ_0 — остаточные сжимающие напряжения, E — модуль упругости, $\sigma_т$ — предел текучести; $K_{1с}$ — критический коэффициент интенсивности напряжений; $K_{1сп}$ — вязкость разрушения.

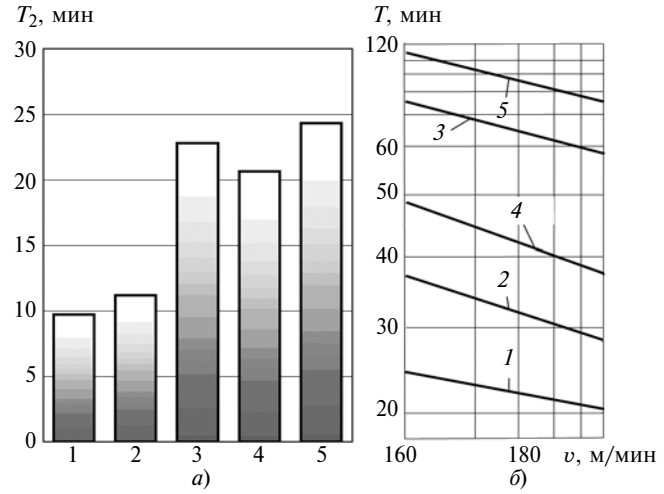


Рис. 4. Диаграмма времени T_2 (*а*) и изменение периода *T* стойкости (*б*) при точении заготовок из стали 5ХНМ пластинами МК8 с покрытиями TiN (*1*), TiN—TiCN (*2*), TiN—TiZrN (*3*), TiN—TiAlN (*4*) и TiN—TiCN—TiZrN (*5*) на режимах:
а — v = 160 м/мин, t = 0,5 мм, S_0 = 0,3 мм/об; *б* — S_0 = = 0,15 мм/об, t = 0,5 мм (*б*)

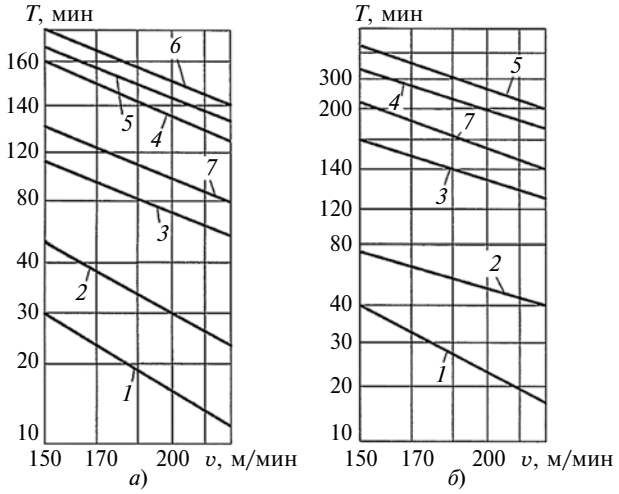


Рис. 6. Изменение периода стойкости *T* в зависимости от скорости *v* при торцевом фрезеровании заготовок из сталей 5ХНМ (*а*) и 45 (*б*) пластинами МК8 без покрытия (*1*), с покрытиями TiN (*2*), TiCN—TiN (*3*), TiCN—TiZrN—TiN (*4*), $TiN^{КТР}$—TiZrN—TiN (*5*), $TiCN^{15\,\%}$—TiZrN—$TiN_{КТР}$ (*6*), TiZrCN—TiZrN (*7*) на режиме S_z = 0,4 мм/зуб, t = 1,5 мм, B = 20 мм

Подбирая механические свойства верхнего и нижнего слоев многослойного покрытия TiCN—TiZrN—TiN, можно изменять его прочность адгезии с инструментальной основой и износостойкость. Так, для повышения прочности адгезии данного покрытия с инструментальной основой нижний слой TiCN можно наносить при содержании ацетилена в газовой смеси C_2H_2 = 15 % ($TiCN^{15\,\%}$) (см. рис. 1, *б*). Прочность адгезии покрытия с инструментальной основой можно повысить, используя в качестве нижнего слоя соединение TiN, формируемое при повышенной температуре конденсации ($TiN^{КТР}$). Нанесение слоя TiN при повышенной температуре приводит к снижению остаточных напряжений, уменьшению перепада напряжений на границе "покрытие—инструментальная основа" и повышению прочности адгезии. Износостойкость верхнего слоя можно повысить нанесением его при низкой температуре ($TiN_{КТР}$), что дает повышение его микротвердости (см. табл. 2).

