ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

8

2018

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(495)-785-60-69

Адрес редакции:

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

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

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

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

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Рязанов А. И., Первышин А. Н. — Проектирование опытной установки для производства легкоплавких металлических порошков . . . 3

Матлин М. М., Казанкин В. А., Казанкина Е. Н., Мозгунова А. И. — Прогнозирование фактической площади контакта в соединении с натягом с учетом соотношения твердостей деталей . . . 8

Палочкин С. В., Рудовский П. Н. — Демпфирование колебаний тарельчатыми пружинами . . . 11

Иванов Д. В., Иванов В. С., Кузнецов А. П. — Моделирование процесса циклоидального формообразования многогранников в бироторных механических системах . . . 18

Захаров М. Н., Ларюшкин П. А., Эрастова К. Г. — Оптимизация геометрических параметров плоского механизма параллельной структуры методом SQP из условия максимизации эффективной рабочей зоны . . . 24

Бердник А. Н. — Основные проблемы использования различных систем газотурбинного наддува в зависимости от уровня форсирования поршневого двигателя . . . 28

Григорьев В. А., Терентьев В. И. — Аппроксимация в расчетах механизмов ткацких машин . . . 32

Лазарев Е. А., Машков О. Г., Мартынов А. А., Помаз А. Н. — Влияние перепуска воздуха в проточной части центробежного компрессора на запас его устойчивой работы . . . 36

Гельвер И. С., Колунин А. В. — Оценка влияния физической нелинейности материала на напряженно-деформированное состояние транспортных конструкций из алюминиевых сплавов . . . 40

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Меделяев И. А. — Энергетика изнашивания деталей машин при смешанном смазывании . . . 42

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Сурков В. А. — Исследование воздействия плазмы высокочастотного индукционного разряда пониженного давления на коррозионную стойкость материала на основе порошка железа . . . 48

Кабалдин Ю. Г., Аносов М. С., Желонкин М. В., Головин А. А. — Влияние параметра кристаллической решетки на хрупкое разрушение металлов при низких температурах . . . 50

Димов Ю. В., Подашев Д. Б. — Математическая модель для определения производительности обработки деталей полимерно-абразивными кругами . . . 56

Самипур С. А., Батраков В. В., Халиулин В. И. — Расчетно-экспериментальная методика обеспечения точности угла армирования преформы, изготовленной радиальным плетением . . . 64

Зайдес С. А., Нгуен Ван Хинь. — Влияние параметров осциллирующего выглаживания на остаточные напряжения в цилиндрических деталях . . . 67

Проблемы теории и практики резания материалов

Кирсанов С. В., Цыганков Р. С. — Исследование процесса врезания ружейных сверл при сверлении глубоких отверстий на многооперационных станках . . . 72

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Бурдо Г. Б. — Повышение эффективности технической подготовки производства в многономенклатурном машиностроении . . . 78

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Албагачиев А. Ю., Мамедова И. Ю., Соколова М. Л., Мильчакова Н. Е. — Дисциплинарные функции промышленного дизайна . . . 87

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Ryazanov A. I., Pervyshin A. N. — Design of a pilot installation for production of low-melting metallic powders

Matlin M. M., Kazankin V. A., Kazankina Ye. N., Mozgunova A. I. — Prediction of actual contact area in a joint with interference, taking into account the ratio of the hardness of the parts

Palochkin S. V., Rudovskiy P. N. — Damping of vibrations by Belleville springs

Ivanov D. V., Ivanov V. S., Kuznetsov A. P. — Modeling of process of cycloidal formation of polyhedrons in two-rotor mechanical systems

Zakharov M. N., Laryushkin P. A., Erastova K. G. — Optimization of geometric parameters of a plane mechanism of a parallel structure by the SQP method from the condition of maximizing the effective working area

Berdnik A. N. — General problems of using different systems of gas turbine supercharging depending on the level of forcing the reciprocating engine

Grigor'ev V. A., Terent'ev V. I. — Approximation in the calculations of the mechanisms of weaving machines

Lazarev E. A., Mashkov O. G., Martynov A. A., Pomaz A. N. — Influence of air bypass in the flowing part of a centrifugal compressor on the margin of its stable operation

Gel'ver I. S., Kolunin A. V. — Evaluation of the influence of the physical nonlmearity of a material on the stress-strain state of transport structures made of aluminum alloys

Problems oftribology — friction, wearing away and lubrication

Medelyaev I. A. — Energy wear of machine parts with mixed lubrication

MANUFACTURING ENGINEERING

Surkov V. A. — Research of plasma effect of a high-frequency induction discharge of low pressure on the corrosion resistance of a material based on iron powder

Kabaldin Yu. G., Anosov M. S., Zhelonkin M. V., Golovin A. A. — Influence of the lattice parameter on brittle failure of metals at low temperatures

Dimov Yu. V., Podashev D. B. — Mathematical model to determine the performance processing of parts by polymer-abrasive wheels

Samipur S. A., Batrakov V. V., Khaliulin V. I. — Calculation and experimental methodic for ensuring the accuracy of the reinforcement angle of the preform made by radial braiding

Zay'des S. A., Nguyen Van Khin' — Influence of parameters of oscillating smoothing on residual stresses in cylindrical parts

Problems of theory and practice of materials cutting

Kirsanov S. V., Tsygankov R. S. — Research of gun drills insert when drilling deep holes on multi-operation machine tools

ECONOMY AND ORGANIZATION OF PRODUCTION

Burdo G. B. — Increasing the effectiveness of technical production preparation in multi-nomenclature engineering

TECHNICAL INFORMATION

Albagachiev A. Yu., Mamedova I. Yu., Sokolova M. L., Mil'chakova N. E. — Disciplinary functions of industrial design

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

Сдано в набор 25.06.2018. Подписано в печать 19.07.2018.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

© ООО «Издательство "Инновационное машиностроение"», "Вестник машиностроения", 2018

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК [621.763 + 629.7.036.5].001.573

А. И. РЯЗАНОВ, А. Н. ПЕРВЫШИН, д-р. техн. наук (Самарский национальный исследовательский университет им. академика С. П. Королева), e-mail: tr05@bk.ru

Проектирование опытной установки для производства легкоплавких металлических порошков

Рассмотрена конструкция опытной установки для производства легкоплавких металлических порошков. Описаны механизм образования жидких частиц металла в генераторе расплава, выполненном на базе камеры ракетного двигателя малой тяги; системы подвода компонентов топлива, исходного материала порошка, измерения их расходов, а также системы сбора кристаллизовавшихся частиц порошка, автоматизированного сбора и первичного анализа экспериментальных данных и другие системы спроектированной опытной установки.

Ключевые слова: аддитивные технологии, металлический порошок, гранулометрический состав, генератор расплава, атомизация расплава, системы измерения.

The design of a pilot intsallation for the production of low-melting metallic powders is considered. The mechanism of formation of liquid metal particles in a melt generator based on a chamber of a rocket engine of small thrust, a system for supplying fuel components, raw powder material, measuring their costs, as well as a system for collecting crystallized powder particles, automated collection and initial analysis of experimental data, and other systems of the designed pilot installation are described.

Keywords: additive technologies, metal powder, granulometric composition, melt generator, melt atomization, measurement systems.

В настоящие время в машиностроительном производстве активно развивается технология выращивания деталей методом послойного лазерного спекания металлических порошков [1—3]. Такой метод дает преимущества при получении сложных фасонных элементов и развитых внутренних полостей [4—6]. Исключаются промежуточные стадии изготовления оснастки и пресс-форм, практически отсутствуют дефекты литья [7], снижается трудоемкость финишной механической обработки [8—10].

Более 90 % всех порошков, применяемых в аддитивных технологиях, получают методами диспергирования (атомизации) расплава [8]. На первом этапе металл расплавляют в плавильных камерах, иногда выполненных вакуумными или индукционными. Также материал может быть предварительно заготовлен в виде прутка и выступать в качестве электрода, подвергаемого индукционной или плазменной плавке.

На втором этапе расплав выливается через распылитель, где поток жидкого металла разрушается струей газа, направленного под давлением. Истечение расплава может происходить в вакуумную камеру. Растворенный в расплаве газ под действием перепада давлений выходит на поверхность металла и "взрывает" его изнутри, обеспечивая лучшее измельчение материала [8].

Качество деталей, выращенных методом послойного лазерного спекания, во многом зависит от свойств исходного материала — металлического порошка [11]. К нему предъявляют ряд достаточно жестких требований по сферичности, насыпной плотности, текучести, гранулометрическому составу.

Сферическая форма частиц обеспечивает их более компактную укладку в определенный объем (насыпную плотность) и текучесть порошка с минимальным сопротивлением в системах подачи [8].

Требование по гранулометрическому составу ограничивает диапазон разброса диаметров частиц верхней и нижней границами. Наиболее часто в аддитивных технологиях используются мелкодисперсные порошки с диаметром частиц 10÷40 мкм [8]. К ним относится материал из стали 316L, применяемый на установке SLM 280 HL. Исследования, проведенные в Самарском университете, показали, что только у 35 % частиц диаметры находятся в пределах от 10 до 40 мкм и 48 % гранул имели диаметр менее 12 мкм [11]. Порошок со слишком малым размером частиц в процессе плавления в пятне луча лазера перегревается, закипает и разбрызгивается за пределы зоны построения. Данное обстоятельство приводит к повышенной шероховатости поверхности детали и микропористости [8],

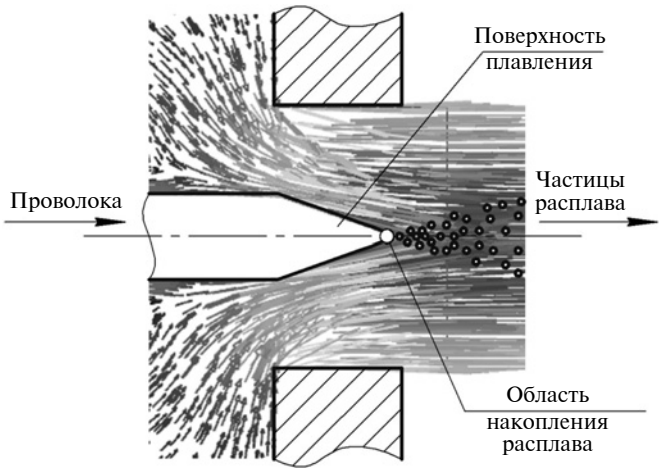


Рис. 1. Механизм образования частиц расплава

что подтверждается наличием в структуре изготовленных образцов пор размером до 50 мкм [11].

Получение порошков из различных металлов и сплавов, отвечающих перечисленным требованиям, это сложная и ресурсоемкая задача. Далеко не всегда ее можно решить приведенными выше способами газовой и вакуумной атомизации.

Авторы данной статьи предлагают использовать вместо плавильной печи камеру ракетного двигателя малой тяги (РДМТ). Рассмотрим принцип работы этого устройства. Материал, заготовленный в виде проволоки, подается с постоянной скоростью внутрь камеры вблизи от ее критического сечения [12]. При равномерном движении проволоки по оси камеры формируется устойчивая коническая поверхность плавления (рис. 1). Образовавшийся на поверхности расплав будет перемещаться под действием потока к вершине конуса и накапливаться в виде капли. Растет миделево сечение капли и с определенного момента сила набегающего потока продуктов сгорания становится достаточной для преодоления сил поверхностного натяжения жидкого металла. Частица расплава отрывается от вершины конуса и уносится течением. Накопление и отрыв капель будут иметь цикличный характер. При установившемся режиме работы устройства постоянство сил поверхностного натяжения и набегающего потока обусловливают постоянный диаметр отрывающихся капель — частиц порошка.

Математическое моделирование процесса нагревания и плавления цилиндрического стержня, вносимого в камеру ракетного двигателя, выявило ряд закономерностей [12]. Увеличение скорости подачи проволоки приводит к перемещению установившейся поверхности плавления ближе к критическому сечению камеры. С некоторого момента конус начинает частично перекрывать сечение и сокращать его площадь. В результате возрастают давление в камере и скорость истечения продуктов сгорания. Последние оказывают большее воздействие на растущую каплю расплава и отрывают ее от вершины конуса при меньшей величине миделева сечения. Следовательно, управляя скоростью подачи проволоки, мы получаем возможность управлять дисперсностью производимого порошка.

В предлагаемом авторами генераторе расплава в качестве компонентов топлива используются воздух и пропан. Температура горения в камере достигает 2000 К, что достаточно для высокопроизводительного получения расплава легкоплавких металлов [12].

В состав проектируемой опытной установки кроме генератора расплава должны входить различные системы подвода компонентов топлива и проволоки, системы измерения и управления параметрами процесса производства расплава, система сбора кристаллизовавшихся частиц порошка. На этапе первых запусков и поузловой доводки установки нецелесообразно ее компактное размещение в едином корпусе. Для обеспечения безопасности работ с взрывоопасными газами используем помещения, предназначенные для огневых испытаний РДМТ.

На рис. 2 приведена схема традиционных стендовых систем *1—7*, обеспечивающих функционирование рабочего процесса РДМТ и измерение его параметров, дополненная системами *8—12*, которые необходимо разработать для испытаний генератора расплава.

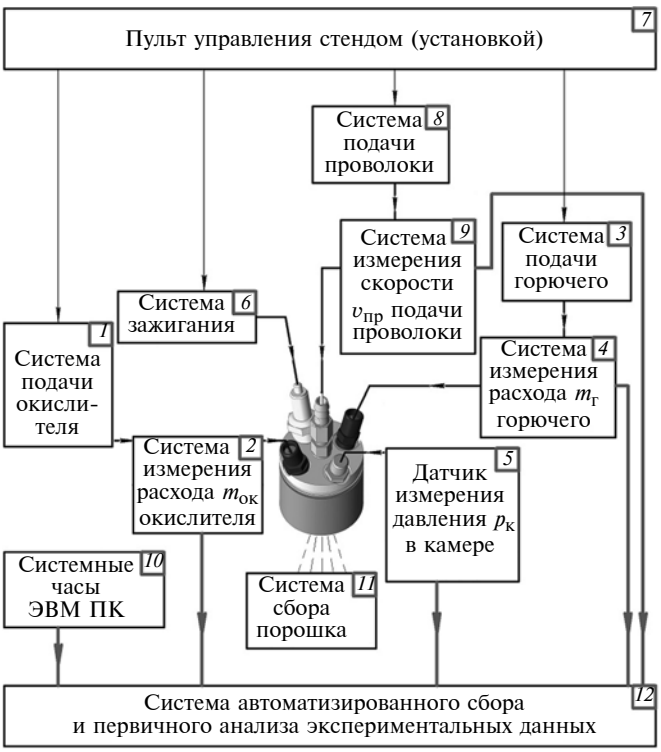


Рис. 2. Схема традиционных стендовых систем для исследований рабочего процесса РДМТ, дополненная системами, необходимыми для испытаний генератора расплава

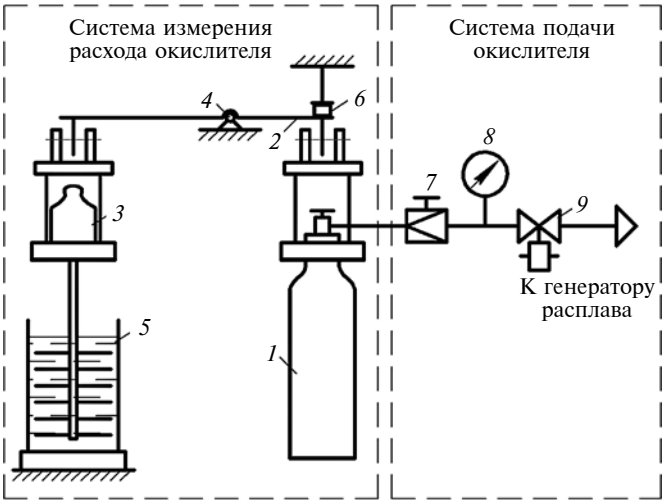


Рис. 3. Схемы систем подачи и измерения расхода окислителя

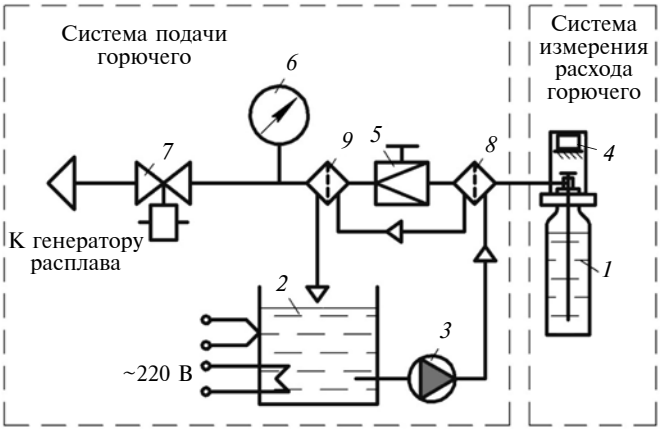


Рис. 4. Схемы систем подачи и измерения расхода горючего:
1 — баллон, наполненный горючим; *2* — термостат; *3* — циркуляционный насос; *4* — датчик усилия; *5* — редуктор; *6* — манометр; *7* — клапан; *8*, *9* — теплообменники

Система подачи окислителя и система измерения расхода окислителя тесно интегрированы между собой (рис. 3). Баллон *1*, наполненный сжатым воздухом, подвешен к разноплечему коромыслу *2* и уравновешен грузом *3*. Коромысло располагается на шарнире *4*, закрепленном на капитальной стене. Упругие колебания гасит масляный демпфер *5*. По мере расходования окислителя из баллона увеличивается давление на датчик *6* усилия. Показания датчика с некоторой долей погрешности равны массе израсходованного воздуха. Из баллона воздух поступает в систему подачи окислителя. Давление регулируется редуктором *7* и контролируется по манометру *8*. Клапан *9* открывает доступ окислителя в генератор расплава.

Системы подачи и измерения расхода горючего (рис. 4) во многом аналогичны приведенным выше. Масса заправленного баллона с пропаном не превышает 1,5 кг, что находится в пределах измерения датчика усилия. Поэтому можно не использовать противовес и напрямую нагрузить датчик силой тяжести баллона. Пропан, в отличие от воздуха, при повышенном давлении в баллоне и в системе подачи может конденсироваться. Подача жидкообразного горючего в металлизатор ухудшает процесс смесеобразования и, следовательно, негативно сказывается на всем рабочем процессе. Чтобы исключить конденсацию пропана, в системе подачи горючего предусмотрены теплообменники, по которым с помощью циркуляционного насоса прокачивается теплоноситель, нагретый до 80÷90 °С.

Давление в камере измеряем с помощью датчика, расположенного в полости, соединенной с газодинамическим трактом генератора расплава.

Материал будущего порошка подается в виде проволоки *1* с помощью протягивающего механизма (рис. 5). Проволока зажимается между двумя валиками *2*. Электродвигатель *3* вращает ведущий валик и проталкивает проволоку. Питание электродвигателя осуществляется от общей электросети через выпрямляющее устройство *5* с возможностью управления выходным напряжением. Текущее напряжение контролируется с помощью вольтметра *4*. Частота вращения вала двигателя регулируется поступившим напряжением. Таким образом, в системе подачи проволоки предусмотрено управление ее скоростью. Из системы подачи по направляющим трубкам проволока поступает в генератор расплава, проходя через камеру сгорания.

Скорость проволоки измеряется перед входом в систему подачи. Прижатый к проволоке диск вращает вал датчика *6* угла поворота. Данные передаются в систему автоматизированного сбора и первичного анализа экспериментальных данных.

В камере генератора расплава происходит непрерывное горение топливной смеси. Воздух и пропан являются несамовоспламеняющимися компонентами, что исключает химическое зажигание топлива. Необходимость многоразового запуска исключает возможность воспламенения с помощью пиропатрона [13]. Для проектируемой опытной установки выбран способ электрического искрового зажигания.

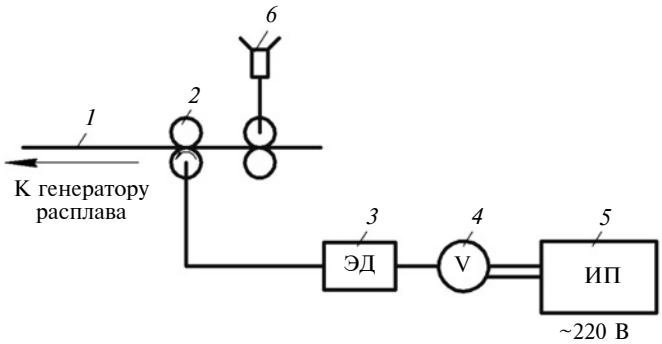


Рис. 5. Схема системы подачи и измерения скорости подачи проволоки

Электроды свечи зажигания выведены в камеру генератора расплава. Питание на свечу подается от агрегата зажигания, подключенного к общей электросети через выпрямляющее устройство. В агрегате происходят накопление электрического разряда на накопительном конденсаторе и мгновенное разряжение накопленной энергии по полупроводниковому слою свечи.

Кратковременность разряда позволяет получить большую мощность единичного разряда. Процесс повторяется многократно, до достижения воспламенения топливной смеси. Управление подачей разряда выведено на пульт управления установкой.

Система сбора кристаллизовавшихся частиц порошка представлена на рис. 6. Использован тот же принцип перепада давлений, что и в вакуумной атомизации [8]. Генератор расплава распыляет частицы металла в камеру кристаллизации. Преодолевая сопротивление окружающего воздуха, частицы замедляются, остывают и под действием силы гравитации падают на наклонную поверхность. Порошок скатывается по дну и собирается в бак.

Схема системы автоматизированного сбора и первичного анализа экспериментальных данных представлена на рис. 7. Плата сбора данных опрашивает показания датчиков, расположенных в системах измерения, описанных ранее, с частотой 10 Гц и передает результаты замеров на ЭВМ ПК через usb-интерфейс. В непосредственной близости от датчиков усилия давлений баллонов окислителя ($F_{ок}$) и горючего ($F_г$), угла поворота диска, прижатого к проволоке (ДУП), располагаются индивидуальные аналого-цифровые преобразователи (АЦП).

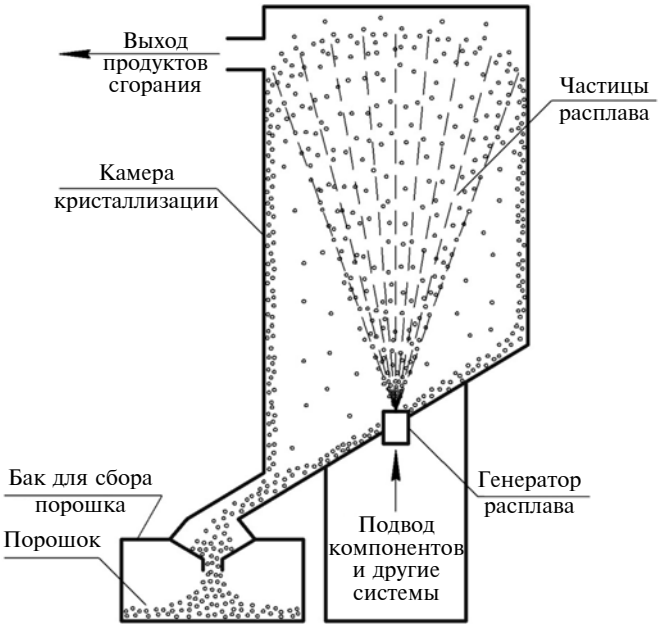


Рис. 6. Схема системы сбора порошка

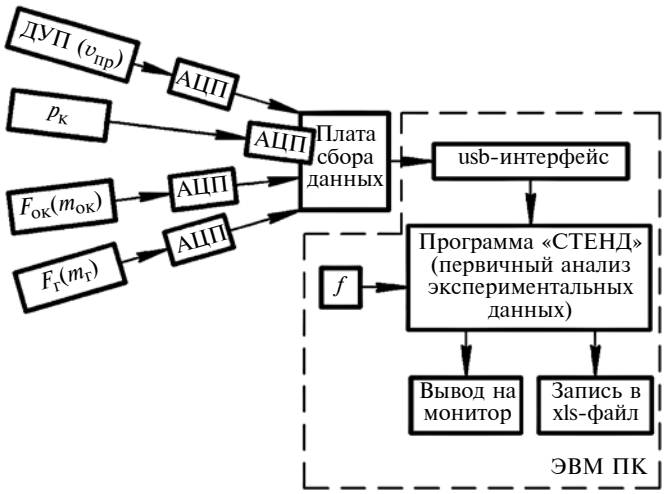


Рис. 7. Принципиальная схема системы автоматизированного сбора и первичного анализа экспериментальных данных

Такое решение позволяет минимизировать искажение аналогового сигнала при его передаче по протяженным проводам на плату сбора данных. К плате подходит цифровой сигнал, слабо подверженный влиянию электромагнитных фоновых полей. Исключение составляет датчик относительного давления $p_к$ в камере, который устанавливается в корпусе металлизатора. Надежность функционирования АЦП вблизи рабочей зоны установки сомнительна, поэтому он вынесен на плату сбора данных (см. рис. 7).

Время измеряется с помощью системных часов операционной системы ЭВМ ПК. При включении компьютера они считывают текущее время из аппаратных часов и отсчитывают его с точностью до 1 мс.

Обработка поступающих на ЭВМ ПК данных измерений осуществляется в программе "СТЕНД". Она написана в среде программирования Delphi 7 с использованием технологии windows api. Поступив в программу, данные декодируются из двоичного кода и переводятся в Международную систему единиц измерения СИ. Выполняется их коррекция с учетом предварительно проведенных калибровок используемых средств измерений. Далее проводится первичный анализ: по углу поворота и времени между замерами t рассчитывается скорость $v_{пр}$ подачи проволоки, по изменению массы и времени определяются расходы $m_{ок}$ и $m_г$ компонентов топлива.

Во время работы генератора расплава на мониторе в режиме реального времени отображаются замеряемые параметры и некоторые расчетные, такие как коэффициент $\alpha_{ок}$ избытка окислителя и коэффициент φ_β полноты сгорания. Результаты выводятся как в виде числовых значений, так и в виде столбцового индикатора. Три параметра на

выбор можно вывести в виде графиков их изменения во времени.

Протоколирование показаний всех датчиков и расчетных величин с частотой 10 Гц осуществляется в виде таблицы в xls-файле. Каждый столбец соответствует одному измеряемому параметру, в том числе времени, или расчетной величине. Каждая строка файла — это мгновенный срез состояния объекта испытаний.

Система сводит воедино и синхронизирует по времени разрозненные показания датчиков, анализирует их, отображает на мониторе в режиме реального времени и протоколирует всю телеметрию испытаний в долговременную память ЭВМ ПК.

Спроектированная опытная установка для производства металлических порошков обладает рядом достоинств:

1. Генератор расплава, выполненный на базе камеры РДМТ, позволяет не только получать частицы жидкого металла, но и с трансзвуковой скоростью распылять их в камеру кристаллизации. Поток продуктов сгорания исключает контакт частиц порошка с окружающей воздушной средой и предотвращает их окисление.

2. Выбранная система подачи материала порошка должна обеспечить его непрерывное и равномерное поступление в генератор расплава. Заложена возможность варьировать скорость подачи проволоки и изменять дисперсность получаемого порошка.

3. Источником энергии для расплавления и транспортировки частиц металла является химическая реакция компонентов топлива: воздуха и пропана. Это недорогие компоненты, доступные в любом промышленно развитом регионе планеты.

4. Система измерения расхода окислителя, основанная на принципе разноплечих весов, обладает хорошей чувствительностью к изменению массы баллона (см. рис. 3) и хорошим порогом чувствительности. Предусмотрена возможность проведения калибровки датчиков усилия для минимизации систематических погрешностей измерения расходов компонентов топлива.

5. Опытная установка дает возможность измерения мгновенных расходов компонентов топлива и давления в камере генератора расплава. Программа "СТЕНД" позволяет в режиме реального времени выводить результат расчета мгновенного суммарного расхода $m_{\text{т}}$ топлива и коэффициента $\alpha_{\text{ок}}$ избытка окислителя. Оператор получает возможность, используя эту информацию и управляя редукторами подачи компонентов топлива, быстро выводить генератор расплава на заданный режим работы. Благодаря этому всю циклограмму испытаний можно получить за один огневой пуск.

Спроектированная опытная установка позволяет подтвердить работоспособность генератора расплава, выявить эмпирические зависимости его производительности и экономичности от режимных и конструктивных параметров. На основе опыта натурных испытаний возможно создание промышленной установки для производства металлических порошков меньшей стоимости и с высокими показателями сферичности частиц и гранулометрического состава.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Получение** металлических микропорошков газодинамическим распылением / П. А. Лыков, Е. В. Сафонов, К. А. Бромер, А. О. Шульц // Вестник ЮУрГУ. 2012. № 33. С. 107—112.

2. **Smelov V. G., Sotov A. V., Murzin S. P.** Particularly Selective Sintering of Metal Powders by Pulsed Laser Radiation // 4th International Conference for Young Scientists High Technology: Research and Applications, HTRA 2015, 21—24 April 2015. Tomsk: [б.и.], 2016. P. 403—407.

3. **Smelov V. G., Sotov A. V., Kosirev S. A.** Development of process optimization technology for laser cladding of GTE compressor blades // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2014. V. 9. Is. 10. P. 1854—1858.

4. **Smelov V. G., Sotov A. V., Agapovichev A. V.** Recovery technology features of aerospace parts by layering synthesis // 4th International Science and Technical Conference Metal Physics, Mechanics of Material and deformation processes, METALDEFORM 2015, 14—17 September 2015, Publisher: Trans Tech Publications Ltd, 2016. P. 316—322.

5. **Restoration** of the face of a GTE blade tip by pulse laser cladding / V. G. Smelov, V. A. Barvinok, A. V. Sotov, S. A. Kosyrev // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. V. 44. Is. 7. P. 658—662.

6. **Shitarev I. L., Smelov V. G., Sotov A. V.** Repair of a gas turbine blade tip by impulse laser build-up welding // Applied Mechanics and Materials. 2014. V. 682. P. 96—99.

7. **Balaykin A. V., Smelov V. G., Agapovichev A. V.** Application of Additive Technologies in the Production of Aircraft Engine Parts // Modern Applied Science. 2015. V. 9. Is. 4. P. 151—159.

8. **Зленко М. А., Попович А. А., Мутылина И. Н.** Аддитивные технологии в машиностроении: Учеб. пособие. СПб.: СПбГУ, 2013. 221 с.

9. **Agapovichev A. V., Balaykin A. V., Smelov V. G.** Production technology of the internal combustion engine crankcase using additive technologies // Modern Applied Science. 2015. V. 9. Is. 4. P. 335—343.

10. **Smelov V. G., Kokareva V. V., Malykhin A. N.** Lean organization of additive manufacturing of aircraft purpose products // International Journal of Engineering and Technology. 2014. V. 6. Is. 5. P. 2304—2309.

11. **Смелов В. Г., Сотов А. В., Агаповичев А. В.** Исследование структуры и механических свойств изделий, полученных методом селективного лазерного сплавления из порошка стали 316L // Черные металлы. 2016. № 9. С. 61—65.

12. **Ryazanov A. I.** Mathematical model and numerical solution of the process of heating and melting of a traveling cylinder fed into a rocket chamber. // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2014. V. 9 Is. 10. P. 1859—1865.

13. **Добровольский М. В.** Жидкостные ракетные двигатели. Основы проектирования: Учебник для вузов. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. 488 с.

УДК 621.88.084

М. М. МАТЛИН, д-р техн. наук, В. А. КАЗАНКИН, Е. Н. КАЗАНКИНА,
А. И. МОЗГУНОВА, кандидаты технических наук (Волгоградский ГТУ), e-mail: matlin@vstu.ru

Прогнозирование фактической площади контакта в соединении с натягом с учетом соотношения твердостей деталей[1]

Представлен метод расчета фактической площади контакта в соединениях с натягом при различных сочетаниях твердостей сопрягаемых деталей и использовании понятия приведенной пластической твердости деталей соединения.

Ключевые слова: соединение с натягом, фактическая площадь контакта, расчет, твердость сопрягаемых деталей.

The method for calculating the actual contact area in pressure couplings with a different combination of hardness of the mating parts and using the concept of the reduced plastic hardness of the joint parts is proposed.

Keywords: pressure coupling, actual contact area, calculation, hardness of mating parts.

Соединения с натягом широко используются в современной технике при установке на валы зубчатых колес, шкивов, муфт, подшипников качения, а также для изготовления составных червячных колес, коленчатых валов и т. п. Соединения с натягом технологичны, обеспечивают хорошее центрирование деталей, способны работать в условиях воздействия динамических нагрузок. Наибольшую нагрузочную способность имеют соединения, собранные тепловым способом (с нагревом охватывающей или охлаждением охватываемой детали). Наличие шероховатости на сопрягаемых поверхностях приводит к тому, что фактическая площадь контакта (ФПК) значительно меньше номинальной. При этом от ФПК зависят параметры трения и нагрузочная способность соединения, а также, например, теплопроводность и электропроводность стыка деталей. В зависимости от сочетания твердости материалов деталей в зонах фактического контакта микровыступов сопрягаемых поверхностей может происходить их упругопластическое сплющивание или внедрение, а также одновременное сплющивание и внедрение микровыступов при соизмеримых (т. е. отличающихся менее чем в 2 раза) твердостях материалов деталей. В настоящее время, как правило, полагают, что параметры контактного взаимодействия в указанных случаях примерно одинаковы. При чисто упругой деформации в контакте справедливость такого подхода не вызывает сомнений, но при упругопластической деформации он не является очевидным и нуждается в дополнительном исследовании.

Методика расчетного определения фактической площади контакта в соединениях с натягом, собранных тепловым способом, для случая внедрения микровыступов описана в работе [1]. На этой основе разработан метод расчета фактической площади контакта в соединениях с натягом при различном сочетании твердостей сопрягаемых деталей. При этом для описания контактного взаимодействия шероховатых поверхностей использовано понятие приведенной [2] пластической твердости [3] деталей соединения:

$$\text{НД}_{\text{пр}} = \frac{1{,}5\,\text{НД}_1 \times \text{НД}_2}{\text{НД}_1 + \text{НД}_2},$$

где НД_1 и НД_2 — пластические твердости материалов вала и втулки соединения с натягом.

Для случаев внедрения или сплющивания микровыступов (соотношение твердостей $\text{НД}_1/\text{НД}_2 \geq 2$ и $\text{НД}_1/\text{НД}_2 \leq 0{,}5$ соответственно) приведенная пластическая твердость принимает значение твердости материала той детали, микровыступы которой деформируются упругопластически (т. е. для случая внедрения микровыступов поверхности вала в сопрягаемую поверхность втулки $\text{НД}_{\text{пр}} = \text{НД}_2$, а для случая сплющивания микровыступов на поверхности вала $\text{НД}_{\text{пр}} = \text{НД}_1$).

Для описания шероховатой поверхности использовали уравнение начального участка кривой опорной поверхности и сферическую модель микровыступов [4]. При рассмотрении контакта сопрягаемых шероховатых поверхностей деталей соединения использовано понятие "эквивалентной шероховатой поверхности" [4]. В работе [5] получена расчетная зависимость для определения сближения α в упругопластическом контакте шероховатых поверхностей близкой твердости:

$$\alpha = \left(\frac{2\pi F R^{\nu}\max a^{1/b}}{k A_a b_k \text{НД}_{\text{пр}} R^{1-1/b} h^{1/b}}\right)^{\frac{1}{\nu-1}}, \qquad (1)$$

где F — сила, сжимающая поверхности деталей; $R\max$ — максимальная высота микровыступов поверхности; R — радиус кривизны микровыступов; A_a — номинальная площадь контакта деталей; b_k и ν — параметры кривой опорной поверхности [4];

[1] Исследование выполнено в рамках конкурса СП-2018 (СП-253.2018.1).

k — коэффициент силового подобия [6], показывающий соотношение сил в реальном контакте и в модели шероховатой поверхности; h — остаточное сближение в контакте; a и b — коэффициенты, зависящие от отношения $НД_1/НД_2$ пластических твердостей деталей соединения [5].

Отметим, что в случаях внедрения или сплющивания микровыступов формула (1) преобразуется в известные для этих случаев зависимости [6].

Согласно работе [1] радиальные перемещения U_1 и U_2 точек сопрягаемых поверхностей вала и втулки с учетом деформации микровыступов составляют

$$U_1 + U_2 = \frac{\delta}{2} - \alpha, \qquad (2)$$

где δ — начальный натяг в соединении с натягом.

При этом с учетом решения решения Ляме

$$U_1 + U_2 = \frac{qd}{2} c; \qquad (3)$$

$$c = \frac{\chi}{E_1}\left(\frac{d^2 + d_1^2}{d^2 - d_1^2} - \mu_1\right) + \frac{1}{E_2}\left(\frac{d_2^2 + d^2}{d_2^2 - d^2} + \mu_2\right),$$

где q — среднее давление в контакте сопрягаемых цилиндрических поверхностей; χ — коэффициент, учитывающий неравномерность распределения среднего давления q по длине сопряжения деталей соединения, который определяется в зависимости от отношений d_1/d и l/d; d, d_1, d_2 — соответственно диаметр сопряжения деталей, диаметр отверстия вала, наружный диаметр втулки; μ_1, μ_2 и E_1, E_2 — коэффициенты Пуассона и модули Юнга материалов вала и втулки.

Среднее давление q с учетом формулы (1) можно представить как

$$q = \frac{F}{A_a} = \frac{\alpha^{\nu - 1} k b_k НД_{пр} R^{1 - 1/b} h^{1/b}}{2\pi R^{\nu}_{\max} a^{1/b}}. \qquad (4)$$

Зависимость для определения сближения в контакте сопрягаемых деталей соединения с натягом получим из совместного решения формул (2), (3) и (4):

$$\alpha = \frac{1}{2}\left(\delta - \frac{cd\alpha^{\nu - 1} b_k НД_{пр} k h^{1/b} R^{1 - 1/b}}{2\pi R^{\nu}_{\max} a^{1/b}}\right). \qquad (5)$$

Фактическая площадь контакта в соединении с натягом с учетом формулы (5) и уравнения [4] начального участка кривой опорной поверхности определяется выражением

$$A_r = A_a a b_k \varepsilon^{\nu} = \frac{(h + 0{,}5\alpha_у) A_a b_k}{2^{\nu - 1} R^{\nu}_{\max}} \times$$

$$\times \left(\delta - \frac{cd\alpha^{\nu - 1} k b_k НД_{пр} R^{1 - 1/b} h^{1/b}}{2\pi R^{\nu}_{\max} a^{1/b}}\right), \qquad (6)$$

где a — коэффициент, учитывающий соотношение между упругой и остаточной составляющими сближениями; $\varepsilon = \alpha/R\max$ — относительное сближение в контакте; $\alpha_у$ — упругое сближение в контакте.

Экспериментальную проверку расчетных зависимостей выполнили на трех партиях соединений, собранных с натягом тепловым способом; в каждой партии было по 5 соединений с различными натягами. Сопрягаемые детали изготовили из стали 45 ($\mu_{1,2} = 0{,}3$, $E_{1,2} = 2{,}06 \cdot 10^5$ МПа). Сопрягаемые поверхности валов обработали шлифованием, внутренние поверхности втулок — растачиванием. Параметры шероховатости определяли с помощью профилометра модели 130 завода "Протон-МИЭТ". Параметры исследуемых деталей приведены в таблице. Отношение $НД_1/НД_2$ твердостей материалов сопрягаемых деталей составляло: 3,26 для партии 1; 0,81 для партии 2; 0,57 для партии 3.

Методика измерения фактической площади контакта была аналогична описанной в работе [1]. Перед сборкой сопрягаемые поверхности очищали

Параметры деталей соединений с натягом

Номер партии соединения	Деталь	Пластическая твердость, МПа	Геометрические размеры, мм				Параметры шероховатости			
			d_1	d_2	d	l	b_k	ν	$R\max$, мкм	R, мкм
1	Вал Втулка	$НД_1 = 920$ $НД_2 = 3000$	7 —	— 40	20	9	1,37	1,36	18	35
2	Вал Втулка	$НД_1 = 3000$ $НД_2 = 2420$	7 —	— 40	20	9	1,14	1,10	20	202
3	Вал Втулка	$НД_1 = 3000$ $НД_2 = 1710$	14 —	— 80	40	9	1,92	1,35	12	134

Примечание: l — длина сопряжения деталей соединения.

промывкой в спирте. На шлифованную поверхность вала в вакууме наносили угольную пленку. Затем втулку нагревали в лабораторной электропечи СНОЛ 10/11 до температуры, обеспечивающей сборку соединения без повреждения посадочных поверхностей. Значение температуры определяли с помощью рекомендаций, приведенных в работе [7], и с помощью разработанной программы для ЭВМ [8] для управления сборкой соединения с натягом.

После охлаждения до нормальной температуры втулку разрезали вдоль образующих цилиндра на две равных части и снимали с вала.

Поверхность вала фотографировали через инструментальный микроскоп ММИ-2 и определяли фактическую площадь контакта планиметрированием увеличенного изображения. Поскольку при планиметрировании измеряли не фактическую площадь, а площадь A_s проекции, то расчет вели по формуле для определения относительной площади η_s сечения микровыступов:

$$\eta_s = \frac{A_s}{A_a} = \frac{A_r}{aA_a} = \frac{A_r}{a\pi dl}, \qquad (7)$$

где A_r определяли по формуле (6).

На рис. 1 приведены зависимости относительной площади η_s контакта от натяга в цилиндрических соединениях. Как видно, расхождение между расчетными и экспериментальными значениями относительных площадей контакта составляет не более 20 %, что вполне приемлемо для инженерных расчетов.

Таким образом, экспериментальная проверка подтвердила достоверность разработанной методики расчета фактической площади контакта в цилиндрических соединениях с натягом во всем диапазоне соотношений твердостей материалов контактирующих деталей, т. е. при различном характере контакта деталей (внедрение, сплющивание, контакт деталей близкой твердости).

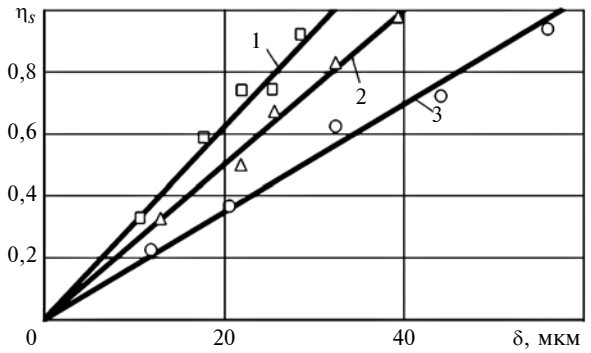


Рис. 1. Зависимости относительной площади η_s сечения микровыступов контакта от натяга δ в цилиндрических соединениях с натягом:

линии — расчет по формуле (7); точки — экспериментальные данные; 1—3 — номера партий соединений в таблице

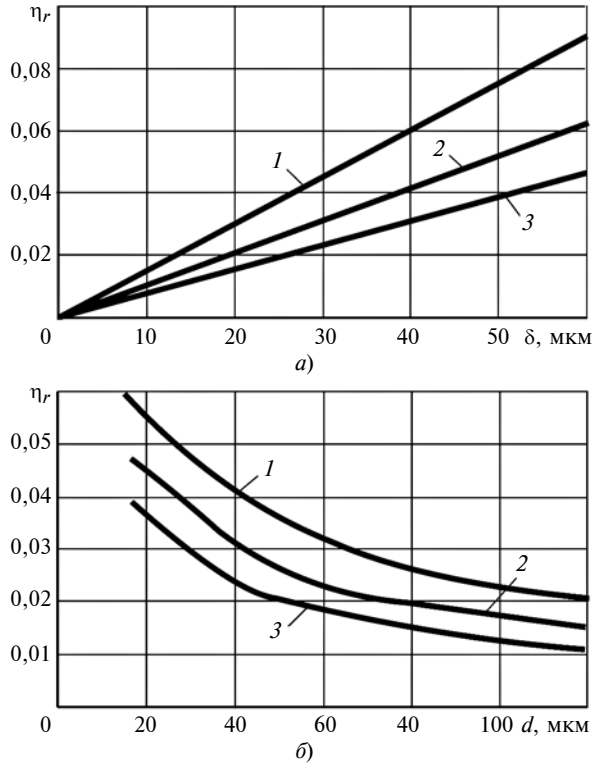


Рис. 2. Зависимости относительной фактической площади η_r контакта от начального натяга δ деталей (*а*) и от диаметра *d* (*б*) цилиндрического соединения с натягом при различных соотношениях твердостей деталей:

1 — сплющивание; *2* — близкие твердости ($НД_1 = НД_2$); *3* — внедрение

Зависимость (6) использовали для анализа влияния различных факторов на относительную фактическую площадь контакта в соединении с натягом. Исследовали соединение с натягом стального вала с внутренней гладкой цилиндрической поверхностью втулки при следующих значениях неварьируемых параметров: $d = 40$ мм; $d_1/d = 0{,}25$; $d/d_2 = 0{,}5$; $l = 40$ мм; $\nu = 3$; $b_k = 2$; $R = 20$ мм; $R\max = 50$ мкм; $\mu_2 = 0{,}3$; $E_2 = 2{,}06 \cdot 10^5$ МПа; $НД_1$ (или $НД_2$) = = 1000 МПа; $\delta = 40$ мкм.

Отметим, что качественный характер зависимостей фактической площади контакта от разных факторов аналогичен при различных сочетаниях твердостей деталей соединения. Однако при этом абсолютные значения фактической площади контакта могут существенно отличаться. Это видно из рис. 2, *а*, на котором сопоставлены результаты определения относительной фактической площади контакта при внедрении микровыступов на поверхности вала в гладкую сопрягаемую поверхность втулки ($НД_1/НД_2 \geq 2$), в случае равных твердостей ($НД_1 = НД_2$) или сплющивания указанных микровыступов ($НД_1/НД_2 \leq 0{,}5$). Разница между площадями контакта в двух возможных крайних случаях

УДК [62-272.41.034].001.573

С. В. ПАЛОЧКИН, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), П. Н. РУДОВСКИЙ, д-р техн. наук (Костромской ГУ), e-mail: palnigs@mail.ru

Демпфирование колебаний тарельчатыми пружинами

Представлены результаты исследования и определения количественных характеристик конструкционного демпфирования колебаний в наборах и пакетах тарельчатых пружин, имеющих широкое распространение в машиностроительных конструкциях разного назначения.

Ключевые слова: тарельчатая пружина, наборы и пакеты тарельчатых пружин, демпфирование колебаний, рассеяние энергии, трение, коэффициент поглощения.

The research results and determination of quantitative characteristics of structural damping of vibrations in sets and packs of Belleville springs widely used in engineering constructions for different purposes are presented.

Keywords: Belleville spring, sets and packs of Belleville springs, vibration dampening, energy dissipation, friction, absorption coefficient.

Знание диссипативных свойств деталей и узлов динамически нагруженных машин крайне важно для практических расчетов их виброустойчивости и разработки конструктивных мероприятий по ее повышению.

Большой вклад в изучение конструкционного демпфирования колебаний внесли известные отечественные ученые: Я. Г. Пановко, Д. Н. Решетов, И. И. Вульфсон, Г. И. Страхов, Н. Г. Калинин и др. Анализ результатов их исследований [1—19] показал, что к концу восьмидесятых годов прошлого века была сформирована достаточно обширная база расчетно-экспериментальных данных, позволяющих определять рассеяние энергии колебаний в контактах большинства деталей соединений и узлов общемашиностроительного применения. Дальнейшие исследования конструкционного демпфирования (например, работы [20—25]), носили в основном прикладной характер применительно к конкретным конструкциям узлов и машин различного отраслевого назначения.

Тарельчатые пружины [26] широко применяются в упругих системах, демпфирующих устройствах и амортизаторах машиностроительных изделий различных отраслей промышленности, включая аэрокосмическую, транспортную, нефтехимическую, энергетическую, тяжелое машиностроение, станкостроение и др. Основными достоинствами тарельчатых пружин являются: компактность, способность принимать высокую нагрузку при малой

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 8)

уменьшается с уменьшением давления q на поверхности сопряжения (т. е. с уменьшением натяга δ и ростом диаметра d сопряжения).

Как видно из рис. 2, *а*, *б*, расхождение значений относительной фактической площади контакта, рассчитанных для внедрения (линия *3*) и при равных твердостях деталей (линия *2*), может составлять более 30 % в исследованных случаях. Дополнительно отметим, что в случае, когда отношение твердостей $НД_1/НД_2 = 0{,}75$, расхождение может составлять более 50 %.

Таким образом, учет соотношения твердостей контактирующих поверхностей деталей (и, соответственно, учет явлений, протекающих в контакте) позволяет существенно уточнить фактическую площадь контакта, а значит, и нагрузочную способность соединений с натягом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Дрозд М. С., Матлин М. М.** Расчет фактической площади контакта в соединениях с натягом // Вестник машиностроения. 1984. № 9. С. 28—30.

2. **Матлин М. М., Казанкина Е. Н., Казанкин В. А.** Определение контактной жесткости деталей с близкой твердостью // Вестник машиностроения. 2016. № 1. С. 39—42.

3. **ГОСТ 18835—73.** Металлы. Метод измерения пластической твердости. М.: Изд-во стандартов, 1974.

4. **Демкин Н. Б., Рыжов Э. В.** Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

5. **Матлин М. М., Казанкина Е. Н., Казанкин В. А.** Влияние соотношения твердостей, нагрузки и параметров шероховатости на величину сближения в упругопластическом контакте шероховатых поверхностей плоских деталей // Трение и износ. 2016. Т. 37. № 4. С. 416—420.

6. **Матлин М. М.** Применение закономерностей упругопластического контакта твердых тел к решению прикладных задач // Проблемы машиностроения и автоматизации. М.: Международный центр научной и технической информации, 1991. № 4. С. 68—80.

7. **Зенкин А. С., Арпентьев Б. М.** Сборка неподвижных соединений тепловыми методами. М.: Машиностроение, 1987. 128 с.

8. **Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2013611512 Рос. Федерации** от 22 января 2013 г. Программа управления сборкой цилиндрических соединений с натягом / М. М. Матлин, Г. П. Барабанов, В. А. Казанкин.

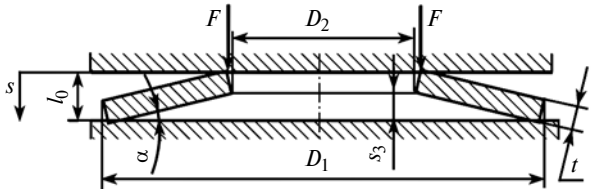


Рис. 1. Тарельчатая пружина с двумя трущимися кромками

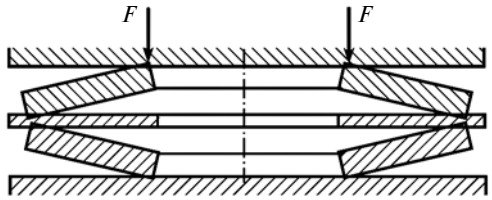


Рис. 2. Набор пружин с промежуточной шайбой

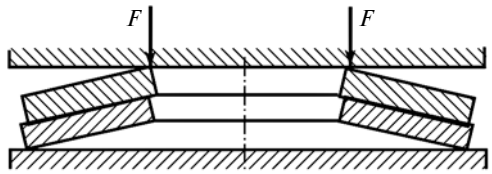


Рис. 3. Пакет пружин с двумя трущимися кромками

деформации и демпфировать колебания. В базовой работе [27] даны достаточно полное описание особенностей конструкций, а также расчеты на прочность и жесткость тарельчатых пружин, однако вопросы рассеяния энергии колебаний не рассмотрены. Данные же найденных публикаций [2, 24, 25] по оценке рассеяния энергии колебаний тарельчатыми пружинами имеют разрозненный и недостаточно полный характер.

В связи с этим тема настоящей работы, посвященной исследованию демпфирования колебаний тарельчатыми пружинами с целью определения количественных характеристик рассеяния энергии колебаний в пакетах и наборах тарельчатых пружин с опорными поверхностями, является актуальной и обоснованной.

При разработке математической модели демпфирования колебаний тарельчатыми пружинами использован известный метод [4], основанный на расчете потерь энергии колебаний на трение в сжатом контакте сопрягаемых поверхностей деталей при наличии их местного проскальзывания, и приняты следующие допущения:

рассеяние энергии колебаний тарельчатых пружин, установленных или по одной (рис. 1), или в наборе (рис. 2) (последовательно, с промежуточными шайбами), происходит в основном вследствие внешнего трения кромок тарелок при их скольжении в радиальном направлении по опорным поверхностям или шайбам;

в пакете тарельчатых пружин (рис. 3), установленных параллельно, дополнительное рассеяние энергии колебаний происходит еще и вследствие внешнего трения между сопряженными поверхностями соседних тарелок пакета при их скольжении относительно друг друга;

трение между кромками тарельчатой пружины и опорными поверхностями определяется законом Кулона — Амонтона;

сила, сжимающая тарелку, равномерно распределена по ее кромке;

потерями энергии на контактных деформациях пренебрегаем как малыми.

Рассеяние энергии колебаний тарельчатой пружиной с опорными поверхностями

Рассмотрим гармонические колебания наиболее распространенной тарельчатой пружины (см. рис. 1) с наклонными кромками [26]:

$$s = s_0 + s_a \sin(\omega\tau), \tag{1}$$

где s и s_0 — полная и средняя за цикл колебаний осадка тарелки; s_a — амплитуда ее колебаний; ω — частота колебаний; τ — время.

Приближенная зависимость между осадкой s пружины и сжимающей силой F при $D_1/D_2 \le 3$ без учета потерь на трение согласно работе [28] имеет вид:

$$F = \frac{4E_{\text{ст}}t}{(1-\mu^2)YD_1^2} s[(s_3 - s)(s_3 - 0{,}5s) + t^2], \tag{2}$$

где t — толщина тарелки; $Y = 6/(\pi \ln A)[(A-1)/A]^2$ — коэффициент, зависящий от параметра $A = D_1/D_2$; $E_{\text{ст}} = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа и $\mu = 0{,}3$ — модуль упругости и коэффициент Пуассона стальной тарельчатой пружины.

Подставив уравнение (1) в формулу (2) и выполнив необходимые вычисления и преобразования, получим зависимость между осадкой пружины и сжимающей силой в удобном для дальнейших расчетов виде:

$$F = F_0[a_0 + a_1 y_a \sin(\omega\tau) + a_2 y_a^2 \sin^2(\omega\tau) + \\ + a_3 y_a^3 \sin^3(\omega\tau)], \tag{3}$$

где

$$F_0 = 4E_{\text{ст}}t^4/(1-\mu^2)/Y/D_1^2; \tag{4}$$

$$a_0 = y_0(y_3^2 + 1 - 1{,}5y_0y_3 + 0{,}5y_0^2); \tag{5}$$

$$a_1 = y_3^2 + 1 - 3y_0y_3 + 1{,}5y_0^2; \tag{6}$$

$$a_2 = 1{,}5(y_0 - y_3); \tag{7}$$

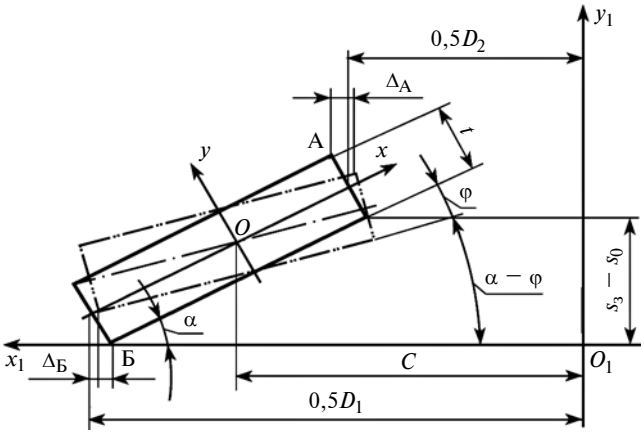


Рис. 4. Радиальные смещения кромок А и Б при осадке пружины

$$a_3 = 0{,}5; \tag{8}$$

$$y_3 = s_3/t, \quad y = s/t, \quad y_a = s_a/t, \quad y_0 = s_0/t. \tag{9}$$

Теперь рассмотрим радиальные смещения кромок пружины под нагрузкой. Известно [29], что при нагружении пружины сжимающей силой F, действующей вдоль оси y_1, меридиональное прямоугольное сечение пружины (рис. 4) в процессе деформации не искривляется, а лишь поворачивается как жесткое целое на угол φ вокруг некоторой неподвижной точки O с координатами $x_1 = C = 0{,}5(D_1 - D_2)/\ln(D_1/D_2)$ и $y_1 = 0{,}5(s_3 - s_0 + t)$. Тогда радиальные смещения вдоль оси x_1 точки А с координатами $x_А$, $y_А$ к оси y_1 и точки Б с координатами $x_Б$, $y_Б$ от оси y_1 составят:

$$\Delta_А = x_А\varphi(\alpha - 0{,}5\varphi) + y_А\varphi; \tag{10}$$

$$\Delta_Б = x_Б\varphi(\alpha - 0{,}5\varphi) + y_Б\varphi, \tag{11}$$

где $\alpha = 2(s_3 - s_0)/(D_1 - D_2)$ — начальный угол наклона сечения при осадке s_0; $\varphi = 2(s - s_0)/(D_1 - D_2)$ — угол поворота сечения.

Суммарное радиальное смещение Δ_1 точек внутренней и внешней кромок тарелки относительно опорных поверхностей или промежуточных шайб при колебаниях определяется выражением $\Delta_1 = \Delta_А + \Delta_Б$.

Сложив выражения (10) и (11) и выполнив с учетом формул (1) и (9) необходимые преобразования, получим уравнение в удобном для дальнейших расчетов виде:

$$\Delta_1 = \Delta_0[2a_4 - y_a\sin(\omega\tau)]y_a\sin(\omega\tau), \tag{12}$$

где
$$\Delta_0 = \frac{t^2}{D_1 - D_2}; \tag{13}$$

$$a_4 = y_3 + 1 - y_0. \tag{14}$$

Тогда рассеяние энергии колебаний тарельчатой пружины за цикл вследствие трения при проскальзывании ее кромок относительно опорных поверхностей можно определить как

$$\Psi_1 = 4\int_0^{T/4} F_{тр}\dot{\Delta}_1\,d\tau = 4\int_0^{T/4} fF\dot{\Delta}_1\,d\tau, \tag{15}$$

где $T = 2\pi/\omega$ — период колебаний; $F_{тр} = fF$ — суммарная сила трения; f — коэффициент трения; $\dot{\Delta}_1 = \dfrac{d\Delta_1}{d\tau}$ — текущее приращение суммарного радиального упругого смещения точек обеих кромок тарелки относительно опорных поверхностей.