Стойкостные испытания показали, что рассмотренные технологические методы изменения механических свойств отдельных слоев многослойного покрытия TiCN—TiZrN—TiN позволяют повысить его эффективность. При торцевом фрезеровании заготовок из стали 5ХНМ (рис. 6) нанесение покрытий $TiN^{КТР}$—TiZrN—TiN (зависимость *5*) повышает период *T* стойкости пластин МК8 в зависимости от режима резания в 1,48÷1,5 раза, а покрытий TiCN—TiZrN—TiN (зависимость *4*) — в 1,53÷1,64 раза по сравнению с двухслойным покрытием TiCN—TiN (зависимость *3*). Наибольшее повышение периода стойкости (в 1,62÷1,73 раза) обеспечивает покрытие $TiCN^{15\,\%}$—TiZrN—$TiN_{КТР}$ (зависимость *6*) по сравнению с покрытием TiCN—TiN (зависимость *3*). Трехслойное покрытие по сравнению с однослойным покрытием TiN повышает период стойкости инструмента в 2,8÷3,5 раза и в 4,9÷7,2 раза по сравнению с инструментом без покрытия (зависимость *1*), в зависимости от конструкции многослойного покрытия и режима обработки. Использование в двухслойном покрытии, предназначенном для фрезерования, мультислойных многоэлементных нитридов и карбонитридов (TiZrCN и TiZrN) с более высокими механическими свойствами по сравнению с TiCN и TiN повышает их эффективность. Период стойкости торцевых фрез с покрытиями TiZrCN—TiZrN в 1,3÷1,4 раза выше аналогичного показателя для фрез с покрытиями TiCN—TiN (см. рис. 6, зависимости *3* и *7*).

Повышение работоспособности режущего инструмента выбором рационального состава и толщины переходных адгезионных слоев в многослойном покрытии представлено на рис. 7. При обработке заготовок из сталей 30ХГСА и 12Х18Н10Т применение многослойных покрытий с переходным слоем TiFeN повышает период стойкости инструмента в 1,4÷1,9 раза по сравнению с покрытием TiN в зависимости от режима резания. Увеличение прочности адгезии с инструментальной основой введением в архитектуру покрытия TiFeN—TiN дополнительного переходного адгезионного слоя TiFe повышает период стойкости инструмента в 2÷3 раза. Инструменты с верхним мультислоем TiZrN в многослойном покрытии имеют период стойкости выше в 2,6÷4,2 раза и в 1,3÷1,9 раза по сравнению соответственно с однослойными покрытиями TiN и TiZrN в зависимости от условий обработки.

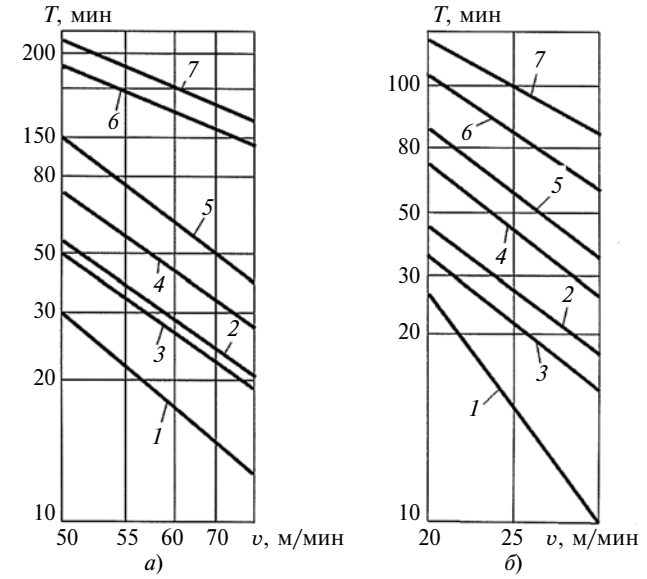


Рис. 7. Изменение периода *T* стойкости в зависимости от скорости *v* при точении заготовок из сталей 30ХГСА (*а*) и 12Х18Н10Т (*б*) пластинами с покрытиями TiN (*1*), TiZrN (*2*), TiFeN—TiN (*3*), TiFe—TiFeN—TiN (*4*), TiZrFe—TiZrFeN—TiZrN (*5*), TiFe—TiFeN—TiN + ЛО (*6*), TiZrFe—TiZrFeN—TiZrN + ЛО (*7*) на режимах:
а — S_0 = 0,3 мм/об, *t* = 0,75 мм; *б* — S_0 = 0,3 мм, *t* = 0,5 мм