С учетом формулы (12) имеем:

$$\dot{\Delta}_1 = \frac{d\Delta_1}{d\tau} = 2\Delta_0 y_a[a_4 - y_a\sin(\omega\tau)]\cos(\omega\tau). \tag{16}$$

Подставив выражения (3) и (16) в формулу (15) и выполнив необходимые вычисления и преобразования, получим окончательную формулу

$$\Psi_1 = 8fF_0\Delta_0 y_a K_{W1}, \tag{17}$$

где K_{W1} — безразмерный коэффициент, учитывающий влияние на величину Ψ_1 максимальной осадки s_3 пружины, ее толщины t, средней деформации s_0 за цикл колебаний и колебаний амплитуды s_a, который определяется как

$$K_{W1} = a_0a_4 + y_a(a_1a_4 - s_0)/2 + y_a^2(a_2a_4 - a_1)/3 + \\ + y_a^3(a_4 - 2a_2)/8 + y_a^4/10. \tag{18}$$

Наибольшая потенциальная энергия E цикла колебаний тарельчатой пружины при имеющей место нелинейной зависимости между нагрузкой F на тарелку и ее осадкой s (рис. 5) рассчитывается по формуле

$$E = \int_0^{T/4} (F - F_m)\dot{s}\,d\tau, \tag{19}$$

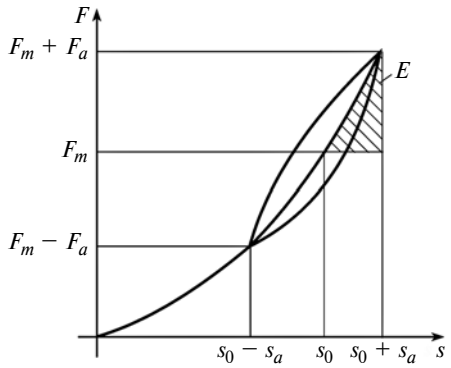


Рис. 5. К определению максимальной потенциальной энергии *E* цикла колебаний тарельчатой пружины при нелинейной зависимости между нагрузкой *F* и осадкой *s* пружины

где F_m — нагрузка на тарелку при ее средней за цикл колебаний осадке s_0; $\dot{s} = \mathrm{d}s/\mathrm{d}\tau$ — текущее приращение осадки пружины.

С учетом формул (1), (3) и (9) имеем:

$$F_m = F_0 a_0; \tag{20}$$

$$\dot{s} = \frac{\mathrm{d}s}{\mathrm{d}\tau} = \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}\tau}[s_0 + s_a \sin(\omega\tau)] = s_a \cos(\omega\tau) = \\ = t y_a \cos(\omega\tau). \tag{21}$$

Подставив формулы (3), (20) и (21) в (19), после решения интеграла получим:

$$E = F_0 t y_a K_E, \tag{22}$$

где K_E — безразмерный коэффициент, учитывающий влияние на величину E максимальной осадки s_3 пружины, ее толщины t, средней деформации s_0 за цикл колебаний и амплитуды s_a колебаний и определяемый как

$$K_E = y_a a_1/2 + y_a^2 a_2/3 + y_a^3/8. \tag{23}$$

Демпфирующие свойства пружин принято характеризовать безразмерным коэффициентом ψ поглощения, равным отношению рассеяния энергии колебаний пружины за цикл к максимальной потенциальной энергии цикла [12].

Для рассматриваемой пружины (см. рис. 1) с учетом выражений (4), (17), (22) и (23) имеем окончательную формулу для расчета коэффициента поглощения

$$\psi = \frac{\Psi_1}{E} = \frac{8ft}{D_1 - D_2} K_1, \tag{24}$$

где K_1 — безразмерный коэффициент, учитывающий влияние на величину коэффициента поглощения конструктивных параметров s_3 и t тарелки, а также параметров s_0 и s_a колебаний, который с учетом формул (18) и (23) определяется как

$$K_1 = \frac{K_{W1}}{K_E} = \frac{a_0 a_4 + y_a(a_1 a_4 - a_0)/2 + y_a^2 a_2/3 + y_a^3/8}{y_a a_1/2 + y_a^2 a_2/3 + y_a^2(a_2 a_4 - a_1)/3 + y_a^3(a_4 - 2a_2)/8 - y_a^4/10}. \tag{25}$$

Рассеяние энергии колебаний пакетом тарельчатых пружин с опорными поверхностями

Для повышения грузоподъемности и большего гашения энергии колебаний тарельчатые пружины устанавливаются пакетами (см. рис. 3).

Демпфирование колебаний в пакете тарельчатых пружин происходит не только за счет трения кромок его крайних тарелок по опорным поверхностям, но и вследствие рассеяния Ψ_2 энергии колебаний за цикл на трение между сопряженными конусными поверхностями соседних тарелок пакета при их скольжении относительно друг друга.

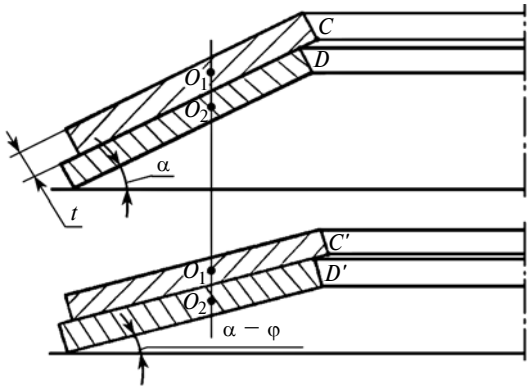


Рис. 6. Относительное смещение соседних тарелок в пакете пружин

Относительное смещение Δ_2 соседних тарелок при колебаниях пакета, описываемых формулой (1), с учетом выше принятого допущения о недеформируемости радиальных прямоугольных сечений тарелок под действием сжимающей их нагрузки, можно определить из простых геометрических соотношений и зависимостей (рис. 6):

$$\Delta_2 = DC - D'C', \tag{26}$$

где

$$DC = t\,\mathrm{tg}\alpha \approx t\alpha; \tag{27}$$

$$D'C' = t\,\mathrm{tg}(\alpha - \varphi) \approx t(\alpha - \varphi). \tag{28}$$

Подставив формулы (27) и (28) в равенство (26), имеем:

$$\Delta_2 = t(\alpha - \alpha + \varphi) = t\varphi. \tag{29}$$

Далее, последовательно подставляя в уравнение (29) выражения для угла φ и для осадки s, с учетом формул (9) и (13) получаем:

$$\Delta_2 = 2\Delta_0 y_a \sin(\omega\tau). \tag{30}$$

Условно считаем, что нормальные усилия на сопряженных поверхностях соседних тарелок пакета распределены равномерно, так как реальный характер их распределения не влияет на величину искомой интегральной характеристики W_2 рассеяния энергии колебаний.

Тогда сила трения при $\alpha = 2^\circ \div 6^\circ$ [26] на этих поверхностях составит

$$F_{\text{тр}} = fF\cos\alpha \approx fF. \tag{31}$$

В этом случае рассеяние энергии колебаний за цикл в пакете из n тарелок вследствие трения между ними можно рассчитать как

$$\Psi_2 = 4(n-1)\int_0^{T/4} F_{\text{тр}}\dot{\Delta}_2 \mathrm{d}\tau, \tag{32}$$

где $\dot{\Delta}_2 = d\Delta_2/d\tau$ — текущее приращение относительного смещения Δ_2 соседних тарелок вдоль образующих их конусных поверхностей.

С учетом формулы (30) получаем:

$$\dot{\Delta}_2 = \frac{d\Delta_2}{d\tau} = 2\Delta_0 y_a \cos(\omega\tau). \quad (33)$$

Решив интеграл (32) при подстановке в него выражений (3), (31) и (33), с учетом (23) имеем:

$$\Psi_2 = 8(n-1)fF_0\Delta_0 y_a K_{W2}, \quad (34)$$

где

$$K_{W2} = a_0 + K_E. \quad (35)$$

Для осадки пакета из n тарельчатых пружин на величину s нужно приложить силу, примерно в n раз большую, чем для осадки одной пружины на эту же величину [28]. Следовательно, можно сделать вывод о том, что силы трения кромок крайних тарелок пакета по опорным поверхностям при колебаниях также возрастают в n раз по сравнению с аналогичными колебаниями одной тарелки. Тогда рассеяние $\Psi_{1п}$ энергии колебаний за цикл пакета из n тарельчатых пружин вследствие трения кромок его крайних тарелок по опорным поверхностям с учетом формулы (17) можно определить как

$$\Psi_{1п} = n\Psi_1 = 8nfF_0\Delta_0 y_a K_{W1}. \quad (36)$$

Полное рассеяние Ψ энергии колебаний за цикл в пакете из n тарельчатых пружин равно сумме $\Psi_{1п}$ и Ψ_2 и с учетом формул (34) и (36) составит

$$\Psi = 8nfF_0\Delta_0 y_a\left(K_{W1} + \frac{n-1}{n}K_{W2}\right). \quad (37)$$

Коэффициент поглощения в рассматриваемом пакете пружин

$$\psi = \Psi/E_п, \quad (38)$$

где наибольшая потенциальная энергия цикла колебаний пакета из n тарелок определяется с учетом формулы (22) как

$$E_п = nE = nF_0 t y_a K_E. \quad (39)$$

Подставив выражения (37) и (39) в формулу (38) и выполнив с учетом равенства (13) необходимые преобразования, получим окончательную формулу расчета коэффициента поглощения при заданных колебаниях пакета пружин (см. рис. 3) в виде:

$$\psi = 8\frac{ft}{D_1 - D_2}\left[K_1 + \frac{n-1}{n}(K_2 + 1)\right], \quad (40)$$

где K_2 — безразмерный коэффициент, аналогичный коэффициенту K_1, учитывает влияние на величину ψ в пакете тарельчатых пружин их конструктивных параметров s_3 и t, а также параметров s_0 и s_a колебаний и определяется с учетом выражений (5), (23) и (35) как

$$K_2 = \frac{K_{W2}}{K_E} = \frac{a_0 + K_E}{K_E} = \frac{y_0(y_3^2 + 1 - 1{,}5y_0y_3 + 0{,}5y_0^2)}{y_a a_1/2 + y_a^2 a_2/3 + y_a^3/8} + 1. \quad (41)$$

Следует отметить, что формула (40) при $n = 1$ совпадает с формулой (24), т. е. является общей для расчета коэффициентов поглощения как при колебаниях пакета тарельчатых пружин при $n > 1$, так и при колебаниях одиночной тарельчатой пружины при $n = 1$.

Рассеяние энергии колебаний набором тарельчатых пружин или их пакетов с опорными поверхностями

Очевидно, что коэффициент поглощения набора тарельчатых пружин, установленных последовательно с промежуточными шайбами (см. рис. 2), или аналогичного набора их пакетов (см. рис. 3) можно рассчитать как

$$\psi = 8z\frac{ft}{D_1 - D_2}\left[K_1 + \frac{n-1}{n}(K_2 + 1)\right], \quad (42)$$

где z — число тарелок (при $n = 1$) или их пакетов (при $n > 1$) в наборе.

Таким образом, зависимость (42) является обобщенной инженерной формулой для расчета коэффициентов поглощения при колебаниях одиночных тарельчатых пружин с опорными поверхностями, их пакетов и наборов.

Для удобства выполнения численных расчетов относительного рассеяния ψ энергии колебаний по формуле (42) значения входящих в нее коэффициентов K_1 и K_2, определяемых по формулам (25) и (41) с учетом зависимостей (5)—(9) и (14), были рассчитаны на компьютере в системе Mathcad для следующих пределов изменения параметров y_3, y_0, y_a:

$$0{,}3 \le y_3 < 1{,}3; \quad 0 < (y_0 + y_a) \le 0{,}8y_3; \quad 0 \le y_0 - y_a,$$

характерных для тарельчатых пружин, используемых в общем машиностроении [26, 28]. Примеры результатов этих расчетов представлены в виде зависимостей $K_1 = K_1(y_3, y_0, y_a)$ и $K_2 = K_2(y_3, y_0, y_a)$ на рис. 7, *а—г*.

С целью поверки адекватности разработанной математической модели на базе формулы (42) для ряда стандартных тарельчатых пружин были проведены расчеты коэффициентов $\psi_{рас}$ поглощения и их сравнение с полученными ранее [30] экспери-

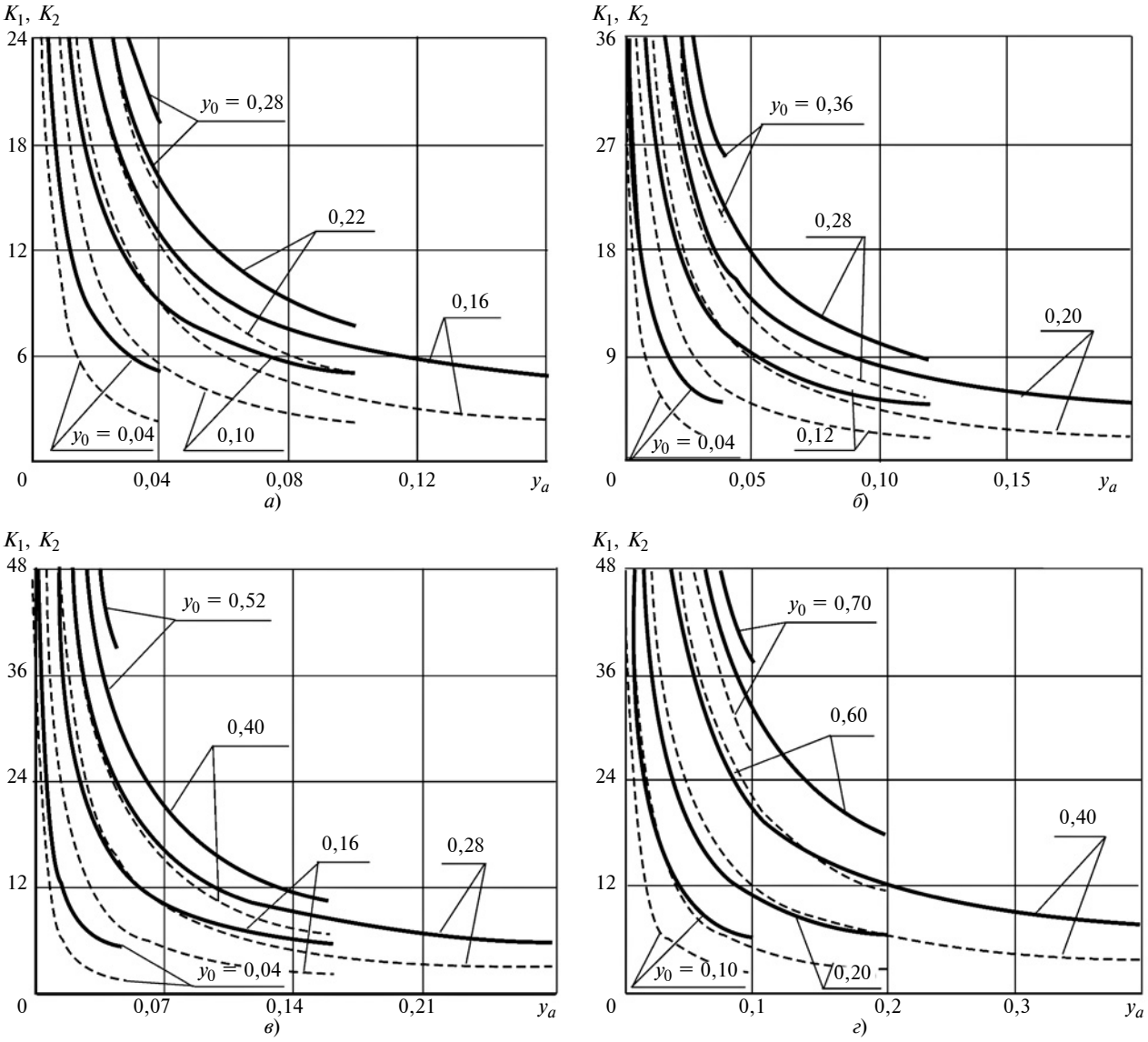


Рис. 7. Зависимости $K_1 = K_1(y_3, y_0, y_a)$ (сплошные кривые) и $K_2 = K_2(y_3, y_0, y_a)$ (штриховые кривые) y_3 = 0,4 (*а*), 0,5 (*б*), 0,7 (*в*), 1,0 (*г*)

ментальными значениями $\psi_{экс}$ для тех же пружин (таблица).

Данные таблицы показывают, что теоретические и экспериментальные значения коэффициентов поглощения тарельчатых пружин достаточно хорошо согласуются между собой, а также с данными аналогичных исследований других авторов [2, 24, 25], что свидетельствует о достоверности полученной обоб-

Данные для сравнения расчетных и экспериментальных коэффициентов поглощения тарельчатых пружин

Номер пружины	n	t, мм	$D_1 - D_2$, мм	$y_3 = \frac{s_3}{t}$	$y_0 = \frac{s_0}{t}$	$y_a = \frac{s_a}{t}$	$\psi_{рас}$	$\psi_{экс}$
069	1	1,5	20	0,7	0,36 0,36 0,26	0,18 0,12 0,12	0,82 1,13 0,89	0,88 1,25 1,01
	2				0,36	0,18	1,15	1,16
	4				0,36	0,18	1,32	1,32
092	1	2,0	20	0,5	0,2	0,1	0,95	1,14
	2				0,2	0,1	1,35	1,37
106	1	2,5	27	0,4	0,2	0,1	0,81	0,85
	2				0,2	0,1	1,16	1,20

щенной теоретической формулы для расчета относительного рассеяния энергии колебаний тарельчатыми пружинами.

Выводы

1. Разработана математическая модель демпфирования колебаний в пакетах и наборах тарельчатых пружин и получена инженерная формула для расчета их коэффициентов поглощения.

2. Определенные в условиях проведения исследования коэффициенты поглощения тарельчатых пружин в среднем лежат в диапазоне $\psi = 0{,}9 \div 1{,}4$.

3. Коэффициенты ψ поглощения пружин увеличиваются с ростом толщины t тарелки и высоты s_3 ее усеченного конуса, а также средней за цикл колебаний осадки s_0 пружины и числа n тарелок в пакете.

4. Относительное рассеяние ψ энергии колебаний уменьшается с ростом их амплитуды s_a и разницы $(D_1 - D_2)$ внешнего и внутреннего диаметров тарелки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Решетов Д. Н., Левина З. М.** Демпфирование колебаний в соединениях деталей машин // Вестник машиностроения. 1956. № 12. С. 3—13.

2. **Решетов Д. Н., Левина З. М.** Возбуждение и демпфирование колебаний в станках // Исследование колебаний металлорежущих станков при резании металлов. М.: Машгиз, 1958. С. 87—155.

3. **Пановко Я. Г.** Внутреннее трение при колебаниях упругих систем. М.: Физматгиз, 1960. 193 с.

4. **Конструкционное** демпфирование в неподвижных соединениях / И. Г. Калинин, Ю. А. Лебедев, В. И. Лебедева и др. Под ред. Я. Г. Пановко. Рига: Изд-во АН Литовской ССР, 1960. 169 с.

5. **Палочкина Н. В., Решетов Д. Н.** Рассеяние энергии колебаний в цилиндрических соединениях с натягом // Изв. вузов. Машиностроение. 1965. № 9. С. 79—85.

6. **Решетов Д. Н., Ряховский О. А.** Исследование демпфирующих свойств муфт с неметаллическими упругими элементами // Изв. вузов. Машиностроение. 1966. № 5. С. 30—32.

7. **Вульфсон И. И., Сердюков Б. В., Бауэр М. Э.** Исследование демпфирующих свойств конических, резьбовых, шпоночных и шлицевых соединений. М.: ОКБС МСиИП, 1967. 30 с.

8. **Палочкина Н. В.** Экспериментальное исследование демпфирования колебаний в резьбовом соединении // Изв. вузов. Машиностроение. 1968. № 11. С. 62—65.

9. **Решетов Д. Н., Палочкина Н. В.** Экспериментальное исследование рассеяния энергии колебаний в ремнях и их модуля упругости // Изв. вузов. Машиностроение. 1970. № 3. С. 16—19.

10. **Решетов Д. Н., Палочкина Н. В.** Исследование демпфирования колебаний в резьбовом соединении // Изв. вузов. Машиностроение. 1972. № 1. С. 19—23.

11. **Шувалов С. А., Левина З. М., Решетов Д. Н.** Демпфирование продольных колебаний в передачах винт—гайка и в опорах винтов // Станки и инструмент. 1973. № 4. С. 4—7.

12. **Вибрации** в технике: Справочник. В 6 т. Т. 6. Защита от вибраций и ударов / Под ред. К. В. Фролова. М.: Машиностроение, 1981. 456 с.

13. **Решетов Д. Н., Палочкин С. В.** Демпфирование энергии колебаний в гидродинамических подшипниках // Изв. вузов. Машиностроение. 1981. № 2. С. 19—24.

14. **Решетов Д. Н., Палочкин С. В.** Демпфирование колебаний в компенсирующих муфтах // Изв. вузов. Машиностроение. 1981. № 12. С. 13—18.

15. **Палочкин С. В., Генкин Д. А., Решетов Д. Н.** Демпфирование в стыках при тангенциальных колебаниях // Изв. вузов. Машиностроение. 1983. № 3. С. 27—30.

16. **Палочкин С. В.** Демпфирование колебаний в сварных соединениях // Изв. вузов. Машиностроение. 1983. № 4. С. 38—40.

17. **Решетов Д. Н., Палочкин С. В.** Демпфирование колебаний в зацеплении зубчатых колес // Изв. вузов. Машиностроение. 1984. № 3. С. 35—40.

18. **Палочкин С. В., Петров Е. Н.** Демпфирование колебаний в болтовых соединениях со стопорными элементами // Изв. вузов. Машиностроение. 1984. № 5. С. 30—32.

19. **Поджаров Е. И., Палочкин С. В.** Демпфирование поперечных колебаний силами трения в зубчатом зацеплении // Изв. вузов. Машиностроение. 1988. № 6. С. 34—36.

20. **Колягин А. Ю., Палочкин С. В.** Экспериментальные исследования демпфирования колебаний в крутильно-мотальном механизме // Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 2009. № S2. С. 91—95.

21. **Колягин А. Ю., Палочкин С. В.** Конструкционное демпфирование в соединении шпули с насадкой шпинделя веретена // Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 2010. № 3. С. 81—85.

22. **Лабай Н. Ю., Палочкин С. В.** Экспериментальные исследования демпфирования колебаний в приемно-намоточном механизме // Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 2013. № 2 (344). С. 121—125.

23. **Рудовский П. Н., Палочкин С. В., Ларюшкин П. А.** Влияние диссипативных свойств текстильной паковки на демпфирование колебаний в мотальном механизме текстильной машины // Изв. вузов. Технология текстильной промышленности. 2016. № 4 (364). С. 114—117.

24. **Яковкин В. Н., Бессчетнов В. А.** Расчет демпфирующей способности тарельчатого демпфера для конической шестерни коробки приводов газотурбинного двигателя // Труды МАИ: электрон. науч. журн. 2014. № 76. URL: http://www.mai.ru/science/trudy

25. **Осипова Т. Н., Родионов Л. А.** Коэффициент диссипации тарельчатого демпфирующего устройства применительно к подъемникам. MODERN DIRECTIONS OF THEORETICAL AND APPLIED RESEARCHES, 2015. URL: http://www.sworld.education/index.php/ru/conference/the-content-of-conferences/archives-of-individual-conferences/march-2015

26. **ГОСТ 3057—90.** Пружины тарельчатые. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов, 2003. 38 с.

27. **Пономарев С. Д., Андреева Л. Е.** Расчет упругих элементов машин и приборов. М.: Машиностроение, 1980. 326 с.

28. **Анурьев В. И.** Справочник конструктора-машиностроителя: В 3 т. Т. 3. М.: Машиностроение, 2001. 864 с.

29. **Феодосьев В. И.** Избранные задачи и вопросы по сопротивлению материалов. М.: Наука. Физматлит, 1996. 368 с.

30. **Палочкин С. В., Кошкин А. В.** Экспериментальное определение коэффициентов поглощения тарельчатых пружин // Современные проблемы теории машин. 2017. № 5. С. 45—48.

УДК 519.6:519.711.3:531.1

Д. В. ИВАНОВ, канд. техн. наук, В. С. ИВАНОВ, канд. техн. наук,
А. П. КУЗНЕЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mai: vsivanov49@yandex.ru

Моделирование процесса циклоидального формообразования многогранников в бироторных механических системах

Изложен метод решения модели циклоидального формообразования многогранников, основанный на приведении ее уравнений к алгебраическому виду полиноминальной аппроксимацией трансцендентных функций.

Ключевые слова: бироторная система, моделирование, циклоидальное формообразование.

The method for solving the model of cycloidal formation of polyhedrons is described, based on the reduction of its equations to the algebraic form by polynomial approximation of transcendental functions.

Keywords: two-rotor system, modeling, cycloidal formation.

Для создания высокоэффективных технических систем сегодня требуются новые современные подходы к исследованиям [1].

Моделирование формирования траекторий [2], профилирующих многогранный контур, можно использовать на этапе концептуального проектирования бироторных механических систем (БМС), например при разработке многогранных объектов бесшпоночных моментопередающих соединений, исполнительного элемента роторно-поршневого двигателя, крепежных деталей с многогранными головками и опорным пояском для ответственных неподвижных соединений [3], безреверсных полициклоидальных мехатронных манипуляторов [4].

Цель настоящей работы — создание метода разработки векторной модели взаимодействия двух вращающихся объектов, содержащей уравнения с неявновыраженными переменными, на основании полиноминальной аппроксимации трансцендентных функций.

Концептуальная разработка БМС [5] заключается в математическом моделировании формообразования и разработке методов решения моделей в задачах анализа и параметрического синтеза.

Анализ публикаций по формообразованию некруглых поверхностей показал отсутствие информации, адекватно отражающей его циклоидальный характер. Проведенные ранее исследования базируются на статическом подходе, оперирующем скалярными технологическими величинами, такими как частота вращения, круговая подача [6—8], и не позволяют оценить текущее положение профилирующего объекта относительно профилируемого объекта, не отражают интегральный выходной параметр — пространственную композицию траекторий, формирующую профилируемый объект, не раскрывают его взаимосвязь с геометрическими и кинематическими параметрами БМС.

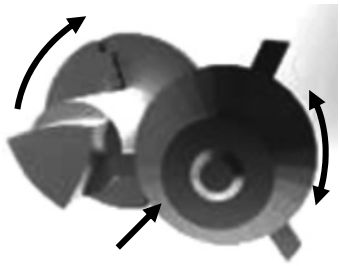


Рис. 1. Кинематическая структура бироторной схемы получения многогранников

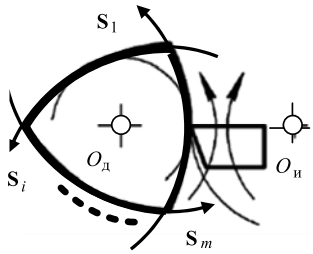


Рис. 2. Схема формообразования многогранных профилей

Объект моделирования

Формообразование многогранных деталей реализуется в БМС методом касания, при котором поверхности профилирующего и профилируемого объектов не совпадают. Отличительным признаком БМС является наличие в кинематической структуре комбинации двух элементарных круговых движений (рис. 1), сообщаемых элементам взаимодействующей пары профилирующего и профилируемого объектов вокруг параллельных осей [2].

Пространственная композиция траекторий $\sum_{1}^{m} S_i$, ограничивающая многогранный профиль детали, характеризуется их видом, формой и угловым смещением в плоскости формообразования (рис. 2).

При моделировании принята концепция циклоидального формообразования, согласно которой результирующее движение материальных точек профилирующего объекта в координатах, связанных с профилируемым объектом, является циклоидальным, а их траектории представляют собой эпи-, гипо- или перитрохоиды [9].

Графическая формализация модели

Формообразующая трохоида, являясь основным составляющим элементом объекта моделирования, отражает форму поперечной грани многогранника. Разработка математической модели формообразования предусматривает выявление функциональной связи координат траектории S_i с варьируемыми геометрическими и кинематическими факторами БМС.

На первом этапе моделирования описывается фазовое состояние траектории S_i в текущий момент времени. Определяются фазовые координаты модели (геометрические и кинематические координаты), характеризующие текущее положение формообразующей материальной точки и кинематические координаты скоростей ее движения. Изменение состояния объекта во времени сопровождается изменением фазовых координат.

При описании объекта моделирования используют конструктивный метод [8], связывающий утверждение о существовании модели с возможностью ее построения на основании аналитической геометрии и векторной алгебры. Модель формообразования представляют в аналитической форме в виде системы явных и неявных параметрических функций, связывающих управляемые переменные с частными выходными параметрами объекта моделирования.

На рис. 3 приведена эквивалентная схема формирования траектории S_i.

В исходном положении формообразующий элемент находится на линии $O_д O_н$ центров на расстоянии $R_и$ от центра $O_и$ вращения. Текущее состояние за некоторый промежуток времени характеризуется его новым положением ($O_и^1$).

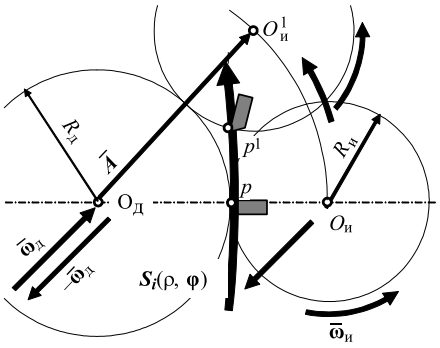


Рис. 3. Эквивалентная схема модели формирования профиля грани детали

Траектория представляет собой непрерывную последовательность положений формообразующего элемента в координатах, связанных с центром $O_д$ детали.

Для описания закона формирования грани использовали принцип относительности движений, согласно которому профилируемый объект и связанную с ним систему координат фиксируют от вращения, а профилирующему элементу с центром $O_и$ сообщают обращенное движение вокруг центра $O_д$ с угловой скоростью, равной по величине и противоположной по направлению угловой скорости $\bar{\omega}_д$ реального вращения (см. рис. 3).

Так как элементы взаимодействующих объектов имеют круглый профиль, а кинематическая структура БМС вращательного типа, при моделировании принята полярная система координат (ρ, φ). Кроме того, описание формообразования в полярных координатах упрощает формализацию связи координат вершин многогранного профиля с варьируемыми геометрическими и кинематическими факторами БМС, а также решения задач анализа и параметрического синтеза.

Векторная формализация модели (рис. 4) обеспечивает ее применение для разных схем профилирования [10—12].

Начало координат расположено в центре $O_д$ вращения профилируемого объекта. Положительное направление геометрической координатной оси задано единичным вектором $\bar{r}$, направленным из центра $O_д$ в полюс p механического контакта (зацепления), в качестве которого принято исходное положение материальной точки профилирующего объекта на линии $O_д O_и$ центров. Направление кинематической координатной оси задано единичным вектором $\bar{e}$, исходя из принятого условия о положительном направлении вектора угловой скорости профилируемого объекта.

Начальное состояние модели формообразования описывается системой геометрических и кинематических векторов:

$$\bar{R}_д = R_д \bar{r};$$

$$\bar{R}_и = R_и \bar{r};$$

$$\bar{A} = A\bar{r};$$

$$\bar{\omega}_д = \omega_д \bar{e};$$

$$\bar{\omega}_и = \omega_и \bar{e},$$

где $\bar{R}_д$, $\bar{R}_и$ — векторы расположения полюса p зацепления относительно центров $O_д$ и $O_и$, равные номинальному радиусу $R_д$ детали и радиусу $R_и$ инструмента; $\bar{A}$ — вектор расположения центра инструмента $O_и$ относительно начала координат $O_д$, направленный из $O_д$ в $O_и$ и равный межцентровому расстоянию A; $\bar{\omega}_д$, $\bar{\omega}_и$ — векторы угловых скоростей детали и инструмента; $R_д$, $R_и$, A, $\omega_д$, $\omega_и$ — модули векторов.

Для координат геометрических и кинематических векторов (рис. 4) справедливы выражения:

$$A + R_и = R_д, \quad i = \tilde{\omega}_д = \frac{\omega_д}{\omega_и},$$

где i — кинематическое передаточное отношение координат угловых скоростей детали и инструмента, равное приведенной

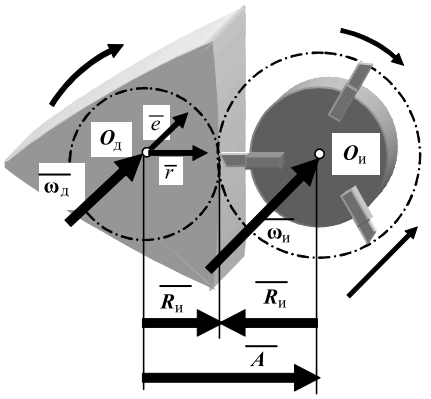


Рис. 4. Векторная схема формирования гранного профиля

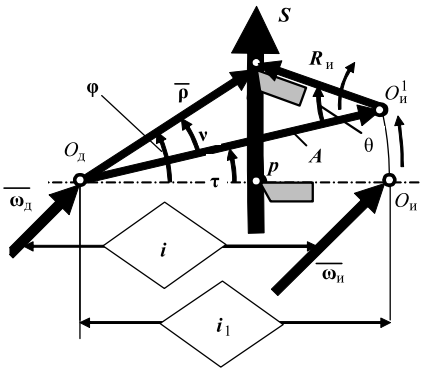


Рис. 5. Схема текущего состояния модели формообразования

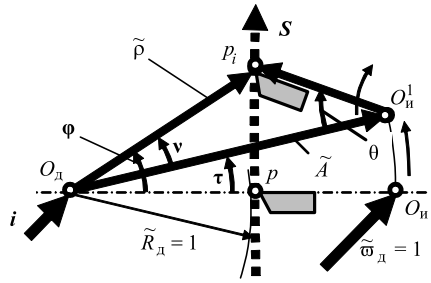


Рис. 6. Приведенная схема модели формообразования

скорости детали. При приведении к радиусу детали получим:

$$\tilde{A} = 1 - i_1, \quad \tilde{R}_д = \frac{R_д}{R_д} = 1,$$

$$i_1 = \tilde{R}_и = \frac{R_и}{R_д},$$

где $\tilde{R}_д$ — приведенный радиус детали; i_1 — геометрическое передаточное отношение линейных координат детали и инструмента, равное приведенному радиусу инструмента $\tilde{R}_и$; $\tilde{A}$ — приведенное межцентровое расстояние.

Текущее состояние модели в абсолютном (рис. 5) и приведенном (рис. 6) видах определяется векторными треугольниками, формализуемыми системами векторов $\bar{\rho}$, $\bar{R}_и$, $\bar{A}$ и $\tilde{\rho}$, i_1, $\tilde{A}$, где $\bar{\rho}$ и $\tilde{\rho}$ соответственно натуральный и приведенный радиус-векторы формообразования.

Непрерывная последовательность пространственных положений вершины p_i векторных треугольников определяет траекторию S_i формообразования.

Модель формообразования запишем в векторных уравнениях, определяющих форму и пространственное положение векторного треугольника в текущем фазовом состоянии технологической системы:

в натуральном виде:

$$\bar{\rho} = \bar{A} + \bar{R}_и;$$

в приведенном виде:

$$\bar{\tilde{\rho}} = \bar{\tilde{A}} + \bar{i}_1,$$

где $\bar{\rho} = \rho\bar{r}$ и $\bar{\tilde{\rho}} = \tilde{\rho}\,\bar{r}$ — формообразующие радиус-векторы профиля детали, ρ и $\tilde{\rho}$ — их линейные координаты.

Символьная формализация модели

В соответствии со схемами, приведенными на рис. 5 и 6, модель формообразования [2] можно представить системами трансцендентных и алгебраических уравнений.

В приведенном виде:

$$\begin{cases} \rho = R_д\sqrt{1-2(1-i_1)i_1(1-\cos\theta)}; \\ \rho\sin\nu = R_и\sin\theta; \\ \varphi = \tau + \nu; \\ \tau = -i\theta; \end{cases}$$

$$\begin{cases} \tilde{\rho} = \sqrt{1-2(1-i_1)i_1(1-\cos\theta)}; \\ \tilde{\rho}\sin\nu = i_1\sin\theta; \\ \varphi = \tau + \nu; \\ \tau = -i\theta, \end{cases} \qquad (1)$$

где τ — текущий угол радиус-вектора $\bar{A}$ ($\bar{\tilde{A}}$), определяющий положение центра $O'_и$ инструмента в обобщенных координатах, связанных с деталью; φ — угол радиус-вектора $\bar{\rho}$ ($\bar{\tilde{\rho}}$) формообразования в обобщенных координатах; θ — угол отклонения радиус-вектора инструмента от начального положения в подвижной системе координат, связанной с инструментом; ν — угловое отклонение радиус-вектора формообразования относительно начального положения в подвижной системе координат.

Первые два уравнения в первой и второй системах уравнений (1) характеризуют форму векторного треугольника и функционально увязывают текущее значение модуля $\rho(\tilde{\rho})$ радиус-вектора $\bar{\rho}$ ($\bar{\tilde{\rho}}$) формообразования с геометрическими параметрами $R_д$ и i_1 схемы взаимодействия объектов и текущими угловыми отклонениями θ и ν от начального положения векторов $\bar{\rho}$ и $\bar{R}_д$ в подвижной системе координат.

Третье и четвертое уравнения в системах (1) определяют угловое положение векторного треугольника в обобщенной системе координат, связанной с формируемым объектом, в данном случае с деталью, и увязывают текущую угловую координату φ радиус-вектора $\bar{\rho}$ ($\bar{\tilde{\rho}}$) формообразования с кинематическими параметрами τ и θ процесса взаимодействия объектов.

Решение модели при функциональном анализе заключается в определении координат $\rho = F(\varphi)$ вершин многоугольного профиля формируемого объекта, а в задачах параметрического синтеза определяется сочетание геометрических и кинематических параметров биротерной обработки, обеспечивающих требуемую конфигурацию профиля.

После преобразований системы уравнений (1) приводятся к

виду из двух трансцендентных уравнений:

$$\begin{cases} \rho = R_{д}\sqrt{1-4(1-i_1)i_1\sin^2(\theta/2)}; \\ \rho\sin(\varphi+i\theta) = R_{и}\sin\theta; \end{cases}$$

$$\begin{cases} \tilde{\rho} = \sqrt{1-4(1-i_1)i_1\sin^2(\theta/2)}; \\ \tilde{\rho}\sin(\varphi+i\theta) = i_1\sin\theta. \end{cases} \quad (2)$$

Дальнейшее преобразование приводит модель к трансцендентному уравнению с неявно выраженной переменной θ:

$$1 - 4(1 - i_1)i_1\sin^2(\theta/2) = \\ = i_1^2\left(\frac{\sin\theta}{\sin(\varphi+i\theta)}\right)^2.$$

Параметр θ нельзя представить в явном виде, следовательно, модели (1) и (2) не имеют абсолютно точных решений.

Решение модели приведением уравнений к алгебраическому виду

Одним из вариантов решений модели является приведение входящих в нее трансцендентных функций к алгебраическому виду полиноминальной аппроксимацией. При решении модели использовано их разложение в степенной ряд с последующим получением результата с требуемой точностью вычислений.

Исходные данные. Поперечный профиль детали должен быть выполнен в виде правильного многогранника (рис. 7), число N граней от 3 до 6. При обработке каждой грани диапазон приведенного радиуса $R_з \geq \tilde{\rho} \geq 1$, где $\tilde{R}_з = \frac{R_з}{R_д}$ — приведенный радиус заготовки; угол изменения радиуса $\varphi = \frac{\pi}{N}$ (N — число граней поперечного профиля детали). Используемый диапазон геометрического передаточного отношения внешней схемы технологического зацепления $-1 \geq i_1 \geq -2$. Допустимая относительная погрешность вычислений $[\Delta] \leq 0{,}05$.

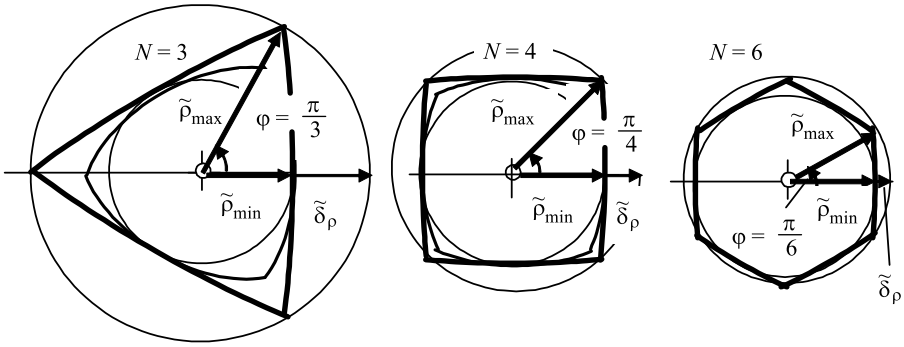


Рис. 7. Многогранные профили формируемых объектов

Алгоритм решения задачи

Алгоритм решения задачи основан на аппроксимации элементарных трансцендентных функций и иррациональной алгебраической функции модели (1) полиномами с использованием формулы Маклорена [13]

$$f(x) = f(0) + \frac{f'(0)|}{1!}x + \\ + \frac{f''(0)|}{2!}x^2 + \ldots + \frac{f^n(0)|}{n!}x^n,$$

где f', f'', ..., f^n — производные функции $f(x)$ в окрестности точки $a = 0$. В первом уравнении модели (1) такими функциями являются

$$f_1 = 1 - \cos\theta \text{ и } f_2 = \sqrt{1 + kf_1},$$

где θ — угол контакта инструмента с деталью, рад; $k = -2(1 - i_1)i_1$ — коэффициент, характеризующий геометрию технологического зацепления, $12 \geq k \geq 4$.

Аппроксимирующий тригонометрическую функцию f_1 полином f_1^* построен на основании преобразований элементарных функции $f_1 = 1 - \cos\theta$ в ряд Маклорена [11]:

$$f_1^* = \sum_{k=1}^{n}(-1)^n\frac{\theta^{2n}}{2n!}, \quad (3)$$

где область сходимости $(-\infty, \infty)$.

Необходимое число слагаемых полинома определяется на основании сопоставления соседних слагаемых с использованием группирования.

Алгебраическую сумму первого и второго слагаемых полинома можно записать как

$$f_1^* = \frac{\theta^2}{2} - \frac{\theta^4}{24} = \frac{\theta^2}{2}\left(1 - \frac{\theta^2}{12}\right).$$

При сравнении слагаемых, находящихся в скобках, установлено условие $\frac{\theta^2}{12} \ll 1$, позволяющее с допустимым приближением ограничиться первым слагаемым ряда (3):

$$f_1^* = \frac{\theta^2}{2}. \quad (4)$$

В табл. 1 приведены предельные значения функций f_1 и f_1^* для N-гранных профилей и относительная погрешность Δ аппроксимации, которая определяется выражением

$$\Delta = \left|\frac{f_1 - f_1^*}{f_1}\right|.$$

Максимальная погрешность полиноминальной аппроксимации функций f_1 составляет 5 %, что допустимо для расчетов в машиностроении.

При выходе значения Δ за допустимые пределы следует использовать второе слагамое аппроксимирующего полинома.

Условием сходимости полинома Маклорена для иррациональной функции $f_2 = \sqrt{1 + kf_1}$, является выполнение требования $kf_1 < 1$.

Приняты пределы $1 \geq i_1 \geq -2$ и $12 \geq k \geq 4$.

Полином, аппроксимирующий радикал f_2, при $kf_1 < 1$ имеет вид:

$$f_2^* = 1 + \frac{kf_1}{2} - \frac{(kf_1)^2}{8} + \ldots =$$

$$= \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n (2n)!}{(1-2n)n!^2 4^n} (kf_1)^n. \quad (5)$$

Приняв $n = 3$ и группируя второе и третье слагаемые ряда (5), получим:

$$f_2^* = 1 + \frac{kf_1}{2}\left(1 + \left(\frac{kf_1}{2}\right)^2\right).$$

Для рассматриваемой области варьирования параметров в пределах $0{,}661 \geq f_1 \geq 0{,}0028$ и $12 \geq k \geq 4$ (см. табл. 1) получим:

$$\left(\frac{kf_1}{2}\right)^2 \ll 1,$$

что является основанием принять для полинома (5) число слагаемых $n = 2$, тогда можно записать:

$$f_2^* = 1 + \frac{kf_1}{2}.$$

При $kf_1 \geq 1$ для обеспечения сходимости полинома, аппроксимирующего иррациональную функцию, необходимо выполнить преобразование:

$$f_2 = \sqrt{kf_1}\sqrt{1 + \frac{1}{kf_1}}.$$

Полином f_2^* можно записать как

$$f_2^* = \sqrt{kf_1}\left(1 + \frac{1}{2kf_1}\right).$$

С учетом выражения (4) окончательно получим:

$$f_2^* = 1 + \frac{k\theta^2}{4} \text{ при } \frac{k\theta^2}{2} < 1;$$

$$f_2^* = \sqrt{k\frac{\theta^2}{2}}\left(1 + \frac{1}{k\theta^2}\right) \text{ при } \frac{k\theta^2}{2} \geq 1.$$

Данные для определения предельных значений функций f_2 и f_2^* приведены в табл. 2, из которой следует, что для рассматриваемых диапазонов значений параметров при замене радикала f_2 полиномом f_2^* с числом слагаемых $n = 2$ погрешность вычислений составляет 7 %, что приемлемо.

Аппроксимация тригонометрических функций типа $f_3 = \sin x$ во втором уравнении модели (1) рядом Маклорена с отсевом малозначимых слагаемых полинома приводит их к виду:

$$f_3^* = x.$$

Тогда второе уравнение модели (4) имеет вид:

$$\tilde{\rho}\,\nu = i_1\theta.$$

Преобразованная система уравнений (2) принимает вид, удобный для определения ее переменных в явном виде:

$$\begin{cases} \tilde{\rho} = 1 - \frac{1}{2}(1 - i_1)i_1\theta^2, \\ \tilde{\rho}(\varphi + i\theta) = i_1\theta. \end{cases} \quad (6)$$

Модель циклоидального формообразования многогранников, записанная системой уравнений (6), позволяет решать задачи по

Таблица 1

Параметры трансцедентной (f_1) и аппроксимирующей (f_1^*) функций

Число граней	$\tilde{\rho}_{i\max}$	$\tilde{\rho}^2_{i\max}$	$\theta_{\min}$, рад	$\theta_{\max}$, рад	$f_{1\min}$	$f_{1\max}$	$f^*_{1\min}$	$f^*_{1\max}$	Δ_1	Δ_2
3	2,000	4,000	0,707	1,225	0,240	0,661	0,250	0,750	0,042	0,134
4	1,414	2,000	0,408	0,707	0,082	0,240	0,083	0,250	0,012	0,042
6	1,155	1,334	0,236	0,409	0,028	0,082	0,028	0,083	0,000	0,012

Таблица 2

Параметры трансцедентной (f_2) и аппроксимирующей (f_2^*) функций

n	$\theta_{\min}$, рад	$\theta_{\max}$, рад	$\frac{\theta^2_{\min}}{2}$	$\frac{\theta^2_{\max}}{2}$	$x_{2\min}$	$x_{2\max}$	$f_{2\min}$	$f_{2\max}$	$f^*_{2\min}$	$f^*_{2\max}$	Δ_1	Δ_2
3	0,707	1,225	0,250	0,750	1,000	9,000	1,400	2,989	1,500	3,187	0,070	0,066
4	0,408	0,707	0,083	0,250	0,328	3,000	1,152	1,970	1,164	2,021	0,010	0,026
6	0,236	0,408	0,028	0,083	0,112	0,996	1,056	1,409	1,056	1,498	0,000	0,063

определению формы многогранника или параметрического синтеза, связанные с расчетом параметров технологической системы для получения многогранников заданной формы.

В алгоритме расчета кинематического передаточного отношения для трех-, четырех- и шестигранных поверхностей первой итерацией является определение угла θ_{max} контакта формообразующего элемента вращающегося резца (его вершины) с заготовкой. Для этого первое уравнение модели (6) приведем к виду

$$\theta_{max} = \pm\sqrt{\frac{\rho_{max} - 1}{-0{,}5(1 - i_1)i_1}}.$$

Далее из второго уравнения модели определяем кинематическое передаточное отношение i, обеспечивающее заданные полярные координаты вершин профилей многогранных объектов:

$$i = \frac{i_1}{\rho_{max}} - \frac{\varphi}{\theta_{max}}.$$

Результаты расчета приведены в табл. 3

Таблица 3

Результаты расчета i при $i_1 = -2$

m	$\tilde{\rho}_{i\,max}$	φ, рад	θ_{max}, рад	i
3	2,000	1,047	±0,577	+0,815 −2,815
4	1,414	0,785	±0,371	+0,702 −3,530
6	1,155	0,523	±0,227	+0,510 −4,098

Для внешней схемы механического контакта объектов знак "+" соответствует встречному направлению, а знак "−" означает попутное направление окружных скоростей в полюсе профилирования.

Таким образом, за интегральный параметр формообразования многогранных деталей в бироторной системе была принята композиция циклоидальных траекторий материальных точек профилирующего объекта. Векторная формализация модели обеспечила ее использование при моделировании формообразования применительно к внешней, внутренней и охватывающей схемам профилирования попутным и встречным фрезоточением или фрезерованием.

Модель представили системой трансцендентных и алгебраических уравнений, отражающих текущее состояние объекта и соответствующих треугольнику, форма и пространственное положение которого изменяется. Модель функционально увязывает текущий радиус-вектор формообразования с геометрическими факторами взаимодействия и кинематическими параметрами процесса, а также отражает функциональную связь данных факторов с интегральным выходным параметром формообразования, т. е. пространственной композицией циклоидальных траекторий.

Для решения модели ее уравнения были приведены к алгебраическому виду полиноминальной аппроксимацией элементарных трансцендентных функций, базирующейся на их разложении в степенной ряд. Погрешность полиноминальной аппроксимации не превысила 7 %, что допустимо для расчетов в машиностроении, следовательно, данный метод можно рекомендовать к применению.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кузнецов А. П.** Основные задачи формирования импортонезависимой станкоинструментальной отрасли в России // Техносфера. Станкоинструмент. 2016. № 2. С. 16—25.

2. **Кузнецов А. П.** Структуры процессов и оборудования обработки резанием. Ч. 4. Структуры оборудования обработки резанием // Вестник машиностроения. 2015. № 5. С. 63—77.

3. **Данилов В. А., Данилов А. А.** Анализ и реализация методов формообразования некруглых поверхностей профильных моментопередающих соединений // Вестник Полоцкого ГУ. Сер. В. Промышленность. Машиноведение и машиностроение. 2014. № 11. С. 8—15.

4. **Никифоров С. О., Мархадаев Б. Е., Никифоров Б. С.** К аналогии в подходах к описанию движений небесных тел механиком средневекового Востока Ат-Туси и циклоидальных манипуляторов в мехатронике // Ученые записки ЗабГГПУ. 2011. № 3. С. 127—136.

5. **Данилов В. А.** Методологические основы синтеза кинематики формообразования и кинематических схем обработки при функциональном проектировании станочного оборудования // Вестник Полоцкого ГУ. Сер. В. Промышленность. Прикладные науки. 2012. № 3. С. 2—10.

6. **Бекасов Д. Л.** Фрезоточение некруглых профилей с продольной подачей // Технология машиностроения. 2008. № 3. С. 9—10.

7. **Бекасов Д. Л., Воронов В. Н.** Методика расчета основных геометрических параметров некруглых профилей, обработанных фрезоточением // Технология машиностроения. 2008. № 4. С. 16—17.

8. **Куц В. В., Максименко Ю. А.** Способ ообработки длинных валов с равноосным контуром дисковой фрезой // Мат. 2-й Междунар. науч.-практ. конф. Перспективное развитие науки, техники и технологий. 2012. Т. 1. Курск. Юго-Зап. ГУ. С. 198—201.

9. **Иванов В. С.** Моделирование процесса циклоидального формообразования при лезвийной обработке поверхностей вращения // Технология машиностроения. 2007. № 7. С. 19—23.

10. **Самарский А. А., Михайлов А. П.** Математическое моделирование: Идеи. Методы. Примеры. М.: Физматлит, 2002. 320 с.

11. **Иванов В. С., Иванов Д. В.** Векторный анализ способов лезвийной обработки деталей // Технология машиностроения. 2010. № 4. С. 8—13.

12. **Иванов В. С., Зубков Н. Н., Иванов Д. В.** Анализ кинематики процесса циклоидального формообразования при получении щелевых структур вращающимся лезвийным инструментом // Технология машиностроения. 2007. № 11. С. 13—15.

13. **Выгодский М. Я.** Справочник по высшей математике. М.: АСТ, Астрель, 2006. 991 с.

УДК 621.01

М. Н. ЗАХАРОВ, д-р техн. наук, П. А. ЛАРЮШКИН, канд. техн. наук, К. Г. ЭРАСТОВА (МГТУ им Н. Э. Баумана), e-mail: zmn@bmstu.ru

Оптимизация геометрических параметров плоского механизма параллельной структуры методом SQP из условия максимизации эффективной рабочей зоны

На примере плоского 3-RRR механизма параллельной структуры рассматривается возможность применения SQP-метода для оптимизации геометрических параметров механизма из условия максимизации теоретической и эффективной рабочих зон при условии возможности перехода через зоны особых положений.

Ключевые слова: механизм параллельной структуры, рабочая зона, оптимизация.

Using the example of a flat 3-RRR parallel structure mechanism, the possibility of using the SQP method to optimize the geometric parameters of the mechanism from the condition of maximizing the theoretical and effective working zones is considered, provided that it is possible to go through zones of special positions.

Keywords: parallel structure mechanism, work area, optimization.

Механизмы параллельной структуры (механизмы с несколькими замкнутыми кинематическими цепями) широко применяются в разных областях техники. Наряду с такими достоинствами, как повышенная жесткость конструкции, меньшая (по сравнению с механизмами последовательной структуры) металлоемкость и, как следствие, меньшая инерционность звеньев, широко известны и их недостатки: ограниченность рабочей зоны и наличие так называемых сингулярностей — особых положений, в которых механизм может потерять управляемость или подвижность [1—5].

При синтезе механизмов параллельной структуры важным является размер рабочей зоны механизма, т. е. множество точек, которые может достигать выходное звено манипулятора. Однако на размер рабочей зоны влияют не только геометрические параметры механизма, но и зоны особых положений, имеющие в некоторых случаях достаточно большие площади. Для учета данного обстоятельства целесообразно ввести следующие понятия [6]:

теоретическая рабочая зона — множество точек, в которых имеет решение обратная задача об их положении;

конструктивная рабочая зона, учитывающая такие ограничения реального механизма, как габаритные размеры звеньев, и др.;

эффективная рабочая зона, учитывающая как конструктивные ограничения, так и некие критические заданные параметры движения, например, моменты в приводах механизма.

Существует несколько способов определения рабочих зон механизмов параллельной структуры (МПС), которые подробно рассмотрены в работе [6]. Наиболее широко применяются геометрический (позволяющий быстро определить примерную рабочую зону манипулятора) и итерационный (требующий решения обратной задачи о положениях во множестве точек) [7—9] способы. Учет конструктивных и прочих ограничений возможен только при итерационном способе: для этого в каждой точке сначала решается обратная задача о положениях, после чего, при положительном результате данное положение механизма проверяется еще по нескольким критериям, например, вычисляется максимальный момент в приводах и сравнивается с номинальным. Для подавляющего большинства МПС уравнения связи являются нелинейными функциями и часто представляют собой довольно сложные системы уравнений, так что данный способ может быть связан с некоторыми временными затратами.

Таким образом, при синтезе механизма исследователям в поисках оптимума необходимо сравнить рабочие зоны одного и того же манипулятора при разных геометрических параметрах. И если для простых плоских механизмов необходимые геометрические соотношения длин звеньев достаточно очевидны, то для сложных механизмов с большим числом степеней свободы данная задача практически нерешаема.

В данной работе рассматривается возможность применения методов нелинейного программирования для поиска оптимальной рабочей зоны параллельного механизма. Отметим, что именно отсутствие понимания рабочего пространства МПС и сложность их синтеза являются одними из главных препятствий для широкого распространения механизмов данного типа, что обусловливает актуальность данной работы.

Нелинейное программирование (НЛП) — раздел математического программирования, посвященный теории и методам решения задач оптимизации нелинейных функций на множествах, задаваемых нелинейными ограничениями (равенствами и неравенствами) [10]. В данном случае нелинейной будет некая функция эффективной площади рабочей зоны механизма, зависящая от его геометри-

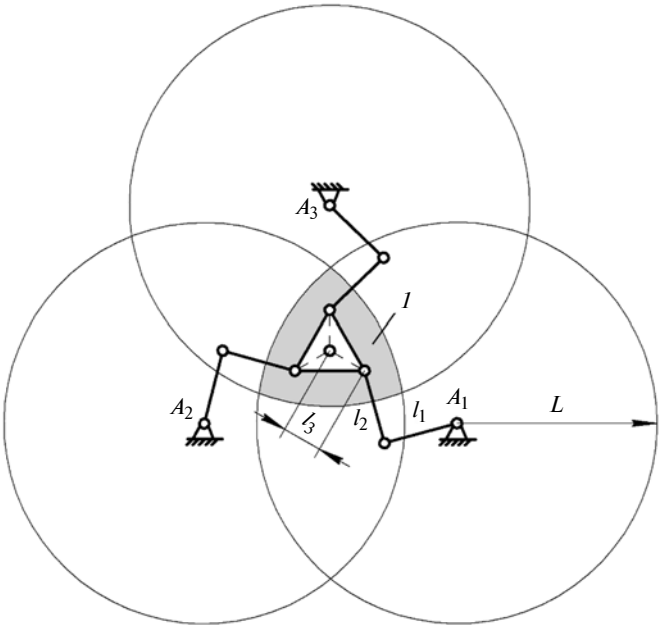


Рис. 1. Схема определения рабочей зоны 3-RRR манипулятора геометрическим способом:
1 — рабочая зона

ческих параметров — длин звеньев, расстояния между приводными парами и др. Отметим, что задачей является поиск оптимального соотношения между геометрическими параметрами, которое и останется таковым для любых масштабов манипулятора. В данном случае оптимальным будет такое соотношение, при котором функция площади рабочей зоны достигает своего максимума.

Для решения данной задачи выбрали один из наиболее распространенных и эффективных алгоритмов SQP (Sequential quadratic programming — последовательное квадратичное программирование), реализованный функцией fmincon() среды MATLAB.

В качестве примера рассмотрим оптимизацию геометрических параметров наиболее изученного 3-RRR механизма с тремя степенями свободы. Максимальный размер рабочей зоны такого механизма ограничен площадью, общей для трех кругов радиусом L, центры которых лежат в точках A_1, A_2 и A_3 (рис. 1). При этом оптимальные соотношения длин звеньев легко определяются геометрически: если $L = l_1 + l_2 + l_3$ — длина цепи, тогда максимальная площадь рабочей зоны данного манипулятора достижима при $l_1 = l_2$ и $l_3 = 0$. Причем первое условие гарантирует отсутствие "вырезов" в рабочей зоне возле приводов манипулятора, а второе обеспечивает максимальную полную рабочую зону. На рис. 2 показаны рабочие зоны 3-RRR манипулятора при указанных оптимальных и некоторых неоптимальных соотношениях геометрических параметров (длин звеньев).

Таким образом, для реального механизма принимается возможно минимальная длина третьего звена и обязательно равные длины первого и второго звеньев. Проверим с помощью этого применимость алгоритма для данной задачи. Для начала необходимо определить функцию площади S рабочей зоны механизма и ее ограничения g_i:

$$S = f(l_1, l_2, l_3);$$

$$g_i = f(l_1, l_2, l_3).$$

Функция площади S рабочей зоны использует известный итерационный алгоритм, который заключается в следующем:

выбирается область, заведомо бóльшая рабочей зоны механизма, в которой осуществляется перебор;

выбранная область разбивается на узлы с шагом h;

в каждом узле решается обратная задача о положениях. При наличии действительного решения узел включается в рабочую зону механизма.

После определения узлов, принадлежащих рабочей зоне, их число умножается на элементарную площадь ячейки: $\mathrm{d}S = h^2$.