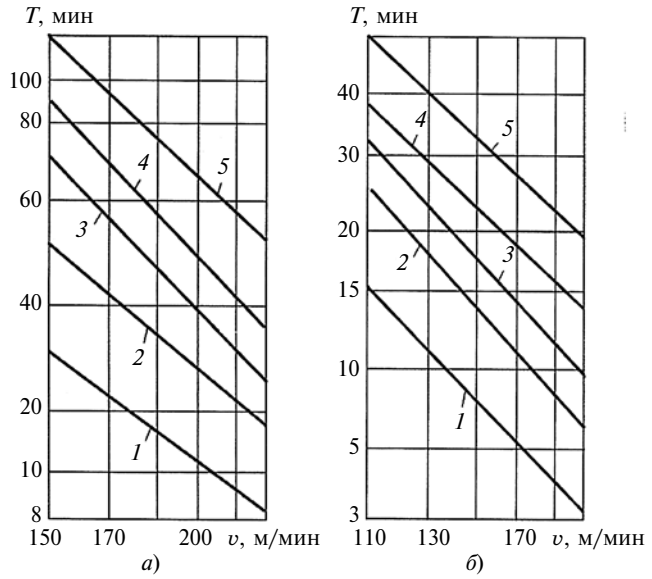


Рис. 8. Изменение периода *T* стойкости в зависимости от скорости *v* при сухом торцевом фрезеровании заготовок из сталей 40Х (*а*) и 12Х18Н10Т (*б*) пластинами Т14К8 без покрытия (*1*), с покрытиями TiN (*2*), TiCrN (*3*), TiAlN (*4*) и с многослойным покрытием с верхним слоем TiAlN, сформированным АФКВДО (*5*), на режимах:
а — *t* = 2 мм, S_z = 0,4 мм/зуб, *B* = 20 мм; *б* — *t* = 0,5 мм, S_z = 0,2 мм/зуб, *B* = 40 мм

Дополнительная обработка многослойных покрытий импульсным лазерным излучением повышает их период стойкости в 2,1÷3 раза в зависимости от режима резания и марки обрабатываемого материала (см. рис. 7, зависимости *4—7*). Снижаются остаточные сжимающие напряжения, увеличиваются прочность адгезии многослойного покрытия с инструментальной основой и микротвердость многослойного покрытия. В результате повышается работоспособность быстрорежущего инструмента.

Формирование многослойного покрытия с верхним слоем TiAlN, полученным по технологии АФКВДО, повышает период стойкости фрез с пластинами Т14К8 в 1,3÷1,4 раза по сравнению со стандартным покрытием TiAlN и в 2÷3 раза по сравнению с покрытием TiN [11] в зависимости от марки обрабатываемого материала и режима резания (рис. 8).

Таким образом, многослойные покрытия необходимо формировать с учетом условий механической обработки и характера разрушения покрытия при резании. Эффективность многослойных покрытий обеспечивается выбором расположения, рационального состава, структуры и механических свойств отдельных слоев.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Табаков В. П.** Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2008. 311 с.
2. **Верещака А. С.** Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
3. **Верещака А. С., Григорьев С. Н., Табаков В. П.** Методологические принципы создания функциональных покрытий для режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 2. С. 18—39.
4. **Tabakov V. P.** The Influence of Machining Condition Forming Multilayer Coatings for Cutting Tools // Key Engineering Materials. Trans. Tech. Publications, Switzerland. 2012. V. 496. P. 80—85.
5. **Tabakov V. P., Vereschaka A. S.** Development of technological means for formation of multilayer composite coatings, providing increased wear resistance of carbide tools, for different machining condition // Key Engineering Materials. Trans. Tech. Publications, Switzerland. 2014. V. 581. P. 55—61.
6. **Improving** the efficiency of the cutting tool made of ceramic when machining hardened steel by applying nano-dispersed multi-layered coatings / A. S. Vereschaka, S. N. Grigoriev, V. P. Tabakov, at. el. // Key Engineering Materials. Trans. Tech. Publications, Switzerland. 2014. V. 581. P. 68—73.
7. **Табаков В. П., Ермолаев А. А.** Многослойные покрытия инструмента, работающего в условиях непрерывного резания // СТИН. 2005. № 7. С. 21—25.
8. **Табаков В. П., Ширманов Н. А., Смирнов М. Ю.** Повышение работоспособности торцовых фрез путем совершенствования структуры износостойкости покрытий // СТИН. 2002. № 2. С. 6—10.
9. **Табаков В. П.** Применение покрытий на основе карбонитрида титана для повышения стойкости режущего инструмента // СТИН. 1991. № 11. С. 18—19.
10. **Верещака А. А., Козлов А. А., Шеремет М. В.** Функциональные покрытия с нанокристаллической структурой для режущего инструмента // Физика, химия и механика трибосистем: межвуз. сб. науч. тр. Иваново: Ивановский ГУ. 2010. Вып. 9. С. 88—95.
11. **Nano-Scale** Multi-Layered Coatings for Cutting Tools Generated Using Assisted Filtered Cathodic-Vacuum-Arc Deposition (AFCVAD) / A. A. Vereschaka, A. S. Vereschaka, S. N. Grigoriev, D. V. Sladkov // Applied Mechanics and Materials Trans. Tech. Publications, Switzerland. 2013. V. 325—326. P. 1454—1459.