Далее рассмотрим функции ограничений g_i, которые для данных условий принимают вид (в метрах):

$$0 \le l_{1,2} \le 1;$$

$$0{,}1 \le l_3 \le 1;$$

$$l_1 + l_2 + l_3 \le 1,$$

где 0,1 м — минимально возможная длина третьего звена.

Отметим, что известным свойством механизмов параллельной структуры является их масштабируемость: размер рабочей зоны зависит от суммарной длины звеньев линейно. Таким образом, несмотря на то что дальнейшие расчеты проводили для суммарной длины звеньев, равной 1 м, найденные оптимальные соотношения длин звеньев остаются таковыми при любой суммарной длине звеньев.

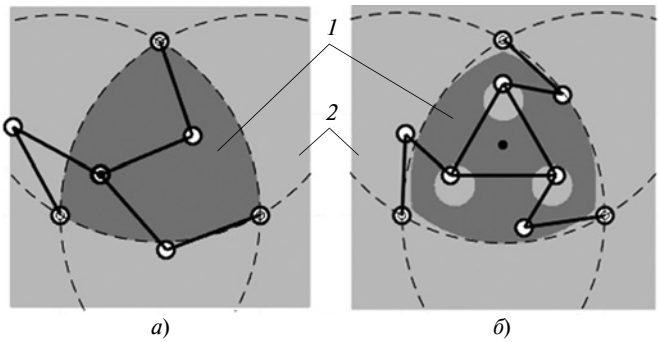


Рис. 2. Рабочие зоны 3-RRR манипулятора при оптимальных (*а*) и неоптимальных (*б*) соотношениях геометрических параметров:
1 — рабочая зона; *2* — область исследования; штриховыми линиями показаны рабочие области каждой из цепей, пересечение области — рабочая зона механизма

Таблица 1

Поиск оптимума функции площади теоретической рабочей зоны при разных начальных условиях

Номер эксперимента	Начальная точка $[l_{01}, l_{02}, l_{03}]$, м	Точка оптимума $[l_1, l_2, l_3]$, м	Площадь рабочей зоны S, м^2
1	[0,35 0,35 0,3]	[0,45 0,45 0,1]	0,6844
2	[0,5 0,2 0,3]	[0,3188 0,3109 0,3703]	0,6298
3	[0,2 0,5 0,3]	[0,3109 0,3188 0,3703]	0,6298
4	[0,4 0,4 0,2]	[0,45 0,45 0,1]	0,6844

Известной особенностью методов НЛП является невозможность установить точку глобального оптимума. Так как S представляет собой сильно зашумленную функцию, то необходимо провести несколько расчетов при разных начальных условиях. Результаты некоторых расчетов приведены в табл. 1. Расчеты проводили в системе MATLAB на ПК с процессором Intel® Core™ i5-2300 2,80 GHz и 8,00 Гб ОЗУ. Для каждого цикла оптимизации в среднем они составили 180 с при числе узлов, равном 2500.

В качестве примера рассмотрим подробнее эксперименты 1 и 2 по оптимизации (табл. 2).

Таким образом, алгоритм SQP применим для поиска оптимального соотношения геометрических параметров 3-RRR манипулятора. Однако, как сказано выше, на рабочую зону механизма большое влияние оказывают зоны особых положений, которые не были учтены в данном случае, т. е. параметры были оптимизированы из условия максимизации теоретической рабочей зоны механизма. Поскольку при синтезе реальных механизмов исследователи заинтересованы в максимизации эффективной рабочей зоны механизма (т. е. области, в которой при любых условиях можно поддерживать требуемые параметры движения), необходимо внести соответствующие изменения в функцию площади S рабочей зоны.

Известно, что негативные явления возникают не только при попадании выходного звена непосредственно в сингулярность, но и около них. В частности, они влияют на прочностную надежность манипулятора [12], поэтому недостаточно просто "выбросить" точки особых положений из рабочей зоны механизма. Разные авторы предлагают различные критерии близости к особым положениям. Авторы данной работы использовали подход, описанный в работе [13], который позволяет просто и быстро (что важно при применении итерационных алгоритмов) определить максимальные усилия в приводах механизма при наихудшем направлении внешней нагрузки и примени́м для манипуляторов с любым числом степеней свободы. Данный подход основан на использовании обратной матрицы Якоби механизма, что позволяет интегрировать его в

Таблица 2

Процесс оптимизации теоретической рабочей зоны

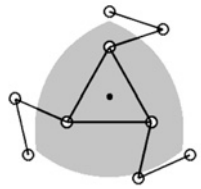
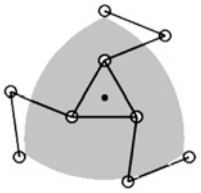
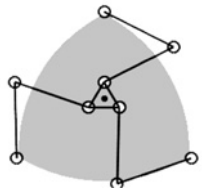
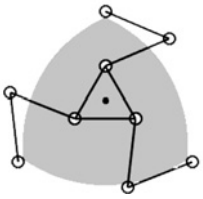
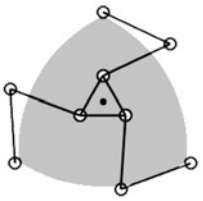
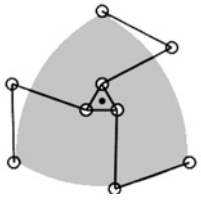
Номер эксперимента	Шаг оптимизации	Текущие параметры $[l_1, l_2, l_3]$, м; площадь рабочей зоны S, м^2	Рабочая зона при текущих параметрах
1	Начальные условия	[0,35 0,35 0,3]; 0,6570	
	1	[0,389 0,389 0,222]; 0,6723	
	2	[0,45 0,45 0,1]; 0,6844	
2	Начальные условия	[0,4 0,4 0,2]; 0,6683	
	1	[0,425 0,425 0,15]; 0,6807	
	2	[0,45 0,45 0,1]; 0,6844	

Таблица 3

Поиск оптимума функции площади эффективной рабочей зоны при разных начальных условиях

Эксперимент	Начальная точка $[l_{01}, l_{02}, l_{03}]$, м	Точка оптимума $[l_1, l_2, l_3]$, м	Площадь рабочей зоны S, м^2
1	[0,35 0,35 0,3]	[0,3764 0,3715 0,2521]	0,6561
2	[0,5 0,2 0,3]	[0,3585 0,3247 0,3169]	0,6399
3	[0,2 0,5 0,3]	[0,3590 0,3266 0,3134]	0,6460
4	[0,4 0,4 0,2]	[0,3993 0,3944 0,2062]	0,6642
5	[0,45 0,45 0,1]	[0,4249 0,4330 0,1420]	0,6825

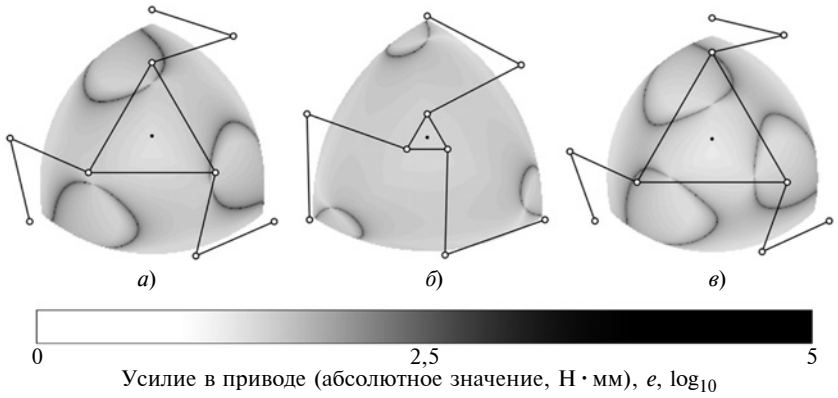
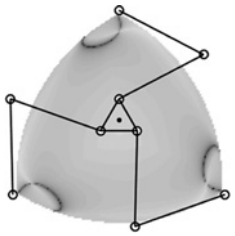
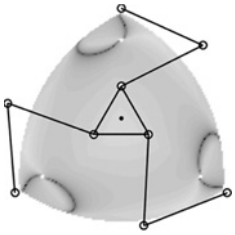
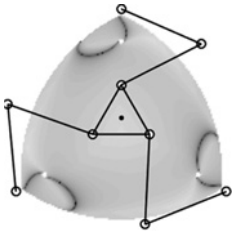
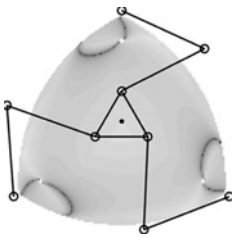


Рис. 3. Распределения максимального усилия в приводе по рабочей зоне 3-RRR манипулятора при внешнем усилии *P* = 10 Н и длинах звеньев [0,35 0,35 0,3] (*а*), [0,45 0,45 0,1] (*б*) и [0,3188 0,3109 0,3703] (*в*)

Таблица 4

Процесс оптимизации эффективной рабочей зоны

Шаг оптимизации	Текущие параметры [l_1, l_2, l_3], м; площадь рабочей зоны S, м^2	Рабочая зона при текущих параметрах
Начальные условия	[0,45 0,45 0,1]; 0,6784	
1	[0,4221 0,4301 0,1479]; 0,6804	
2	[0,4162 0,4278 0,1560]; 0,6817	
3	[0,4249 0,4330 0,1420]; 0,6825	

имеющийся алгоритм и минимизировать дополнительные вычисления.

Для оптимизации эффективной рабочей зоны кроме перечисленных параметров необходимо задать границу максимально допустимого значения момента в приводе. Для этого рассмотрим распределения максимальных усилий в приводе механизма по его рабочей зоне при разных геометрических параметрах (рис. 3). Видно, что усилия в приводах возрастают не только непосредственно в областях, но и при приближении к ним. Номинальные усилия в приводах при данных параметрах составляют около 30 Н · мм, поэтому в качестве ограничения примем максимальное усилие 60 Н · мм в приводе.

Аналогично предыдущему провели расчет при разных начальных условиях (табл. 3). Для каждого цикла оптимизации расчет в среднем составил 230 с при числе узлов 2500. Также подробно рассмотрели эксперимент по оптимизации 5 при начальном значении, равным оптимальному теоретическому (табл. 4).

Отметим, что данный результат подразумевает возможность перехода через особые положения, что на практике можно реализовать несколькими способами [14]. Если такая возможность не предусмотрена, то эффективной рабочей зоной будет считаться наибольшая область рабочего пространства, в которой любые две точки могут быть соединены траекторией, не пересекающей зоны особых положений или не приближающейся к ним недопустимо близко.

Таким образом, исследована возможность применения методов НЛП для оценки эффективного рабочего пространства механизмов параллельной структуры. Для оценки эффективной рабочей области 3-RRR механизма алгоритм показал хорошие результаты, однако данный случай является наиболее простым. При рассмотрении более сложных пространственных механизмов с большим числом степеней свободы данный алгоритм может оказаться малоэффективным, так как время исполнения функции оптимизации увеличивается на несколько порядков, как и число начальных точек. Данный вопрос требует дополнительных исследований и экспериментов. Также существует необходимость оптимизации метода в том случае, когда переход через зоны особых положений невозможен.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ганиев Р. Ф., Глазунов В. А.** Манипуляционные механизмы параллельной структуры и их приложения в современной технике // Доклады РАН. 2014. № 4. С. 1—4.

УДК 621.43.052

А. Н. БЕРДНИК, канд. техн. наук (Тихоокеанский ГУ, г. Хабаровск),
e-mail: alex.bdk75@yandex.ru

Основные проблемы использования различных систем газотурбинного наддува в зависимости от уровня форсирования поршневого двигателя

Представлены основные проблемы использования различных систем газотурбинного наддува при увеличении форсирования поршневых двигателей. Приведены области применения этих систем четырехтактных поршневых двигателей в зависимости от среднего эффективного давления.

Ключевые слова: система газотурбинного наддува, форсирование, поршневой двигатель, среднее эффективное давление.

The general problems of the use of various systems of gas turbine pressurization with increasing of forcing of piston engines are presented. The areas of application of these systems of four-cycle reciprocating engines are given, depending on the average effective pressure.

Keywords: gas turbine supercharging system, forcing, piston engine, average effective pressure.

Проблемы использования различных систем газотурбинного наддува (СГН) и, в частности, проведение научно-исследовательских работ, направленных на выбор оптимальной СГН в зависимости от уровня форсирования поршневого двигателя, остаются в центре внимания отечественных и зарубежных специалистов в области двигателестроения.

Развитие мощных четырехтактных поршневых двигателей, их дальнейшее форсирование по среднему эффективному давлению p_{me} до 2,5 МПа и выше в настоящее время уже немыслимо без применения высокого наддува [1, 2].

Главной проблемой использования той или иной СГН в поршневых двигателях является выбор этой системы в зависимости от среднего эффективного давления. Следует также отметить, что систем газотурбинного наддува при p_{me} > 2,5 МПа, полностью отработанных, доведенных и внедренных в практику двигателестроения, в настоящее время не существует.

На рис. 1 представлена иерархическая схема различных СГН поршневых двигателей. Большое разнообразие СГН (см. рис. 1) еще более усугубляет проблему использования той или иной сис-

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

2. **Gosselin C. M., Angeles J.** Singularity analysis of closed-loop kinematic chains. IEEE // Transactions on Robotics and Automatics. 1990. N. 6 (3). P. 281—290.

3. **Глазунов В. А., Колискор А. Ш., Крайнев А. Ф.** Пространственные механизмы параллельной структуры. М.: Наука, 1991. 95 с.

4. **Merlet J.-P.** Parallel Robots. 2nd edition. Netherlands, 2006, Springer. 402 p.

5. **Ларюшкин П. А.** Классификация и условия возникновения особых положений в механизмах параллельной структуры // Известия вузов. Машиностроение. 2017. № 1 (682). С. 16—23.

6. **Эрастова К. Г., Ларюшкин П. А.** Рабочие зоны механизмов параллельной структуры и способы определения их формы и размеров // Известия вузов. Машиностроение. 2017. № 8. С. 78—87.

7. **Ларюшкин П. А., Палочкин С. В.** Рабочая зона манипулятора параллельной структуры с тремя степенями свободы // Известия вузов. Технология текстильной промышленности. 2012. № 3 (339). С. 92—96.

8. **Пащенко В. Н.** Построение рабочей зоны шестистепенного манипулятора параллельной структуры на базе кривошипно-шатунного механизма // Интернет-журнал "Науковедение". 2016. Т. 8. № 3. URL: http://naukovedenie.ru/PDF/142TVN316.pdf (дата обращения 19 сентября 2017).

9. **Эрастова К. Г., Ларюшкин П. А., Глазунов В. Г.** Рабочая зона и оптимальные геометрические параметры сферического манипулятора параллельной структуры // Сб. тр. XXVIII Междунар. инновационно-ориентированной конф. молодых ученых и студентов (МИКМУС — 2016). М.: ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН, 2017. С. 310—313.

10. **Willard I. Zangwill** Nonlinear programming: a unified approach. Prentice-Hall, 1969. 356 p.

11. **Jorge Nocedal, Stephen J.** Wright Numerical Optimization. New York, NY, USA, 1999, Springer. 651 p.

12. **Захаров М. Н.** Прочностная надежность оборудования. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2011. 123 с.

13. **Ларюшкин П. А., Глазунов В. А., Эрастова К. Г.** Определение максимальных усилий в приводах манипуляторов параллельной структуры по заданной величине внешней нагрузки // Машиностроение и инженерное образование. 2016. № 2 (47). С. 40—46.

14. **Глазунов В. А., Дугин Е. Б., Кистанов В. А., Ву Нгок Бик.** Оптимизация параметров механизмов параллельной структуры на основе моделирования рабочего пространства // Проблемы машиностроения и надежности машин. Машиноведение. 2005. № 6. С. 8—12.

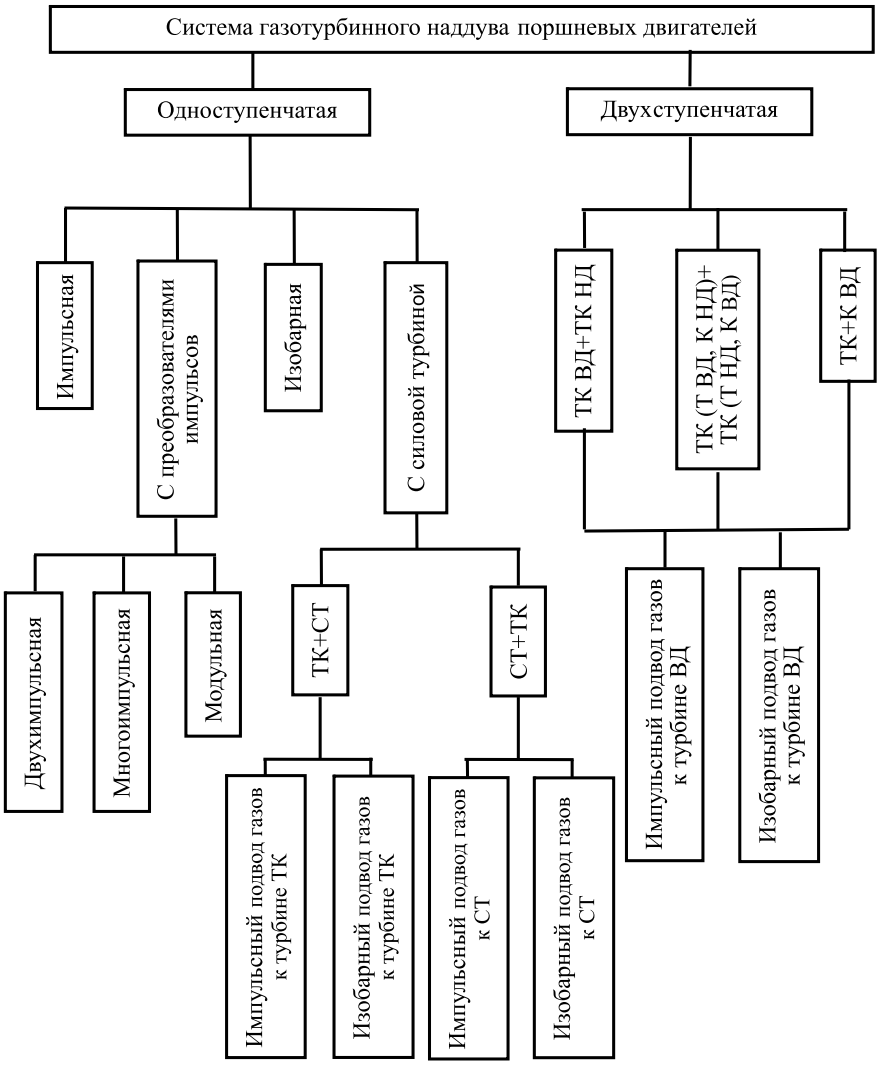


Рис. 1. Иерархическая схема различных СГН поршневых двигателей:
ТК — турбокомпрессор; СТ — силовая турбина; К — компрессор; Т — турбина; ВД — высокое давление; НД — низкое давление

темы в поршневых двигателях при форсировании по p_{me}.

На рис. 2, *а*, *б* на основе экспериментальных данных показаны области использования различных СГН четырехтактных поршневых двигателей по p_{me} в зависимости от частоты n вращения коленчатого вала и удельного эффективного расхода b_e топлива. Проведем анализ этих зависимостей.

Рассматривая импульсные СГН ($p_т$ = var), двухимпульсные и многоимпульсные, можно констатировать, что эти системы доминируют во всем диапазоне частот вращения коленчатого вала двигателя до максимального значения $p_{me} \approx 1{,}6$ МПа. "Выбросы" по p_{me} до 1,8 МПа имеют место только для двухимпульсной СГН при n = 2100 мин$^{-1}$. Последнее связано с возрастанием кинетической энергии в выпускной системе поршневого двигателя.

Интересный факт наблюдается с СГН по схеме ТК + СТ ($p_т$ = var). В основном эта система работает в "импульсной области" систем газотурбинного наддува до $p_{me} \approx 1{,}6$ МПа. Однако наблюдаются "выбросы" по среднему эффективному давлению ($n \approx 750$ мин$^{-1}$, p_{me} = 2,5 МПа; $n \approx 1800$ мин$^{-1}$, $p_{me} \approx 2{,}2$ МПа). Возможно, что это связано с особенностями работы силовой турбины в импульсном потоке.

При $p_{me} > 1{,}55$ МПа четко доминируют СГН с постоянным давлением газов перед турбиной ($p_т$ = const). Их еще называют изобарными или термодинамическими системами. Можно отметить, что область использования среднеоборотных поршневых двигателей находится в диапазоне $p_{me} = 1{,}5 \div 2{,}1$ МПа, а область использования высокооборотных поршневых двигателей находится в диапазоне $p_{me} = 1{,}6 \div 2$ МПа. Может быть, система газотурбинного наддува с модульными преобразователями импульсов "достигла своей цели" и также попала в область изобарной системы газотурбинного наддува.

Область использования двухступенчатой СГН (схема ТК ВД + + ТК НД) при изобарном подводе газов к турбине ВД ($p_т$ = const) для среднеоборотных поршневых двигателей находится в диапазоне $p_{me} = 2{,}2 \div 2{,}6$ МПа, а для высокооборотных поршневых двигателей — в диапазоне $p_{me} = 2{,}2 \div 3{,}0$ МПа. В эти области четко входит и СГН с силовой турбиной (схема ТК + СТ) при изобарном подводе газов к турбине турбокомпрессора ($p_т$ = const). Единственным исключением для этой СГН оказалось ее положение при p_{me} = 2,0 МПа, находящееся в области изобарной СГН ($p_т$ = const).

Особенный характер прослеживается у двухступенчатой системы газотурбинного наддува по схеме ТК ВД + ТК НД с импульсным подводом газов к турбине ВД ($p_т$ = var). В основном эта система находится в диапазоне $p_{me} = 2{,}0 \div 2{,}1$ МПа, но имеется "выброс" по p_{me} до 2,5 МПа при $n \approx 600$ мин$^{-1}$.

Следует также отметить, что в действительности не все СГН, представленные на рис. 1, нашли широкое применение в двигателестроении. Прежде всего это касается двухступенчатой СГН и одноступенчатой СГН с силовой

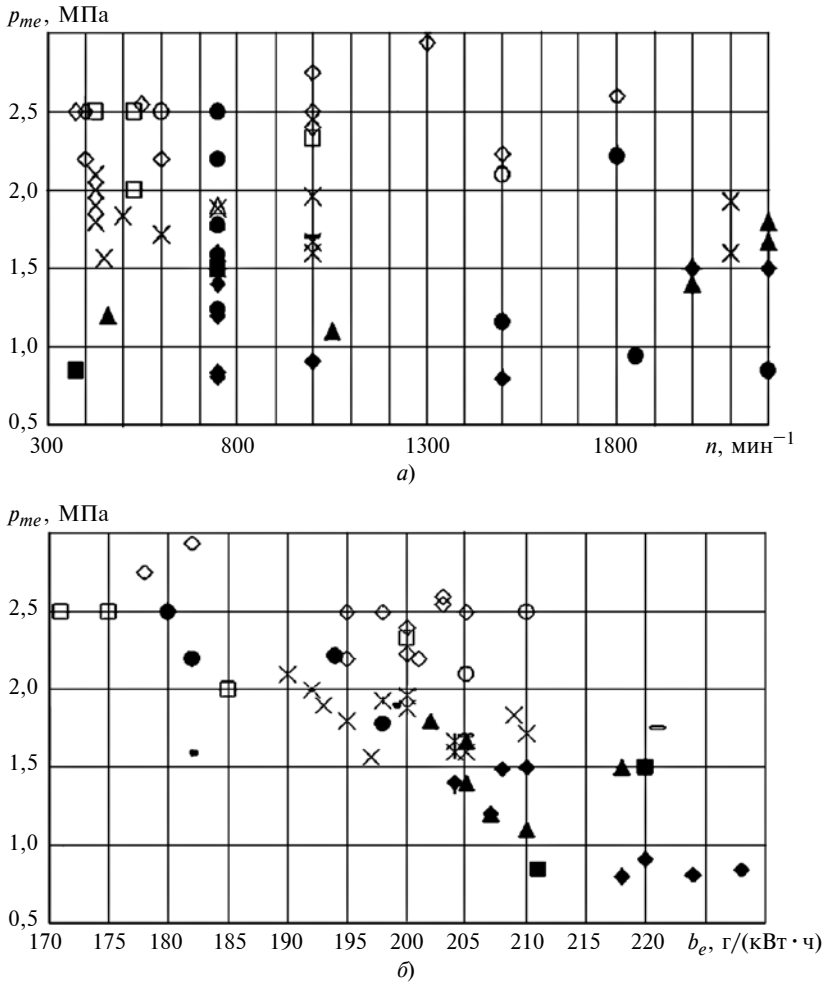


Рис. 2. Области использования различных СГН четырехтактных поршневых двигателей при форсировании по среднему эффективному давлению $p_{me} = f(n)$ (*а*) и $p_{me} = f(b_e)$ (*б*):

♦ — импульсная; ■ — многоимпульсная с преобразователями импульсов; ▲ — двухимпульсная с преобразователями импульсов; — — импульсная с модульными преобразователями импульсов; × — изобарная; ● и □ — одноступенчатые СГН с силовой турбиной (схема ТК + СТ) соответственно с импульсным и изобарным подводом газов к турбине ТК; — — одноступенчатая СГН с силовой турбиной (схема СТ + ТК) с изобарным подводом газов к СТ; ○ и ◊ — двухступенчатые системы воздухоснабжения (схема ТК ВД + ТК НД) соответственно с импульсным и изобарным подводом газов к турбине ВД

турбиной. Возможно, это связано с особенностями работы агрегатов наддува в составе поршневого двигателя, а также распределения располагаемого теплоперепада по ступеням турбин и с требуемой суммарной степенью (требуемыми степенями) повышения давления по ступеням компрессоров [3, 4].

Немаловажной проблемой остается проблема выбора метода оценки эффективности систем газотурбинного наддува [5]. Существующие методы оценки эффективности одноступенчатой СГН поршневого двигателя (метод располагаемой энергии газов и энтропийный метод), основанные на первом и втором законах термодинамики, малоинформативны в отношении определения потерь работоспособности выпускных газов при движении энергетического потока в СГН. Однако в настоящее время для оценки эффективности одноступенчатой СГН поршневых двигателей широко используется эксергетический метод [5, 6]. В то же время сопоставление результатов эксергетического анализа затрудняется тем, что в литературе существуют различные варианты определения КПД проточных частей СГН поршневого двигателя. Кроме того, эксергетические характеристики существенным образом зависят от параметров окружающей среды, выбор которых достаточно произволен.

Если рассматривать методы оценки эффективности двухступенчатых СГН, то их как таковых в литературе практически нет. Все оценки эффективности использования двухступенчатых СГН получены в сравнении с одноступенчатой СГН только экспериментальным путем.

Уровни форсирования поршневого двигателя по p_{me} до 2,5÷3,0 МПа возможны при применении одноступенчатых СГН и традиционных методов организации рабочего процесса. Так, в современных среднеоборотных четырехтактных судовых дизелях с диаметром цилиндров свыше 400 мм в результате форсирования по коэффициенту избытка воздуха при сгорании до α = 1,5÷1,6 при одноступенчатых СГН p_{me} = 2,0÷2,3 МПа. Однако уже при p_{me} = 2 МПа и выше применение одноступенчатых СГН наддува может не обеспечить надежную работу турбокомпрессора [7].

Возможно переход к двухступенчатым СГН снимет какие-либо ограничения в выборе величины давления наддува. Очевидно, на этом основывается предположение, высказываемое в некоторых прогнозах, что в отдельных типах четырехтактных поршневых двигателей возможно p_{me} = 3,5÷4 МПа [7].

Стремление увеличить удельную мощность повышенным форсированием рабочего процесса в результате высокого наддува вызывает необходимость оценки пределов форсирования поршневых двигателей по p_{me} при увеличении давления наддува.

Основной причиной, ограничивающей увеличение уровня форсирования рабочего процесса поршневых двигателей путем повышения давления наддува, являются увеличения механической напряженности конструкции, определяемой максимальными давлениями $p_{\max}$ сгорания, и тепловой напряженности. Помимо этих ограничений, можно проследить и тенденцию к некоторому ухудшению экономичности форсированных поршневых двигателей. Такая тенденция отражает как определенное увеличение механических потерь, так и некоторое относительное снижение индикаторного КПД поршневых двигателей с ростом их форсирования. Это объясняется необходимостью увеличения производительности насосов при повышении степени форсирования поршневого двигателя для обеспечения эффективного охлаждения цилиндропоршневой группы, кривошипно-шатунного механизма и т. д.

Ограничение роста $p_{\max}$ уровнем 14÷15 МПа при увеличении степени их форсирования до p_{me} = 2 МПа и выше может вызвать, в свою очередь, некоторое ухудшение экономичности поршневого двигателя вследствие неизбежного растягивания процесса сгорания.

Таким образом, анализ экспериментальных и литературных данных по повышению уровня форсирования поршневых двигателей по наддуву показал:

1) для достижения уровней форсирования поршневых двигателей, соответствующих p_{me} = = 2,5 МПа и выше, необходимо обеспечить давление наддува p_b = 0,5 МПа и выше; при этом желательно получить соотношение давления наддува и давления перед турбиной $p_b/p_{\text{т}}$ = 1,4 и выше;

2) для достижения уровней форсирования поршневых двигателей, превышающих p_{me} = = 2÷2,5 МПа, использование одноступенчатых СГН может оказаться нецелесообразным, так как при степенях повышения давления, бóльших 3,5÷4, адиабатный КПД компрессора падает;

3) при p_{me} = 3 МПа и выше температура выпускных газов перед турбиной может выйти из допустимых пределов;

4) удельный эффективный расход топлива при p_{me} = 3 МПа и выше для четырехтактных поршневых двигателей может оказаться значительным, хотя применение систем, обеспечивающих закон подачи топлива, приближающийся к оптимальному, возможно, позволит снизить удельный расход топлива на 6÷8 %.

Совершенно очевидной проблемой являются экспериментальные исследования систем газотурбинного наддува. Особенно эта проблема характерна для поршневых двигателей с высоким наддувом (p_{me} > 2 МПа). Экспериментальные исследования при доводке рабочего процесса поршневого двигателя и выборе оптимальной СГН чрезвычайно дорогостоящи и трудоемки. Основной недостаток экспериментальных исследований — пока нет возможностей изучения структуры термогазодинамического потока в проточных частях СГН поршневых двигателей. Также необходимо отметить, что для проведения экспериментальных исследований достаточно сложно найти поршневые двигатели, которые имеют p_{me} > 2 МПа, что не позволяет полноценно оценить преимущества и недостатки использования той или иной СГН при форсировании по среднему эффективному давлению.

На основании вышеизложенного можно сделать следующие выводы:

1) проблема выбора рациональной СГН при форсировании по среднему эффективному давлению поршневого двигателя остается сложной, и она пока не получила окончательного разрешения;

2) области эффективного использования одно- и двухступенчатых СГН при форсировании поршневого двигателя по среднему эффективному давлению более 2 МПа расплывчаты и требуют специальных научных исследований;

3) существующие методы оценки потерь работоспособности газа в элементах проточной части системы газотурбинного наддува поршневого двигателя имеют различные физические основы, что не позволяет адаптировать их в целом к оценке эффективности использования одно- и двухступенчатых систем газотурбинного наддува в зависимости от уровня форсирования поршневого двигателя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ципленкин Г. Е., Дейч Р. С., Иовлев В. И.** Обзор докладов по турбокомпрессорам на конгрессе CIMAC 2004 // Двигателестроение. 2005. № 4. С. 21—25.

2. **Форсированные** дизели: Доклады на XI Международном конгрессе по двигателям (СИМАК) / Под. ред. В. И. Балакина, Н. Н. Иванченко, М. Г. Круглова. М.: Машиностроение, 1978. 360 с.

3. **Renzke E.** Rechnerische Untersuchung des Betriebsverhaltens ein - und zweistufig aufgeladerer mittelschnellanfen Viertakt dieselmotoren / E. Renzke, G. Weschal // MTZ. 1978. 39. № 3. P. 93—98.

4. **Дехович Д. А., Иванов Г. И., Круглов М. Г.** Агрегаты воздухоснабжения комбинированных двигателей внутреннего сгорания. М.: Машиностроение, 1973. 296 с.

5. **Лашко В. А., Бердник А. Н.** Методы оценки эффективности систем газотурбинного наддува комбинированных двигателей внутреннего сгорания: Учеб. пособие. Хабаровск: Изд-во ТОГУ, 2006. 118 с.

6. **Бердник А. Н.** Оптимизация систем выпуска двигателя 8ЧН 18/22 // Вестник машиностроения. 2016. № 6. С. 35—42.

7. **Машинно-ориентированные методы** расчета комбинированных двигателей / Б. И. Иванченко, В. И. Каплан, К. Б. Цыреторов и др. М.: Машиностроение, 1978. 168 с.

УДК 677.054.3

В. А. ГРИГОРЬЕВ, В. И. ТЕРЕНТЬЕВ, д-р техн. наук (РГУ им. А. Н. Косыгина), e-mail: homo_87@mail.ru

Аппроксимация в расчетах механизмов ткацких машин

Рассмотрен выбор метода аппроксимации экспериментальных данных сплайнами, алгебраическими степенными и тригонометрическими полиномами. Дана их оценка из условия применимости аппроксимирующей функции.

Ключевые слова: аппроксимация, аппроксимирующий полином, точность аппроксимации.

The selection of the approximation method of experimental data by splines, algebraic power and trigonometric polynomials is considered. Their estimation is given from the condition of applicability of the approximating function.

Keywords: approximation, approximating polynomial, accuracy of approximation.

Аппроксимация как один из инструментов анализа позволяет исследовать числовые и качественные характеристики объекта в рамках принятых условий идеализации параметров, определяющих ключевые свойства объекта исследования. Аппроксимация нередко является одним из путей получения функций для расчета параметров объекта исследования, для которого нет аналитического описания или есть, но слишком сложное. Такие задачи решаются при динамических исследованиях механизмов ткацких машин и разработке цикловых диаграмм совместно функционирующих механизмов машины.

Анализ распределений большинства экспериментальных данных при динамических исследованиях механизмов ткацких машин показал, что их часто описывают аналитически, используя существующие функциональные зависимости. Поэтому естественно обращение к методам аппроксимации данных, которые обеспечивают получение приближенных аналитических зависимостей. Уравнения и методика расчета должны, по возможности, точно выражать характер аппроксимируемых данных и в то же время как можно проще и достаточно адекватно описывать процессы, представленные экспериментальными данными.

При кинематических и динамических исследованиях механизмов распространение получила полиномиальная аппроксимация, основанная на среднеквадратичном приближении — это аппроксимация сплайнами, алгебраическими степенными многочленами и тригонометрическими многочленами.

Характер распределения данных, подлежащих аппроксимации, определяет выбор полинома, который обеспечивал бы компромисс между точностью аппроксимации и сложностью получаемой расчетной зависимости. Применение вида аппроксимирующей полиномиальной функции устанавливается на основании заданной точности аппроксимации и критерия согласия между аппроксимирующей функцией и некоторой функцией исходных данных, рассматриваемых как совокупность случайных величин.

Для оценки точности аппроксимации как меры отклонения аппроксимирующей функции $P_n(x)$ от распределения данных, описываемых неизвестной непрерывной функцией $f(x)$, заданной на интервале $a \le x \le b$, как правило, принимается величина $\Delta(P, f) = \max\limits_{a \le x \le b} |f(x) - P(x)|$, так называемый критерий равномерной аппроксимации.

Приемлемость аппроксимирующей функции $P(x)$ при максимальном отклонении $\Delta(P, f)$ устанавливается по критерию согласия аппроксимирующей функции и распределения данных аппроксимации.

Рассматривая аппроксимируемые данные как некоторую выборку случайных величин, в качестве критерия согласия можно принять один из статистических показателей с учетом закона распределения данных. Анализ экспериментальных данных параметров ткацких машин показал, что в большинстве случаев их распределение отличается от нормального закона. Поэтому в качестве критерия согласия использовали критерий Кокрена (G-критерий), основанный на сравнении дисперсий выборок данных одинакового объема, который позволяет судить об однородности нескольких выборок данных.

Вопрос выбора аппроксимирующей функции встает при введении неравномерности вращения главного вала ткацкой машины в аналитической форме в кинематические расчеты закона движения ремизки и динамические ведомые звенья, в частности, ремизок зевообразовательных механизмов. Для этого использовали аппроксимирующую зависимость, полученную на основании экспериментальных данных при частоте вращения $\omega_{г.в} = 23{,}3$ с$^{-1}$ главного вала ткацкой машины СТБ-180.

На рис. 1 приведена кривая изменения частоты вращения главного вала за один оборот. Так как на каждом обороте угловая частота ω_i в течение одного оборота непостоянна и, по существу, является пос-

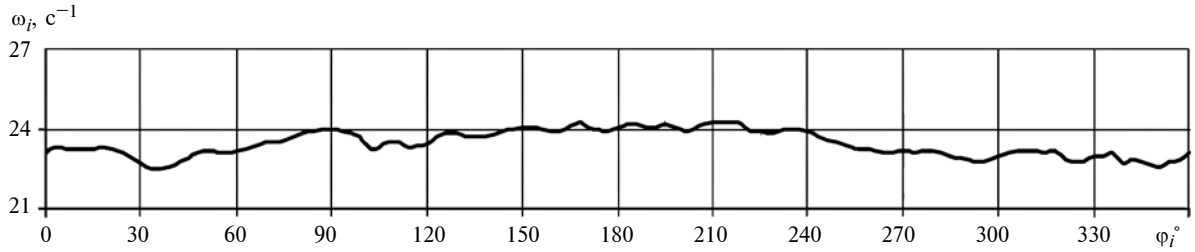


Рис. 1

ледовательностью случайных величин, данная кривая построена по усредненным значениям частот за 10 оборотов главного вала и принято, что характер кривой сохраняется на последующих оборотах.

Из рис. 1 видно, что в течение одного оборота вала частота ω незначительно изменяется между максимальным и минимальным значениями, нет протяженных участков плавного изменения кривой, т. е. часто меняется знак первой производной, а участки с одинаковым знаком производной нерегулярны и характерны для коротких периодов поворота главного вала. Поэтому, исходя из характера приведенной кривой распределения экспериментальных данных, исследовали возможность использования полиномиальной аппроксимации для получения аналитической зависимости, адекватно представляющей параметр $\omega_{г.в}$, на основании критериев максимального отклонения и согласия аппроксимирующей функции и распределения данных аппроксимации.

По характеру изменения кривой угловой частоты можно сделать вывод об определенных ограничениях использования методов аппроксимации, которые чувствительны к частым изменениям участков кривой. В частности, проблематично использование *кусочно-полиномиальную аппроксимации*, например кубическим сплайном, который достаточно хорошо приближает гладкие функции вместе с несколькими производными. Аппроксимация распределения данных на рис. 1 кубическим сплайном связана с детальным анализом их изменения с целью возможности разбиения на последовательные равные участки кривой, узловые точки которой позволяют получить сплайн-функцию, непрерывную вместе с несколькими производными на всем заданном отрезке $[\varphi_к, \varphi_0]$ и на каждом отдельном отрезке $[\varphi_i, \varphi_{i+1}]$. Эта сплайн-функция является некоторым алгебраическим многочленом, который можно записать в следующем виде [1]:

$$S_3(x) = \frac{(x_{i+1}-x)^2[(x-x_i)+h]}{h^2} f_i + \frac{(x-x_i)^2[(x-x_{i+1})+h]}{h^2} f_{i+1} + \frac{(x_{i+1}-x_i)^2[(x-x_i)+h]}{h^2} m_i + \frac{(x-x_i)^2[(x-x_{i+1})+h]}{h^2} m_{i+1},$$

где x_i, x_{i+1} — узловые точки; $f_i = S_3'(x_i)$ и $f_{i+1} = S_3'(x_{i+1})$ — функции в узловых точках на отдельном отрезке $[x_i, x_{i+1}]$; $m_i = S'_3(x_i)$ и $m_{i+1} = S_3'(x_{i+1})$ — производные функций в узловых точках; $h = (\varphi_к - \varphi_0)/N$ — величина каждого из N равных участков разбиения ($i = 0, 1, ..., N-1$).

В то же время применительно к исследованию и проектированию ткацких машин кубический сплайн достаточно хорошо приближает гладкие функции вместе с несколькими производными. Такими функциями описываются, в частности, перемещения выходных звеньев высокоскоростных текстильных машин (например, ткацких и трикотажных), что позволяет проектировать оптимальные диаграммы работы узлов для прокладывания уточных нитей: диаграммы зевообразовательных и батанных механизмов в зависимости от раппорта переплетения вырабатываемой ткани [2] или диаграммы перемещений выходных звеньев узлов подачи нити и петлеобразования трикотажных машин.

Для удобства расчетов желательно иметь одну приближенную формулу $\omega_i \approx P(\varphi)$, пригодную для одного оборота $\varphi_н \le \varphi_i \le \varphi_к$, которая для исследуемого параметра $\omega_{г.в}$ обеспечивается тригонометрическим или алгебраическим степенным многочленом.

Принятые допущения по статистическому подходу при получении кривой распределения экспериментальных данных $\omega_{г.в}$ позволяют рассматривать ее как непрерывную периодическую функцию, которую можно использовать для приближения тригонометрических многочленов, являющихся n-й частичной суммой обобщенного ряда Фурье [в виде линейной комбинации функций $\sin(kx)$ и $\cos(kx)$] вида [3]:

$$P_n(\varphi_i) = a_0 + a_1\cos\varphi_i + b_1\sin\varphi_i + a_2\cos2\varphi_i + b_2\sin2\varphi_i + ... + a_n\cos n\varphi_i + b_n\sin n\varphi_i,$$

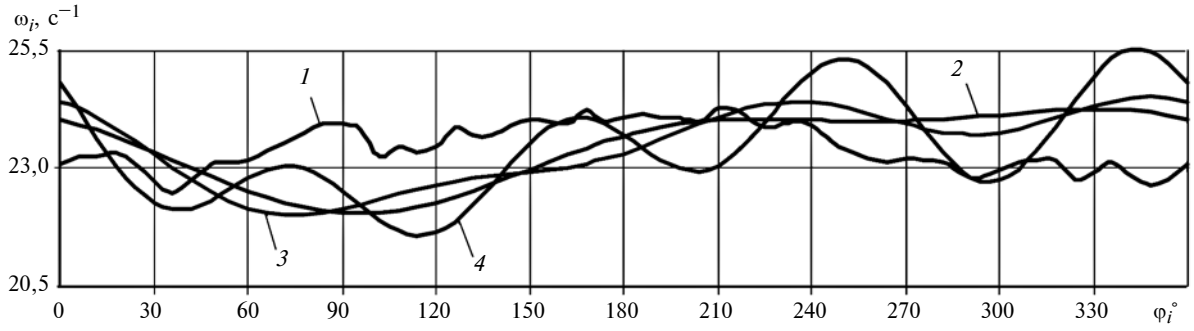


Рис. 2

или

$$P_n(\varphi) = a_0 + \sum_{k=1}^{n} (a_k \cos k\varphi + b_k \sin k\varphi), \qquad (1)$$

где a_0, a_k, b_k — коэффициенты ряда Фурье; n — число последовательных точек интервала $[\varphi_н; \varphi_к]$ аппроксимации.

Расчеты показали, что для кривой, приведенной на рис. 1, аппроксимирующий многочлен (1) не дает адекватного аналитического представления данных. На рис. 2 приведены кривые экспериментальных данных (*1*) и их аппроксимации тригонометрическими многочленами второй (*2*), третьей (*3*) и четвертой (*4*) степеней. Характер изменения кривых показывает, что с увеличением степени тригонометрического полинома увеличиваются отклонения значений аппроксимации от аппроксимируемых данных, особенно на начальном и конечном участках интервала. Кроме того, с повышением точности аппроксимации путем повышения степени многочлена увеличивается число членов, что при введении их в расчетные зависимости приводит к громоздкости конечного выражения.

Качество такой аппроксимации можно улучшить, используя суммы Фейера, получаемые из ряда Фурье функции, путем введения в ряд Фурье дополнительных множителей $r_k^{(n)} = 1 - k/(n+1)$, характеризующих степень гладкости аппроксимируемой функции и улучшающих сходимость тригонометрических рядов Фурье. Также аппроксимация существенно не улучшается при использовании только сумм нечетных членов ряда Фурье.

Задача аналитического представления экспериментальных данных со случайным распределением аппроксимирующей функцией с хорошей степенью приближения упомянутых выше критериев аппроксимации практически решается с использованием алгебраических степенных многочленов $y = a_0 + a_1x + a_2x^2 + ... + a_mx^m$, получаемых методом наименьших квадратов, или многочленов Чебышева. Данные методы позволяют установить порядок полинома, который имеет меньшее отклонение от заданной кривой экспериментальных данных при повышении степени полинома. Для обоих методов было установлено, что для параметра $\omega_{г.в}$ (см. рис. 1) приемлемая точность аппроксимации достигается при использовании полинома третьей степени. Чтобы установить наиболее оптимальный метод, провели расчеты по полученным уравнениям аппроксимации полиномом третьей степени и сравнили их максимальные отклонения от экспериментальных данных и дисперсий, используемых для определения критериев согласия.

Известно, что метод наименьших квадратов — это выбор для исходных данных x_i, f_i, где $i = 1, ..., N$, некоторой эмпирической функции (зависимости) $P = s(x, a_0, a_1, ..., a_m)$ с неизвестными коэффициентами $a_0, a_1, ..., a_m$, которые определяются из условия минимума функции $P(a_0, a_1, ..., a_m)$ [4]. Это условие определяется суммой квадратов отклонений между данными, полученными по аппроксимирующей зависимости, и опытными данными:

$$P(a_0, a_1, ..., a_m) = \sum_{i=1}^{N} [s(x_i, a_0, a_1, ..., a_m) - f_i]^2.$$

Коэффициенты $a_0, a_1, ..., a_m$ определяются из системы уравнений:

$$\left.\begin{aligned}
&Na_0 + a_1 \sum_{i=1}^{N} x_i + a_2 \sum_{i=1}^{N} x_i^2 + ... + a_m \sum_{i=1}^{N} x_i^m = \sum_{i=1}^{N} f_i;\\
&a_0 \sum_{i=1}^{N} x_i + a_1 \sum_{i=1}^{N} x_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^{N} x_i^3 + ... + a_m \sum_{i=1}^{N} x_i^{m+1} =\\
&= \sum_{i=1}^{N} x_i f_i;\\
&\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\\
&a_0 \sum_{i=1}^{N} x_i^m + a_1 \sum_{i=1}^{N} x_i^{m+1} + a_2 \sum_{i=1}^{N} x_i^{m+2} + ... +\\
&+ a_m \sum_{i=1}^{N} x_i^{2m} = \sum_{i=1}^{N} x_i^m f_i.
\end{aligned}\right\} (2)$$

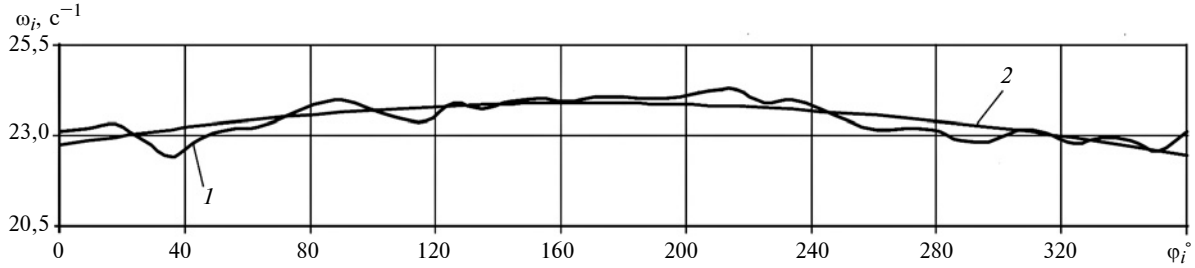


Рис. 3

Расчетная аппроксимирующая зависимость для экспериментальных данных, представленных кривой на рис. 1, коэффициенты которой определены в соответствии с уравнениями (2), имеет вид:

$$\omega(\varphi) = 22{,}670883 + 0{,}978044\varphi^2 - 0{,}212825\varphi^2 + \\ + 0{,}008859\varphi^3. \quad (3)$$

Расчет по зависимости (3) показал, что максимальное отклонение расчетного значения аппроксимации от экспериментального составляет $\max|f(x) - P(x)| = 0{,}7535836$, $\sigma^2_{\text{ап}} = 0{,}171614$.

В качестве критерия согласия принят критерий Кокрена: $G = \sigma^2_{\max}/\Sigma\sigma^2 = \sigma^2_{\max}/(\sigma^2_{\text{э}} + \sigma^2_{\text{ап}}) = 0{,}59325$, где $\sigma^2_{\text{э}}$ и $\sigma^2_{\text{ап}}$ — дисперсии соответственно экспериментальных данных и аппроксимированных данных.

Полученная величина G-критерия меньше табличного значения 0,69167 [5], что говорит об однородности совокупности значений по аппроксимирующему выражению и совокупности экспериментальных данных.

Способ наименьших квадратов имеет недостаток: при повышении степени полинома необходим перерасчет коэффициентов a_0, a_1, ..., a_m, что усложняет получение уравнения аппроксимации и снижает точность расчета коэффициентов. Такой недостаток отсутствует в методе Чебышева.

Уравнение в форме полиномов Чебышева составляется на основании средних значений зависимой переменной, найденных при разных значениях независимой переменной. Согласно способу Чебышева приближающий многочлен записывается в виде суммы многочленов [4]:

$$P(x) = a_0 f_0(x) + a_1 f_1(x) + a_2 f_2(x) + \ldots + a_r f_r(x), \quad (4)$$

где $f_r(x) = x^r + \alpha_1^{(1)} x^{r-1} + \ldots$ — многочлен степени r, в котором

$$a_r = \frac{\sum y_i f_r(x_i)}{\sum [f_r(x_i)]^2} \quad (r = 0, 1, 2, \ldots). \quad (5)$$

Коэффициенты, начиная с члена второй степени, рассчитываются с учетом выражений (4) и (5) по рекуррентной формуле

$$f_{r+1}(x) = (x + \beta_{r+1}) f_r(x) + \gamma_{r+1} f_{r-1}(x), \quad (6)$$

где

$$\beta_{r+1} = -\frac{\sum x_i [f_r(x_i)]^2}{\sum [f_r(x_i)]^2}$$

$$\text{и } \gamma_{r+1} = -\frac{\sum x_i f_{r-1}(x_i) f_r(x)}{\sum [f_{r-1}(x_i)]^2}. \quad (7)$$

Аппроксимирующая зависимость для экспериментальных данных, полученная методом Чебышева по формулам (4)—(7), имеет вид:

$$\omega(\varphi) = 22{,}742412 + 0{,}793964\varphi - 0{,}138911\varphi^2 + \\ + 0{,}000913\varphi^3.$$

Результаты расчета приведены на рис. 3, где линия *1* — экспериментальные данные, линия *2* — аппроксимация полиномом третьей степени по методу Чебышева. Максимальное отклонение расчетного значения от экспериментального составляет $\max|f(x) - P(x)| = 0{,}70666$; дисперсия $\sigma^2_{\text{ап}} = 0{,}160447$; критерий Кокрена $G = 0{,}590777$.

Сравнение $\sigma^2_{\text{ап}} = 0{,}160447$ результатов аппроксимации по методу наименьших квадратов и методу Чебышева показало, что лучшие результаты обеспечивает метод Чебышева.

Вывод

На примере экспериментальных данных, представляющих угловую частоту вращения главного вала ткацкой машины, рассматриваемых как случайные величины, показана возможность получения аппроксимирующих зависимостей с использованием полиноминальной аппроксимации. Показано, что выбор вида аппроксимации связан с характером распределения экспериментальных данных и оценкой их приемлемости на основе максимального отклонения и критерия согласия. Применительно к кривой распределения эксперимен-

УДК 621.436.21

Е. А. ЛАЗАРЕВ, д-р техн. наук (Южно-Уральский ГУ, г. Челябинск), О. Г. МАШКОВ, А. А. МАРТЫНОВ, А. Н. ПОМАЗ (АО СКБ "Турбина", г. Челябинск), e-mail: lea2@mail.ru

Влияние перепуска воздуха в проточной части центробежного компрессора на запас его устойчивой работы

Рассмотрены влияние перепуска воздушного потока при входе в рабочее колесо на запас устойчивой работы компрессора, принципиальные схемы камер перепуска и новая конструкция камеры для компрессора с лопаточным диффузором. Выполнен численный анализ структуры потока, дана экспериментальная оценка запаса устойчивой работы компрессора при использовании камер перепуска разной геометрии.

Ключевые слова: компрессор, проточная часть, камера перепуска воздуха, запас устойчивой работы, экспериментальная оценка.

The effect of the airflow bypass at the entrance to the impeller on the margin of the compressor's stable operation, the principal schemes of the bypass chambers and the new design of the chamber for the compressor with the bladed diffuser are considered. A numerical analysis of the flow structure is performed, an experimental estimate of the safety margin of the compressor is given when using bypass chambers of different geometries.

Keywords: compressor, flow section, air bypass chamber, stable work stock, experimental evaluation.

Совершенствование дизелей в направлении повышения уровня форсирования газотурбинным наддувом — важнейшая тенденция развития современного дизелестроения [1]. Применение газотурбинного наддува позволяет повысить среднее эффективное давление рабочего цикла до p_e = 2,5÷3,0 МПа и более. Однако при этом сложно обеспечить высокий коэффициент k_M приспособляемости по крутящему моменту в связи с существенным снижением давления наддува и, как следствие, расхода воздуха при уменьшении частоты $n_д$ вращения коленчатого вала (КВ) дизеля [2]. Эта особенность тем заметнее, чем выше давление наддува на номинальной частоте вращения КВ. При этом особенно опасно попадание рабочих режимов в зону неустойчивой работы компрессора (зону помпажа) [3]. Поэтому актуальна разработка приемлемой конструкции элементов проточной части, расширяющей диапазон устойчивой работы компрессора по расходу воздуха.

Решение задачи повышения давления наддува на пониженных частотах вращения КВ дизеля и расширения диапазона устойчивой работы компрессора (нагнетателя) возможно совершенствованием конструкции элементов проточной части. Причинами отмеченных негативных явлений в работе агрегатов наддува — газотурбинных нагнетателей (ГТН), являются:

непропорциональное падение расхода газа через турбину и, соответственно, ее мощности при уменьшении частоты вращения КВ;

с увеличением давления $p_к$ наддува или степени $\pi_к$ повышения давления компрессора уменьшается запас $\Delta K_у$ устойчивой работы (запас по помпажу), ограниченный при малых расходах $G_в$ воздуха образованием зон срыва потока, обратных выбросов и высокочастотных колебаний давления на лопатках, а при больших расходах — запиранием воздушного потока.

К современным агрегатам наддува предъявляются важные требования, регламентирующие их массу и габаритные размеры. При конструировании ГТН это связано с необходимостью выполнения сравнительно малых сечений проточных частей турбин и компрессоров, что затрудняет контроль

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

тальных данных для угловой частоты вращения главного вала ткацкой машины СТБ приемлемые результаты обеспечиваются аппроксимацией с использованием полиноминальных степенных зависимостей, полученных методом наименьших квадратов и полиномов Чебышева.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Волков Е. А.** Численные методы: Учеб. пос. для вузов. М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1987. 248 с.

2. **Хозина Е. Н., Терентьев В. И.** Проектирование цикловой диаграммы зевообразовательного механизма бесчелночных ткацких станков // Известия вузов // Технология текстильной промышленности. 1987. № 4. С. 87—90.

3. **Калиткин Н. Н.** Численные методы. М.: Наука, 1978. 512 с.

4. **Гутер Р. С., Овчинский Б. В.** Элементы численного анализа и математической обработки результатов опыта. М.: Наука, 1970. 432 с.

5. **Большев Л. Н., Смирнов Н. В.** Таблицы математической статистики. М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1983. 416 с.

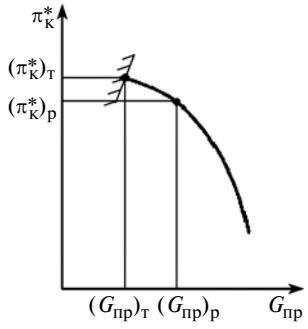


Рис. 1. Характеристика компрессора

параметров торможения, в частности температуры и давления газовых потоков, и сопровождается повышением частоты вращения ротора.

Отметим, что стандарт [4] предусматривает определение КПД компрессора по параметрам торможения, для чего требуется специальный измерительный инструментарий. Использование в таких случаях мерных насадок изменяет характер движения газовых потоков, условия работы и показатели агрегатов. Для исключения подобного вмешательства в измерительной системе целесообразен контроль статического давления газовых потоков при их течении через турбину и нагнетатель.

Запас устойчивой работы (запас по помпажу) характеризуется степенью удаленности рабочей области компрессора от границы устойчивых режимов при постоянной частоте вращения ротора (рис. 1) и определяется по формуле

$$\Delta K_у = (K_у - 1)100,$$

где $K_у = \left(\frac{\pi_к^*}{G_{в\ пр}}\right)_т \Big/ \left(\frac{\pi_к^*}{G_{в\ пр}}\right)_р$.

Здесь т и р — текущий и расчетный режимы работы компрессора.

Область согласованных режимов работы компрессора и дизеля можно расширить смещением границы помпажной зоны в область меньших расходов воздуха. Для этого в практике компрессоростроения используется частичный перепуск воздушного потока из радиального зазора между рабочими лопатками и корпусом на вход в рабочее колесо компрессора. Такой способ использован, например, в работе [5]. Создание полости (камеры) перепуска в классической проточной части ступени компрессора (рис. 2, *а*) стабилизировало его работу в области малых расходов уменьшением зоны отрыва потока (рис. 2, *б*).

Интересна конструкция компрессора [6], в которой вставка, перемещающаяся в осевом направлении, изменяет ширину впускного и выпускного каналов камеры перепуска воздуха. Вставка выполняется в виде одной подвижной детали или двух относительно подвижных телескопических частей (рис. 3, *а*). Расширение диапазона устойчивой работы и оптимизация ширины впускного и выпускного каналов камеры перепуска осуществляются с целью повышения КПД и снижения уровня шума компрессора. Однако ввиду отсутствия лопаточного диффузора повышения давления и КПД такого компрессора невысоки.

Аналогичный эффект [7] достигается в ступени центробежного компрессора (рис. 3, *б*), содержащей кольцевое входное устройство с плавно изменяющейся формой поперечного сечения канала, который образуется между аэродинамическим кольцом в кольцевом углублении, выполненном в корпусе компрессора, и отдельным впускным элементом. Плавно уменьшающееся поперечное сечение канала способствует повышению аэродинамической эффективности потока за счет снижения газодинамических потерь.

Вставка во входном кольцевом устройстве имеет небольшую осевую длину L и формирует объем

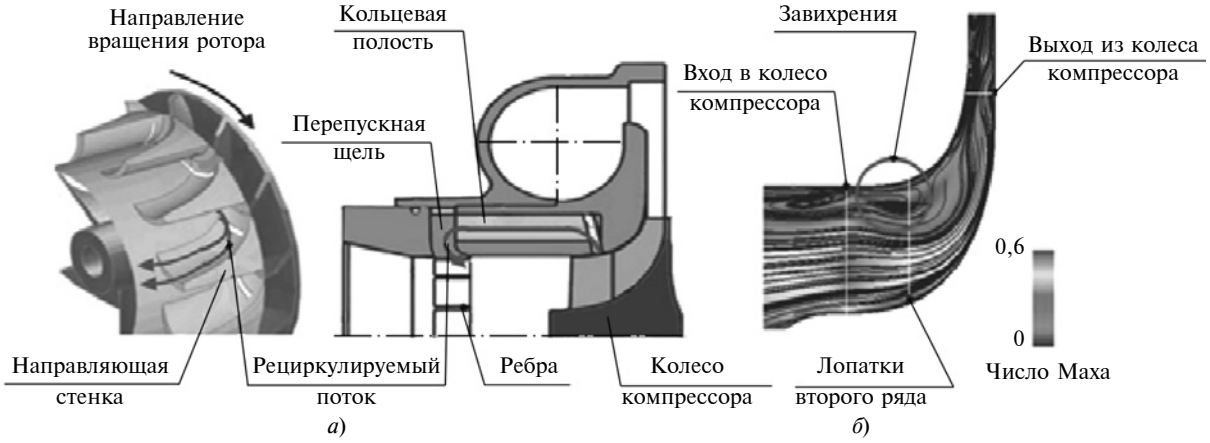


Рис. 2. Конструкция и расположение полости перепуска в проточной части (*а*); вихреобразования в потоке воздуха в радиальном зазоре и на периферии межлопаточного канала рабочего колеса компрессора (*б*)

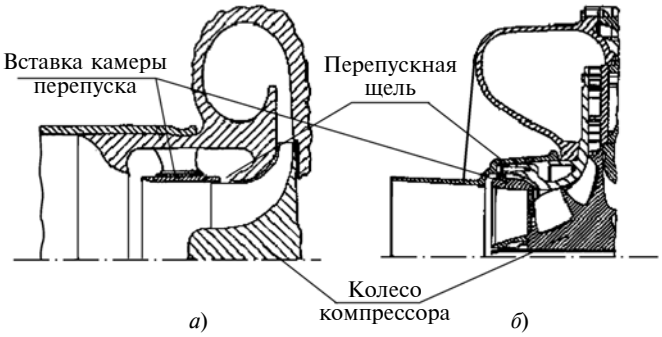


Рис. 3. Варианты конструкции камер перепуска

кольцевой камеры. Профиль щели на выходе из кольцевой камеры — радиальный. Выходящий из кольцевой камеры поток воздуха при работе компрессора на частотах вращения ротора, близких к номинальным, не успевает выровняться и стабилизироваться по высоте канала перед входной кромкой лопатки рабочего колеса, что снижает положительный эффект от перепуска воздуха.

Анализ схем зарубежных исследователей [8, 9] показал, что и они имеют аналогичные недостатки. Уменьшить недостатки существующих схем позволят новые конструктивные решения.

Особенность перепуска воздуха в ступени компрессора, оборудованной лопаточным диффузором, заключается в возможности перераспределения повышения давления между рабочим колесом и диффузором. При этом устраняется вихрь, возникающий вследствие срыва потока с входной кромки лопатки колеса компрессора, приводящий к снижению КПД компрессора [10]. Кроме того, этот вихрь обусловливает дополнительную возможность появления помпажа. Устранение вихря достигается отсасыванием его через кольцевую щель в камеру перепуска с последующим выбросом воздуха через аналогичную кольцевую щель на входе в рабочее колесо компрессора при некотором удалении от входных кромок лопаток [11].

Газодинамический анализ позволил установить размеры зоны, в которой образуется вихрь, и ее положение относительно входной кромки лопатки рабочего колеса компрессора и определить наилучшие геометрические параметры камеры. Для оценки влияния камеры перепуска на характеристики ступени компрессора исследовали камеры четырех конфигураций, каждую из которых испытывали с лопаточным (ЛД) и безлопаточным (БЛД) диффузорами (рис. 4). Основными геометрическими параметрами для оценки были перекрытие b вращающегося направляющего аппарата и длина L вставки. Разные перекрытия изменяли условия входа в камеру перепуска и обеспечивали расположение кольцевой щели, в которую засасывается вихрь: или непосредственно за ним, или над ним. Осевая длина L вставки камеры перепуска определялась удаленностью кольцевой щели, через которую выбрасывается вихрь, от входных кромок колеса компрессора. Предполагалось, что чем дальше кольцевая щель расположена от входных кромок рабочего колеса, тем лучшие условия создаются для выравнивания потока, перепускаемого на вход в рабочее колесо компрессора.

С помощью численного моделирования течения потока воздуха в проточной части на режимах работы, близких к границе помпажа, выявлено наличие протяженной зоны завихрений на периферии лопаток в области входной кромки колеса компрессора. Влияние вихреобразования на структуру течения воздуха, в частности, неравномерность скоростей в поперечном сечении межлопаточного канала, распространяется практически до выхода потока из рабочего колеса (рис. 5, *а*). Наиболее интенсивная и глубокая часть зоны завихрений наблюдается во вращающемся направляющем аппарате рабочего колеса.

При размещении в проточной части (на входе во вращающийся направляющий аппарат рабочего колеса) компрессора кольцевой камеры перепуска наблюдалось перераспределение вихревой зоны с

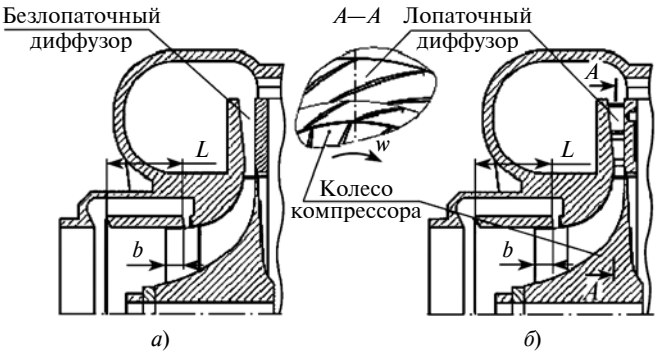


Рис. 4. Схемы компрессора с безлопаточным (*а*) и лопаточным (*б*) исполнением диффузора и камерами перепуска разной геометрии

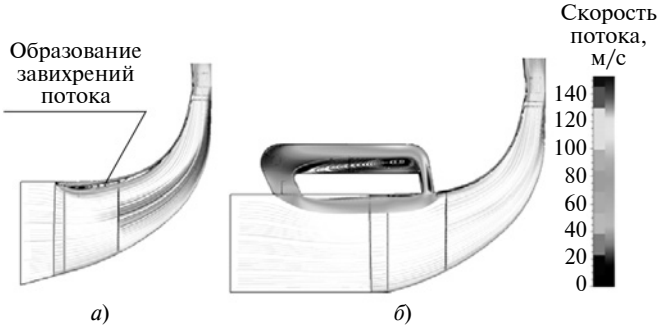


Рис. 5. Моделирование течения потока воздуха в межлопаточном канале рабочего колеса при отсутствии (*а*) и наличии (*б*) камеры перепуска в проточной части компрессора

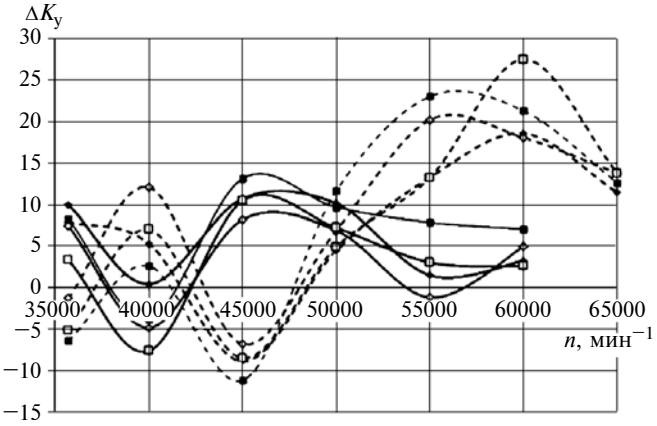


Рис. 6. Зависимости запаса $\Delta K_у$ устойчивой работы компрессора от частоты *n* вращения ротора при безлопаточном (штриховые линии) и лопаточном (сплошные линии) исполнении диффузоров и разной геометрии камеры перепуска:

♦ — L = 43,6 мм, b = 10 мм; ■ — L = 58,6 мм, b = 10 мм; ◊ — L = 43,6 мм, b = 7 мм; □ — L = 58,6 мм, b = 7 мм

удалением ее в полость камеры. При этом снижается интенсивность вихря на периферии лопаток рабочего колеса. Профилирование выпускного участка камеры перепуска дополнительно способствует стабилизации воздушного потока перед входной кромкой (рис. 5, *б*).

На исследуемых режимах работы компрессора отмечалось увеличение КПД ступени на 0,5 % при наличии камеры перепуска воздушного потока.

Запас устойчивой работы компрессора с безлопаточным и лопаточным диффузорами в проточной части камеры перепуска оценивали при испытаниях на безмоторном стенде [12]. Зависимости запаса устойчивой работы компрессора от частоты вращения ротора, полученные при серии испытаний, приведены на рис. 6. За начало отсчета приняты результаты испытаний ступени компрессора с лопаточным диффузором без камеры перепуска.

В компрессоре с безлопаточным диффузором увеличение запаса устойчивой работы наблюдается с ростом частоты вращения ротора. Анализ полученных результатов показал, что наибольший запас устойчивой работы имеет компрессор с безлопаточным диффузором при частоте вращения ротора свыше $50 \cdot 10^3$ мин$^{-1}$. При частоте вращения ротора в интервалах $(36 \div 37{,}7)10^3$ мин$^{-1}$ и $(42{,}5 \div 47{,}5)10^3$ мин$^{-1}$ наблюдается небольшое (в среднем 3÷5 %) снижение запаса устойчивой работы.

В компрессоре с лопаточным диффузором наиболее стабильное изменение запаса устойчивой работы в зависимости от частоты вращения ротора наблюдается при наличии камеры перепуска с параметрами L = 43,6 мм и b = 10 мм. Наибольший запас устойчивой работы имеет компрессор с лопаточным диффузором при частоте вращения ротора $47{,}5 \cdot 10^3$ мин$^{-1}$ и составляет 12 % относительно аналогичного запаса устойчивой работы без камеры перепуска.

Вывод

Лучшая комплектация компрессора определялась по критерию — наибольший запас по помпажу при частоте вращения ротора $(40 \div 45)10^3$ мин$^{-1}$. Во всем исследованном диапазоне частот вращения ротора $(36 \div 60)10^3$ мин$^{-1}$ только компрессор с лопаточным диффузором и камерой перепуска с параметрами L = 43,6 мм и b = 10 мм не имеет отрицательных значений запаса устойчивой работы. Это говорит о целесообразности выбора указанного компрессора из исследованных комплектаций для использования в дизеле.

При испытаниях не установлено влияние перепуска воздуха на снижение показателей надежности компрессора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Двигатели** внутреннего сгорания: Теория поршневых и комбинированных двигателей / Д. Н. Вырубов, Н. А. Иващенко, В. И. Ивин и др. / Под ред. А. С. Орлина, М. Г. Круглова. 4 изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1983. 372 с.
2. **Chapman D. C.** Model compressor development. ACARD Conferense on centrifugal compressors, flow phenomenon and performance. 1982. V. 282. № 20. P. 13—17.
3. **Иванов П. В.** Особенности работы двигателя совместно с турбокомпрессором с регулируемой турбиной // Энергомашиностроение. 1963. № 5. С. 152—160.
4. **ГОСТ Р 53637—2009.** Турбокомпрессоры автотракторные. Общие технические требования и методы испытаний. М.: Стандартинформ, 2010. 12 с.
5. **Mohtar H., Chesse P., Chalet D.** Effect of a map width enhancement system on turbocharger centrifugal compressor performance and surge margin. Proceedings of the institution of mechanical engineers part D: journal of automobile engeneering. 2011. V. 225. N. 3. P. 234—241.
6. **Pat. 5863178A US:** F01D 1/12, F03B 1/00. Exhaust turbocharger for internal combustion engines.
7. **Pat. EP 1557568 A2:** F04D29/42, F04D27/02. Centrifugal compressor with inlet recirculation channel.
8. **Pat. US 4990053:** F04D 29/4. Device for extending the performances of a radial compressor.
9. **Pat. US 008061974 B2:** F04D 27/00. Compressor with variable geometry ported should.
10. **Iwakiri Y., Uchida H.** Numerical fluid analysis of a variable geometry compressor for use in a turbocharger // Toyota R/D review. 2006. V. 41. N. 3. P. 19—21.
11. **Uchida H.** Transient performance prediction for turbocharging systems incorporating variable geometry turbochargers. Toyota R/D review. 2006. V. 41. N. 3. P. 23—25.
12. **Шароглазов Б. А., Машков О. Г., Мартынов А. А.** Оценка параметров агрегата турбонаддува поршневого транспортного двигателя на базе безмоторных испытаний // Транспорт Урала. 2015. № 3 (46). С. 74—78.

УДК 629.4.027.2

И. С. ГЕЛЬВЕР (Омский государственный университет путей сообщения), А. В. КОЛУНИН, канд. техн. наук (Омский автобронетанковый инженерный институт), e-mail: kolunin2003@mail.ru

Оценка влияния физической нелинейности материала на напряженно-деформированное состояние транспортных конструкций из алюминиевых сплавов

Рассматривается применение метода конечных элементов при проектировании транспортных конструкций из физически нелинейных материалов путем аппроксимации реальной диаграммы деформирования параболической зависимостью. Учет физической нелинейности обеспечивает рациональный подход к проектированию несущих конструкций транспортных средств.

Ключевые слова: физическая нелинейность, метод конечных элементов, нелинейный закон деформирования.

The application of the finite element method is considered when designing transport structures from physically nonlinear materials by approximating the actual deformation diagram by a parabolic dependence. Accounting for physical nonlinearity provides a rational approach to the design of load-bearing structures of transport vehicles.

Keywords: physical nonlinearity, finite element method, nonlinear deformation law.

В современном транспортном машиностроении широко применяют новые конструкционные материалы: алюминий и его сплавы, композиционные материалы, полимеры и др. В работе [1] дан обзор применения алюминиевых сплавов в практике вагоностроения за рубежом. Для упомянутых материалов даже при небольших нагрузках характерно существенное отклонение от закона Гука (физическая нелинейность материала). Игнорирование этого явления не дает достоверного представления о напряженно-деформированном состоянии (НДС) конструкции. Авторы данной работы предлагают с учетом физической нелинейности методику оценки ее влияния на НДС транспортных конструкций из перспективных материалов при проектировании.

При анализе НДС с учетом физической нелинейности приходится решать вопрос выбора нелинейного закона деформирования. В работе [2] как один из вариантов решения вопроса принимается аппроксимация реальной диаграммы деформирования зависимостью вида:

$$\sigma = E\varepsilon - E_1\varepsilon^3, \qquad (1)$$

где E — модуль Юнга; σ — механическое напряжение; ε — относительная деформация.

Упругая характеристика E_1, как показано в работе [2], определяется по формуле

$$E_1 = 0{,}148E^3/\sigma_т^2.$$

Другой вариант — аппроксимация реальной диаграммы деформирования кубической параболой. Для этой цели использовали программу Origin: в закладке "Analysis" выбирается опция "Non-linear Curve Fit..."; в открывшемся окошке с помощью кнопки "New" создается функция пользователя "User-Defined" с числом параметров 2 ("Number of Param.") и в поле "Definition" вводится команда:

$$y = P1*x - P2*x\hat{}3. \qquad (2)$$

На рис. 1 приведены зависимости, полученные по этой программе для алюминиевого сплава АМг6: линия *1* соответствует закону Гука; линия *2* отражает зависимость (2); параболическая линия *3* построена по формуле (1). Упругие характеристики сплава АМг6: E = 72 ГПа; $E_1 = 2{,}8 \cdot 10^6$ ГПа; P_1 = (75 ± 2) ГПа; P_2 = (2,98 ± 0,38)10^6 ГПа.

Использование вычислительной техники при проектировании позволило учитывать нелинейное деформирование конструкций методом конечных элементов (МКЭ). Для ряда транспортных конструкций в качестве КЭ можно принять стержни — одномерные КЭ с частью металлической обшивки около них, а также плоские треугольные и прямоугольные КЭ и другие простые геометрические тела. Для стержневого КЭ согласно работе [3] систему

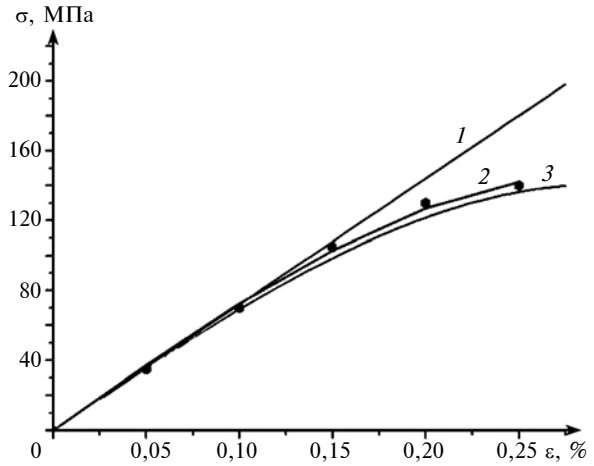


Рис. 1. Аппроксимация диаграммы деформирования сплава АМг6

разрешающих уравнений можно получить, используя вариационный принцип Лагранжа в соответствии с процедурой метода Ритца.

С учетом принятого закона (1) потенциальную энергию U деформации стержневого КЭ плоского изгиба (рис. 2) можно представить в виде:

$$U = \frac{EI_{2x}}{2}\int_0^l \eta''^2 \mathrm{d}z - \frac{E_1 I_{4x}}{4}\int_0^l \eta''^4 \mathrm{d}z,$$

где η — прогиб стержня; I_{2x} — момент инерции сечения; $I_{4x} = \int_F y^4 \mathrm{d}F$ — момент инерции сечения высшего порядка.

Прогиб стержня η с учетом физической нелинейности представим с использованием функций Эрмита $Э_i(z)$:

$$\eta(z) = \sum_{i=1}^{4} Э_i(z)\omega_i.$$

Тогда для функционала W потенциальной энергии, представляющего собой сумму потенциальной энергии U и работы A внешних сил ($W = U - A$) в соответствии с вариационным принципом Лагранжа ($\mathrm{d}W = 0$), получим систему разрешающих уравнений для стержневого КЭ в виде:

$$[K]\{\omega\} + \{R_\mathrm{p}\} = \{G\}, \qquad (3)$$

где $[K]$ — матрица жесткости стержневого КЭ; $\{\omega\}$ — вектор перемещений; $\{R_\mathrm{p}\}$ — вектор узловых реакций, $\{G\}$ — вектор нелинейности.

Компоненты вектора $\{G\}$ определяются из соотношений:

$$G_i = E_1 I_{4x}\int_0^l \eta''^3 Э_i''(z)\mathrm{d}z.$$

Как показано в работе [3], формирование разрешающих уравнений для всей системы КЭ совпадает с известным алгоритмом линейной теории МКЭ, единственное отличие — присутствие в правой части системы уравнений (3) вектора $\{G\}$.

Для определения напряжений можно использовать два подхода. Первый подход предполагает непосредственную подстановку в принятый нелинейный закон деформирования (1) с учетом известного из строительной механики соотношения между относительной деформацией и кривизной ($\varepsilon = \eta''(z)y$) выражения для кривизны с учетом физической нелинейности в виде:

$$\eta''(z) = \sum_{i=1}^{4} Э_i''(z)\omega_i.$$

Рис. 2. Деформация стержневого КЭ плоского изгиба

Другой подход заключается в определении в сечении изгибающего момента:

$$M = EI_{2x}\eta'' - E_1 I_{4x}\eta''^3.$$

Оба подхода позволяют получить выражение для определения напряжения в виде:

$$\sigma = \sigma_0\left(1 - \frac{0{,}148\sigma_0^2}{[\sigma]^2}\right).$$

Здесь $\sigma_0 = M_\mathrm{y}\nu_0/(EI_{2x})$, где $\nu_0 = 1 + \dfrac{EI_{4x}M^2}{EI_{2x}^3}$ — коэффициент, учитывающий нелинейность деформирования.

Вывод

Выбранная аналитическая зависимость напряжений от деформаций в виде кубической параболы позволила получить основные соотношения МКЭ, аналогичные линейной теории. Предложенный алгоритм учета физической нелинейности можно использовать на начальных этапах разработки транспортной конструкции: при проработке технического предложения (аванпроекта), а также на стадии эскизного проекта для уточнения параметров конструктивно-силовой схемы. Метод конечных элементов можно применить не только в вагоностроении, но и в других отраслях транспортного машиностроения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Журавлева Л. В.** Применение алюминиевых сплавов в грузовом вагоностроении за рубежом // Железнодорожный транспорт. Сер. Вагоны и вагонное хозяйство. Ремонт вагонов. 2004. № 1—2. С. 21—36.

2. **Гельвер С. А.** Исследование напряженно-деформированного состояния кузова грузового полувагона из алюминиевых сплавов с учетом физической нелинейности материала // Транспорт Урала. 2008. № 4. С. 20—23.

3. **Гельвер С. А.** Методы анализа напряженно-деформированного состояния конструкций подвижного состава при упругопластическом поведении материала // Тезисы докл. Всерос. науч.-практич. конф. "Актуальные проблемы развития транспортного комплекса". Самара: СамГАПС, 2009. С. 125—128.

УДК 621.891

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

Энергетика изнашивания деталей машин при смешанном смазывании

При исследовании энергетики изнашивания деталей машин в условиях смешанного смазывания установлено, что на схватывание влияют нагрузка, скорость скольжения, температуры поверхностей трения, смазочного материала и вспышки, поверхностная энергия, коэффициенты распределения тепловых потоков и внешнего перекрытия.

Ключевые слова: смазочный материал, трение, изнашивание, схватывание, температура, энергия, нагрузка, скорость скольжения.

When studying the energy of wear of machine parts under conditions of mixed lubrication, it is determined, that the load, the sliding speed, temperatures of friction surfaces, lubricant and flash, surface energy, heat flux distribution coefficients and external overlap have influence on seizure.

Keywords: lubricant, friction, wear, seizure, temperature, energy, load, speed of sliding.

Изнашивание трибосопряжений при смешанном смазывании является сложным физическим процессом, который определяется механическим взаимодействием поверхностей трения, тепловым и химическим взаимодействием смазочного материала с поверхностями, геометрией контакта, физическими свойствами трущихся материалов и смазочного материала.

Смазочный материал уменьшает не только трение вследствие относительного скольжения его слоев, но и пластическую деформацию металла в результате его проникновения в микропоры поверхностей деталей, что способствует перераспределению температуры, удельной нагрузки и обеспечивает благоприятные условия работы сопряжения. Однако в местах сближения микровыступов поверхностей возникают температурные вспышки, влияющие на прочность смазочной пленки.

Из основополагающих триад трения и износа, разработанных И. В. Крагельским и А. В. Чичинадзе, базового постулата П. А. Ребиндера, что трение и износ являются комплексными процессами физико-химической механики, и энергетической теории трения, предложенной В. Д. Кузнецовым и развитой А. Д. Дубининым, Б. И. Костецким, А. П. Семеновым, Л. И. Бершадским, В. В. Федоровым, С. Н. Журковым, Г. Фляйшером и А. Ю. Албагачиевым, следует, что работоспособность деталей машин определяет структурно-энергетическое состояние поверхностей контакта. При том, что процесс трения один, связанные с ним эффекты могут быть различными и зависят от множества факторов. Процесс трения качественно характеризуется физико-химическими явлениями, а количественно механическими параметрами — коэффициентом и силой трения, а также износом поверхностей.

При трении сопряжений в условиях смешанного смазывания необходимо учитывать следующее [1].

1. Условия работы пар трения скольжения:

а) гидродинамическое или граничное смазывание; б) граничное смазывание или без смазывания (сухое трение).

2. Контакт дискретен и осуществляется контурными площадками, которые образуются при контактировании волнистых поверхностей и периодически меняют свое положение в зависимости от цикличности нагружения.

3. Процесс механического взаимодействия на контакте нестационарный и характеризуется такими изменяющимися параметрами, как сила трения, степени упругой и пластической деформаций, скорость изнашивания, которые связаны между собой и зависят от нестационарных процессов теплового воздействия и влияния смазочного материала (СМ).

4. Тонкая структура поверхностных слоев формируется в результате сложного механического, теплового и химического воздействий со смазочным материалом и определяет качественные закономерности процесса и его количественные параметры.

5. При трении в условиях граничного смазывания движение СМ по шероховатым поверхностям — ламинарное и зависит в основном от геометрии поверхностей, размеров неровностей (шероховатости) и расхода СМ. Отсюда следует, что управляющим фактором при изнашивании будет созданный режим трения.

Ограничим анализируемый процесс режимом нормального трения, который возникает при наличии в сопряжении промежуточной прослойки ("третьего" тела), менее прочной, чем основные материалы [2]. "Третье" тело формируется в процессе трения как его результат, благодаря сложному механическому взаимодействию, возникающему тепловому потоку и химическому воздействию СМ.

6. Факторы, влияющие на процесс трения и изнашивания:

физическая и химическая составляющие процесса;

адгезионное изнашивание, возникающее в зоне высоких температур и удельных нагрузок;

взаимодействие материалов трибосистемы и изменение их свойств, связанные с движением молекул СМ в поверхностных слоях пары трения в результате силовых и тепловых воздействий, которые являются причиной трибомутации [3, 4].

Протекание и взаимодействие физических и механохимических явлений между собой характеризует закономерности процесса трения и изнашивания металлических материалов при наличии СМ.

Генерированная тепловая энергия приводит к термическому нагружению трибосистемы (металлов и смазочного материала) с различным воздействием на работу и срок службы узла трения. Количественным выражением тепловой нагрузки при трении является различное повышение температуры в разных местах трибосопряжения, определяемое формой и законом распределения фактической площади контакта (ФПК). В зависимости от времени и случайного распределения источников тепла по номинальной поверхности контакта создается температурное поле на номинальном, контурном и фактическом контактах, которое определяет тепловую нагрузку смазочных материалов по объемным и максимальным температурам [1, 5].

Смазочная пленка, разделяющая металлические материалы, уменьшает неравенство в распределении теплового потока между ними и создает температурный скачок на их поверхностях. При этом установлено, что на входе в узел трения, в узле трения и на поверхности трения температура СМ различна (рис. 1). В узле трения температура СМ меньше, чем на входе в него, и меньше температуры на поверхности трения, что обусловлено экранирующим действием СМ и непрерывным отводом тепла из узла трения циркулирующим СМ.

Дадим физическое обоснование этому явлению. При трении образца из стали по образцу из бронзы

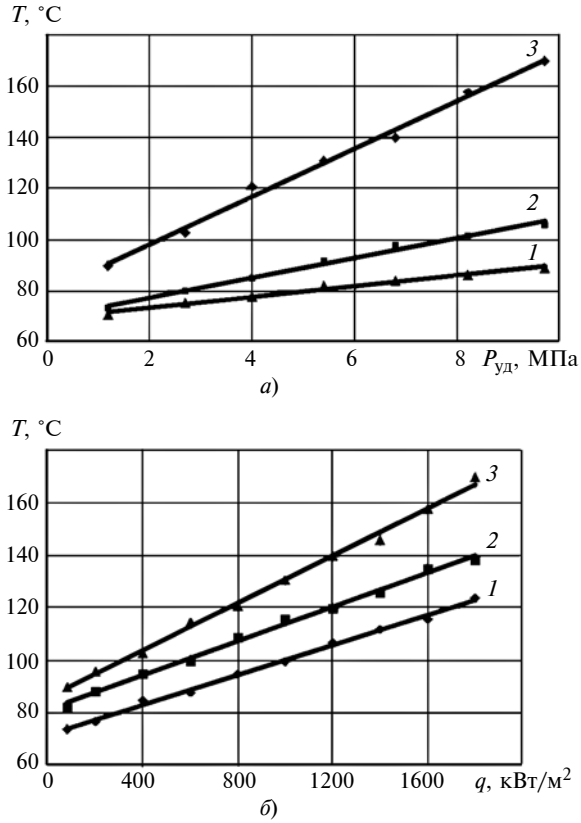


Рис. 1. Зависимости температуры *T* от нагрузки $P_{уд}$ (*а*) и удельного теплового потока *q* (*б*) для пары сталь Х12Ф1 — БрОСН10-2-3: $K_{вз}$ = 1; δ = 60 мкм; *υ* = 6,06 м/с; $t_{эксп}$ = 10 мин; T_f = 125 °С; линии *1*, *2* и *3* — температуры СМ 7-50с-3 соответственно в узле трения, поверхности трения и вспышки

и наличии между ними граничного смазочного слоя тепловой поток, генерируемый сталью, действует по нормали к поверхности трения. Так как теплофизические свойства стали ниже, чем у бронзы, то меньшую часть теплового потока воспринимает образец из стали, а большая его часть, пройдя через граничный смазочный слой, поглощается бронзовым образцом. За счет конвективного теплообмена часть теплового потока от пары "сталь — бронза" передается СМ, непрерывно циркулирующему через узел трения.

Граничный смазочный слой, находясь между поверхностями трения, образует многослойную структуру, которая изменяет тепловое сопротивление общей структуры "металл — граничный смазочный слой — металл", а также условия теплообразования и теплораспределения между материалами трения, определяемые теплофизическими свойствами деталей из стали, бронзы и граничного смазочного слоя.

Значительное влияние на температуру поверхности трения наряду с нормальной нагрузкой оказывают скорость скольжения и температура СМ, при повышении которых температура поверхности трения повышается больше, чем при минимальной

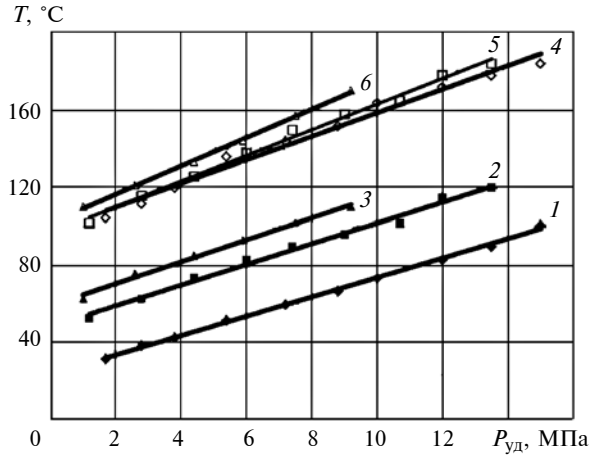


Рис. 2. Зависимости температуры *T* поверхности трения (*1*, *2*, *3*) и вспышки (*4*, *5*, *6*) от нагрузки $P_{уд}$ при температуре СМ 7-50с-3 на входе в узел трения T_f = 20 (*1*, *4*), 60 (*2*, *5*) и 100 °С (*3*, *6*) для пары сталь 30Х3ВА — БрОСН10-2-3:
$K_{вз}$ = 0,9: δ = 60 мкм; υ = 7,07 м/с; $t_{эксп}$ = 10 мин

скорости скольжения и нормальной (20 °С) температуре СМ. При изменении нормальной нагрузки и скорости скольжения изменения температуры во времени в точке замера и температурного градиента в приповерхностном слое прямо пропорциональны мощности трения.

При этом прослеживается неравномерность распределения температуры по поверхности трения при смешанном смазывании. Максимальная температура наблюдается на расстоянии 5 мм от оси вращения детали. При увеличении расстояния от оси вращения температура снижается. Визуальный осмотр поверхностей материалов сопряжения, использованных в эксперименте, показал, что на расстоянии 5 мм от оси симметрии: на поверхности стального образца наблюдаются цвета побежалости и следы переноса бронзы, что указывает на достижение в контакте некоторой предельной (критической) температуры; на поверхности бронзового образца наблюдаются кольцевые риски от микрорежущего действия частиц износа.

Независимо от температуры СМ различие температур по поверхности трения незначительно из-за присутствия смазочной пленки, разделяющей поверхности и уменьшающей неравномерность распределения теплового потока как по поверхности трения, так и между материалами пары трения, теплопередача между которыми определяется такой характеристикой контакта, как коэффициент $K_{вз}$ взаимного перекрытия. При его уменьшении снижаются температура поверхности трения и коэффициент *f* трения, расширяются диапазоны изменения тепловой и удельной нагрузок на пару трения вследствие улучшения теплопередачи между поверхностями трения и СМ. В результате границы схватывания смещаются в область более высоких нагрузок. При прочих равных условиях больший коэффициент взаимного перекрытия приводит к повышению общей температуры узла трения и снижению его сопротивляемости разрушению.

Решающее влияние на прочность граничного смазочного слоя, разделяющего поверхности трения, и на общий температурный режим трения сопряжения "сталь — бронза" при граничном смазывании оказывает температура вспышки [5]. При снижении коэффициента взаимного перекрытия температура вспышки уменьшается. При фиксированном значении коэффициента взаимного перекрытия повышение температуры СМ на входе в узел трения сопровождается незначительным различием температуры вспышки (рис. 2).

Изменение коэффициента $K_{вз}$ взаимного перекрытия пары трения влияет на условия теплопередачи в трибосистеме и определяет среднюю температуру $T_ω$ поверхности трения, объемную температуру T_V и температурный градиент $\partial T/\partial z$ по нормали к поверхности трения, т. е. распространение температурного поля определяется, прежде всего, теплопередачей и теплоотводом из узла трения циркулирующим СМ. Это значит, что при нагреве состояние узла трения зависит в основном от его конструкции и применяемых материалов.

С увеличением нормальной нагрузки наблюдается тенденция повышения тангенциальной (сдвиговой) силы в паре трения, которая в зависимости от температуры СМ изменяется по-разному: при нормальной температуре (20 °С) тангенциальная сила имеет колебательный характер; при температуре 100 °С колебания уменьшаются. Такое изменение тангенциальной силы обусловлено процессами разрушения и восстановления смазочной пленки на поверхностях трения [1, 2, 6].

Когда для конкретного СМ достигается предельная температура, плавное скольжение пары трения переходит в прерывистое, резко возрастают коэффициент трения и износ (рис. 3), происходят "срыв" смазочной пленки с поверхностей трения и перенос бронзы на поверхность стальной детали, что подтверждает их осмотр. В результате переноса бронзы на сталь на поверхности бронзовой детали

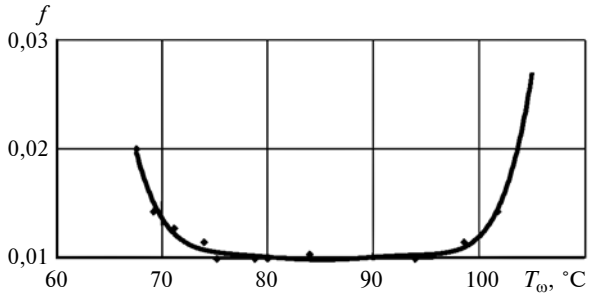


Рис. 3. Изменение коэффициента *f* трения в зависимости от температуры $T_ω$ поверхности трения для пары сталь Х12Ф1 — БрОСН10-2-3:
$K_{вз}$ = 0,8: δ = 60 мкм; T_f = 125 °С; $t_{эксп}$ = 10 мин

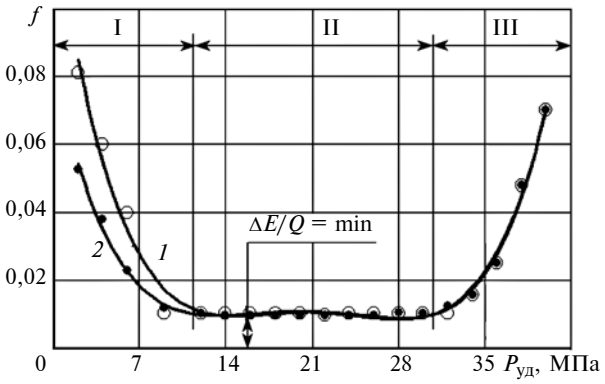


Рис. 4. Изменение коэффициента f трения в зависимости от нагрузки $P_{уд}$ при T_f = 20 (*1*) и 100 °С (*2*), v = const:

I — область неустойчивых процессов (пуск и приработка, формирование тепловой флуктуации в объеме трения); II — область нормального трения (область совместимости и упругой деформации); III — область повреждаемости при высоких температурах ("срыв" смазочной пленки, износ и схватывание, проявление пластической деформации); $\Delta E = \Delta E_e + \Delta E_v$ — изменение внутренней энергии, где ΔE_e и ΔE_v — энергии соответственно изменения структуры материала и нагрева; Q — энергия теплообмена со средой

образуются микрократеры. Причем на некоторых стальных деталях образуются микрократеры, свидетельствующие об обратном фрикционном переносе стали на поверхность бронзовой детали.

Анализ зависимости изменения коэффициента f трения от удельной нагрузки $P_{уд}$ (рис. 4), скорости v скольжения, температуры T, сочетания свойств контактирующих металлов и физико-механических свойств СМ показал, что превышение предельной нагрузки при постоянной скорости скольжения или предельной скорости скольжения при постоянной удельной нагрузке приводит к схватыванию материалов трения. Момент перехода к схватыванию определяется предельными значениями $P_{пр}$ при v = const или $v_{пр}$ при $P_{уд}$ = const.

Этот факт показывает, что смазочная пленка на поверхности пластичного материала (медь, бронза) разрушается в результате высоких пластических деформаций, т. е. ее разрушение есть необходимая предпосылка возникновения схватывания поверхностей трения. Оно может возникнуть под действием высокой температуры при упругой деформации поверхностных слоев, при значительной пластической деформации или при их совместном действии.

При разрушении смазочной пленки происходит металлический контакт поверхностей трения (см. рис. 4, области I и III), повышение температуры рабочих поверхностей и изменение механической (деформационной) и молекулярной составляющих силы трения. Механическая составляющая силы трения при металлическом контакте изменяется в основном в результате уменьшения твердости материала, причем у менее твердых материалов этот процесс происходит интенсивнее.

Разрушение межатомных связей носит термофлуктуационный характер, а температура в зоне трения определяет разрыв межатомных связей, что следует из зависимости твердости от температуры: $HV_{бр(t)} = HV_{бр(0)}\,(1 - T/T_{пл})^{1/2}$. Здесь $HV_{бр(0)}$ — начальная твердость бронзы; $T = T_\omega + T_\theta$ — максимальная температура поверхности трения, где T_ω — средняя температура поверхности трения; T_θ — температура вспышки на фактических пятнах касания; $T_{пл}$ — температура плавления бронзы.

Дальнейшее повышение температуры приводит к интенсивному схватыванию поверхностей в точках фактического контакта вследствие адгезионного взаимодействия и увеличению молекулярной составляющей силы трения, определяемой поверхностной энергией атомов ювенильных участков поверхностей контакта. При уменьшении поверхностной энергии и повышении температуры увеличиваются число дислокаций, выходящих на поверхность, перенос бронзы на поверхность стали и схватывание.

Необходимые условия возникновения схватывания:

а) непосредственный контакт чистых поверхностей металла;

б) достижение поверхностными атомами определенного энергетического состояния, определяющего энергетический порог схватывания. При небольшом энергетическом барьере дислокации выходят на поверхность, т. е. идет пластическая деформация. Образование "активных" центров, которыми являются скопления дислокаций, способствует схватыванию поверхностей пары трения. Отметим, что при трении это условие является, по существу, избыточным, так как уже структурные элементарные акты пластической деформации поверхностных слоев активизируют диффузионные процессы взаимодействия металлов со средой или между собой.

Уменьшению энергетического порога схватывания способствуют:

а) поверхностное пластифицирование металла вследствие проявления эффекта П. А. Ребиндера. В результате адсорбционного эффекта уменьшаются свободная поверхностная энергия и деформации, снижаются предел текучести и коэффициент упрочнения металла, изменяются полосы (пачки) скольжения линейных дислокаций и зеренная структура;

б) температура в контактной зоне трения. В зоне непосредственного контакта развиваются мгновенные контактные температуры, превосходящие по величине предельную температуру СМ. В этом случае на контакте начинается десорбция граничного слоя, и СМ теряет способность препятствовать металлическому контакту поверхностей трения.

Повышение температуры в контактной зоне трения приводит к уменьшению поверхностной энер-

гии, увеличению числа дислокаций, выходящих на поверхность, и повышению вероятности образования мостиков схватывания. По температурному параметру количество критических точек определяется адсорбционными, химическими, диффузионными и структурными процессами, образованием вторичных структур.

Таким образом, развитие схватывания во времени включает: сближение атомов контактирующих металлов в результате пластической деформации; разрушение смазочной пленки и образование активных центров на поверхности более твердого металла; объемное взаимодействие.

Схватывание является кинетическим процессом, который проходит по термофлуктуационному механизму при термическом, механическом и термомеханическом воздействии с проявлением каталитического действия поверхностей контакта и изменением энергии активации элементов трибосистемы (поверхностей контакта и СМ).

Результаты исследований показали значительное влияние режима ($P_{уд}$ и v) на образование смазочных пленок на поверхностях трения и управление этим процессом циклическим внешнесиловым воздействием на пару трения. Цикличность такого воздействия сопровождается уменьшением коэффициента трения, расширением области нормального трения и обеспечением минимального сопротивления сдвигу, которое наиболее емко характеризует физику процесса трения и изнашивания.

Кроме изменения нагрузки и скорости скольжения, предварительного нагрева СМ на изнашивание узлов трения и образованием смазочных пленок на поверхностях контакта оказывают адгезия, пластическая и упругая деформации, диффузия, адсорбция, химическое взаимодействие СМ с поверхностями контакта [8], а также технологическая наследственность (эффект памяти) трибосопряжений по нагрузочно-скоростным параметрам и смазочным материалам [9].

Для снижения изнашивания трибосопряжений (деформационной и адгезионной составляющих силы трения) необходимо обеспечить минимальное сопротивление сдвигу и уменьшить деформационную составляющую, обусловленную технологической наследственностью. Эти условия наиболее эффективно осуществляются для твердых тел, на поверхности которых существует смазочная пленка или поверхностный слой с пониженной прочностью на сдвиг.

Свойства пары трения изменяются следующим образом:

а) с повышением удельной нагрузки увеличивается модуль упругости, а коэффициент сжимаемости уменьшается;

б) вязкость жидкости увеличивается экспоненциально;

в) предварительное нагревание СМ и теплота трения снижают и вязкость СМ, и модуль упругости, но повышают коэффициент сжимаемости;

г) при трении в условиях смешанного смазывания, т. е. граничного трения, смазочная пленка в зазоре пары трения приобретает свойства квазиупругого твердого тела с низким сопротивлением сдвигу.

Вязкостно-температурные свойства СМ при пуске машин значительно влияют на изнашивание и схватывание поверхностей пары трения [1—9]. Чем меньше вязкость, тем быстрее СМ поступает к поверхностям трения при прочих равных условиях, предотвращая схватывание и уменьшая их изнашивание. С повышением температуры СМ на входе в узел трения коэффициент трения и сопротивление сдвигу уменьшаются в результате интенсификации физико-химических процессов, ускоряющих образование хемосорбционных пленок на поверхностях трения.

Значительное влияние на деформацию тонкого поверхностного слоя оказывает активное взаимодействие полярных молекул СМ с поверхностями твердого тела, приводящее к адсорбционному понижению прочности твердых тел (эффект П. А. Ребиндера). Существенным оказывается как внешний адсорбционный эффект, приводящий к пластифицированию поверхностного слоя, так и внутренний, связанный с миграцией поверхностно-активных веществ (ПАВ) в зарождающиеся трещины путем поверхностной диффузии по дефектам решетки, возрастающей с повышением температуры СМ на входе в узел трения. Внешний адсорбционный эффект обусловлен облегчением выхода дислокаций на поверхность деформируемых металлов в результате уменьшения поверхностной энергии из-за адсорбции ПАВ. Внутренний адсорбционный эффект приводит к понижению поверхностной энергии и потере прочности. Эффект адсорбционного понижения прочности влияет на адгезионную составляющую силы трения и износостойкость поверхностного слоя.

Поверхностные явления вызываются избытком свободной энергии в пограничном слое — поверхностной энергией, повышенной активностью и ориентацией молекул поверхностного слоя, особенностями его структуры и состава. Химические и физические взаимодействия твердых тел и СМ происходят в поверхностных слоях. Основные поверхностные явления связаны с уменьшением поверхностной энергии, пропорциональной площади поверхности. Повышение температуры также приводит к уменьшению поверхностной энергии, причем это уменьшение обратно пропорционально абсолютной температуре.

При контакте СМ и поверхности твердого тела возникают капиллярные явления, обусловленные действием межфазной поверхностной энергии на

границе раздела несмешивающихся фаз и влиянием смачивания при взаимодействии молекул СМ и твердого тела, вызывающие искривление поверхностей раздела. Разница капиллярного давления, возникающая в результате разной кривизны поверхностей менисков, приводит к капиллярному передвижению СМ по дефектам решетки к мениску с меньшим радиусом кривизны, т. е. в сторону меньшего давления. Причиной движения может быть не только градиент кривизны поверхностей менисков, но и градиент поверхностной энергии СМ. Градиент температуры приводит к разности поверхностной энергии и, следовательно, разности капиллярного давления в СМ (термокапиллярное течение). Аналогичный эффект наблюдается при адсорбции ПАВ, которые уменьшают поверхностную энергию и СМ перемещается в сторону меньшей адсорбции ПАВ на поверхности (эффект Марангони — Гиббса).

Выполненные исследования показали, что на продолжительность существования смазочной пленки и предельную нагрузку влияют нагрузка, скорость скольжения, температуры поверхности трения и СМ, температура вспышки, поверхностная энергия, коэффициент распределения тепловых потоков и коэффициент взаимного перекрытия пары трения.

Используя технологические, конструкторские и металловедческие возможности для управления этими параметрами, можно расширить область стационарного изменения коэффициента трения с минимальным трением и изнашиванием и увеличить продолжительность существования смазочной пленки на поверхностях контакта деталей машин. В связи с этим разработана структура физических процессов (рис. 5), сформулированы научные принципы управления процессом трения и изнашивания деталей в узлах машин (рис. 6) и обоснованы способы обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных пленок на поверхностях контакта [1, 10, 11].

Рис. 5. Структура физических процессов, формирующих пару трения

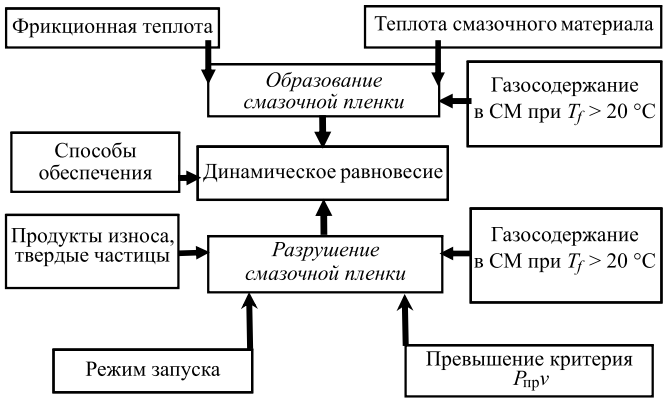


Рис. 6. Схема управления трением и изнашиванием в узлах трения машин

В основе физических процессов лежат: взаимодействие материалов пары трения и СМ и изменения, происходящие в их поверхностных слоях и СМ при механическом, тепловом и химическом взаимодействиях; образование смазочной пленки на поверхности трения; разрушение поверхности трения при предельных значениях $P_{пр}$ при v = const или $v_{пр}$ при $P_{уд}$ = const. Эти явления взаимосвязаны, происходят одновременно и непосредственно влияют друг на друга (см. рис. 5). Умело используя эти процессы, можно создавать прочную смазочную пленку на поверхностях трения и существенно сокращать период приработки трущихся тел (при сокращении затрат энергии), уменьшать износ изделия при обкатке и пуске узла трения, благодаря чему значительно увеличить срок его эксплуатации.

Низкая адгезионная прочность смазочной пленки с поверхностями сопряжения повышает вероятность их отказа из-за ее срыва, в момент пуска машины (двигателя транспортной техники, гидравлических машин: насосов, насосных станций, гидромоторов, приводов-генераторов) при низких температурах. Поэтому научный принцип управления процессом трения и изнашивания деталей машин должен быть основан на управлении теплотой СМ (см. рис. 6).

Технические решения и конкретные рекомендации по обеспечению работоспособности узлов трения машин позволили в 2 раза уменьшить затраты на техническое обслуживание машин и в 1,5 раза увеличить период их эксплуатации [1, 10—13].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю.** Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 462 с.

2. **Меделяев И. А.** Нормальный режим трения и долговечность антифрикционных пар со смазкой при повышенных нагрузках // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2006. № 8. С. 32—38.

УДК 621

В. А. СУРКОВ, канд. техн. наук (КНИТУ, г. Казань), e-mail: Surkov-v@inbox.ru

Исследование воздействия плазмы высокочастотного индукционного разряда пониженного давления на коррозионную стойкость материала на основе порошка железа

Рассматривается воздействие плазмы ВЧИ разряда пониженного давления на коррозионную стойкость железного порошкового материала.

Ключевые слова: плазма, порошковый материал, железо, химическая реакция, коррозионная стойкость.

The effect of the plasma of the high-frequency induction discharge of low-pressure on the corrosion resistance of the iron powder material is considered.

Keywords: plasma, powder material, iron, chemical reaction, corrosion resistance.

Одна из основных причин коррозионного разрушения металлов и сплавов — электрохимические или химические реакции, возникающие на их поверхностях при действии внешней среды. В зависимости от характера реакций коррозионные процессы бывают электрохимические и химические [1]. Поэтому повышение коррозионной стойкости металлических порошков является важной задачей.

Воздействие плазмы высокочастотного индукционного (ВЧИ) разряда пониженного давления на коррозионную стойкость композиционного материала на основе железа исследовали на экспериментальной ВЧ установке (рис. 1) в среде аргона и смеси аргона и пропана в соотношениях 30:70 (%) и 50:50 при силе тока $I = 0{,}7$ А, расходе газа от 0,04 до 0,1 г/с [2], рабочем давлении $p = 1{,}33 \div 133$ Па, частоте генератора $f = 1{,}76$ МГц и потребляемой мощности $N = 2 \div 18$ кВт.

Целью исследований стало определение влияния модификации композиционного материала на основе железа ПЖР3 на коррозионную стойкость в кислой (pH 3÷5) и щелочной (pH 9÷10) средах, а также изотермической выдержки в печи при температуре 470÷670 К в течение 1 ч.

Исследования показали, что при выдержке образцов в кислой среде после воздействия плазмы ВЧИ разряда пониженного давления коррозионная стойкость порошка железа ПЖР3 повышается в 1,5—10 раз и наиболее эффективно при использовании смеси аргона и пропана в соотношении 30:70. Получены следующие результаты исследования коррозионной стойкости порошка железа

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 42)

3. **Меделяев И. А.** Явление трибомутации в узлах трения агрегатов // Вестник машиностроения. 2011. № 4. С. 48—53.

4. **Меделяев И. А.** Трибомутация при смешанной смазке в узлах трения агрегатов транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 43—48.

5. **Меделяев И. А.** Диагностика температурной нагруженности антифрикционных пар трения // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2005. Т. 71. № 6. С. 53—58.

6. **Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю.** Особенности схватывания металлов при трении и изнашивании в условиях граничной смазки // Вестник МГУ приборостроения и информатики. 2007. № 6. С. 28—44.

7. **Меделяев И. А.** Схватывание в узлах трения транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 10. С. 28—33.

8. **Меделяев И. А.** Физические представления о процессах трения и изнашивания при граничной смазке // Вестник машиностроения. 2005. № 10. С. 27—38.

9. **Меделяев И. А.** Технологическая наследственность в узлах трения транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 12. С. 43—46.

10. **Меделяев И. А.** Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения // Вестник машиностроения. 2008. № 11. С. 37—42.

11. **Меделяев И. А.** Управление работоспособностью узлов трения агрегатов транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 6. С. 28—41.

12. **Приходько В. М., Меделяев И. А., Фатюхин Д. С.** Формирование эксплуатационных свойств деталей машин ультразвуковыми методами. М.: МАДИ, 2015. 264 с.

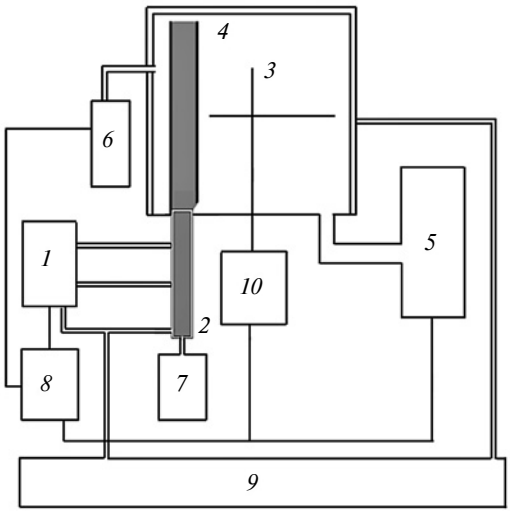
13. **Меделяев И. А., Волобуев А. В., Безовский А. В.** Обеспечение работоспособности деталей машин. М.: Авторская Мастерская, 2017. 158 с.

ПЖР3 в кислой среде: объем газовыделения составил 30 мл для исходного порошка железа; 14 мл — в среде 100 %-го аргона; 20 мл — в среде аргон — пропан в соотношении 50:50; 3 мл — в среде аргон — пропан в соотношении 30:70.

Существенное влияние на коррозионную стойкость оказывает расход газа. Исследование влияния расходов 0,04, 0,06, 0,08 и 0,1 г/с смеси аргон — пропан в соотношении 30:70 показало, что оптимальным является расход газа 0,04 г/с (рис. 2).

Коррозия композиционного материала на основе железа ПЖР3 в щелочной среде идет медленнее в 2 раза в смеси аргон — пропан в соотношении 30:70 при расходе газа 0,04 г/с. Получены следующие результаты исследования коррозионной стойкости порошка железа в щелочной среде: объем газовыделения для исходного порошка составил 7 мл за 24 ч и 10 мл за 48 ч; в смеси аргон — пропан в соотношении 30:70 газовыделение составило 3 мл за 24 ч и 5 мл за 48 ч.

а)



б)

Рис. 1. Вакуумная плазменная установка ВЧИ разряда (*а*) и принципиальная схема экспериментальной ВЧ плазменной установки (*б*):

1 — ВЧ генератор; *2* — плазмотрон; *3* — карусельное устройство; *4* — вакуумная камера; *5* — система откачки; *6* — диагностическое оборудование; *7* — система подачи газа; *8* — система электропитания; *9* — система водоснабжения; *10* — система вращения

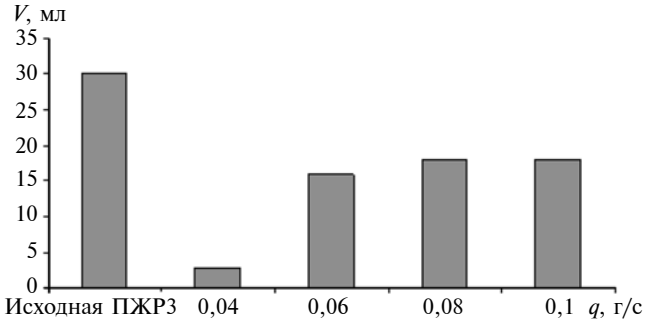


Рис. 2. Влияние расхода смеси аргон — пропан в соотношении 30:70 на коррозионную стойкость железных порошков ПЖР3 в кислой среде:

V — объем газовыделения, мл

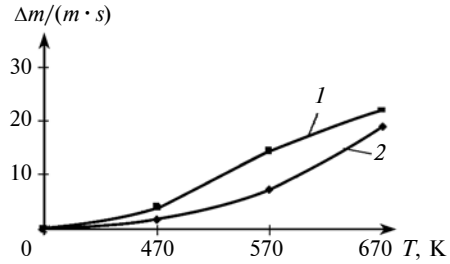


Рис. 3. Влияние способа обработки порошков железа на стойкость к окислению:

$\Delta m/(m \cdot s)$ — степень окисления

Проведение изотермической выдержки показало, что композиционный материал на основе железа ПЖР3, обработанный ВЧИ плазмой разряда пониженного давления в смеси аргон — пропан в соотношении 30:70 при расходе газа 0,04 г/с, окисляется меньше (рис. 3, линия *2*), чем исходный порошок (линия *1*).

Вывод

Исследованиями установлено повышение коррозионной стойкости композиционного материала на основе порошка железа ПЖР3 в кислой и щелочной средах при его обработке воздействием плазмы ВЧИ разряда пониженного давления в высокочастотной плазменной установке в смеси аргон — пропан в соотношении 30:70.

БИБЛИОГРАФИЧЕКИЕ ССЫЛКИ

1. **Клинов И. Я.** Коррозия химической аппаратуры и коррозионностойкие материалы. М.: Машиностроение, 1967. 468 с.

2. **Абдуллин И. Ш., Желтухин В. С., Кашапов Н. Ф.** Высокочастотная плазменно-струйная обработка материалов при пониженных давлениях. Казань: Изд-во КГУ, 2000. С. 348—352.

УДК 620.1

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, М. С. АНОСОВ, М. В. ЖЕЛОНКИН, А. А. ГОЛОВИН (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Влияние параметра кристаллической решетки на хрупкое разрушение металлов при низких температурах[1]

Исследован механизм хрупкого разрушения металлов при низких температурах. Показано, что температура вязко-хрупкого перехода зависит от параметра кристаллической решетки материалов, чем выше данный параметр, тем ниже температура вязко-хрупкого перехода. Хрупкое разрушение материалов зависит от типа кристаллической решетки, его электронной структуры и наличия примесей на границах зерен. Предложено хрупкую прочность сталей повышать оптимизацией режима термообработки.

Ключевые слова: хладостойкость, хрупкое разрушение, параметр кристаллической решетки, термообработка.

The mechanism of brittle failure of metals at low temperatures is studied. It is shown that the temperature of a viscous-brittle transition depends on the parameter of the crystal lattice of materials, the higher this parameter, the lower the temperature of the viscous-brittle transition. Brittle failure of materials depends on the type of crystal lattice, its electronic structure and the presence of impurities at the grain boundaries. It is suggested that the brittle strength of steels can be improved by optimizing the heat treatment regime.

Keywords: cold resistance, brittle failure, crystal lattice parameter, heat treatment.

С расширением освоения северных территорий и, в частности, Арктики увеличивается применение металлических конструкций, которые эксплуатируются при низких температурах. Известно, что при отрицательных температурах вероятность хрупкого разрушения повышается. Влияние на хладостойкость материала множества факторов и большой разброс экспериментальных данных при исследованиях снижают точность прогноза по хладостойкости металла.

Существует несколько теорий о механизме хладноломкости металлов при пониженных температурах. Ряд исследователей объясняет хладноломкость наличием примесей на границах зерен металлов [1, 2], другие указывают на потерю подвижности дислокаций при низких температурах, в результате чего возникают локальные напряжения, и в кристалле по определенным плоскостям происходит расслоение. При этом рассматривается взаимодействие дислокаций с трещиной, которое зависит от температуры [3], а также зависимость критического напряжения сдвига от температуры.

В данных исследованиях целесообразно проанализировать строение и взаимодействие электронных орбиталей в конкретных металлических атомах с учетом особенностей образования металлических связей в твердом состоянии в однокомпонентных и многокомпонентных системах, а также в твердых растворах. Известно, что металлические материалы с ОЦК структурой склонны к хладноломкости [2].

В. Финкель установил, что у металлов, склонных к хладноломкости, параметр кристаллической решетки, как правило, меньше [4]. В. Трефилов [2] указывает на то, что данный фактор следует рассматривать в связи с перекрытием электронных оболочек в зависимости от параметра кристаллической решетки и возникающей при этом энергии обменного взаимодействия, которая определяет гемеополярную компоненту межатомной связи.

Согласно работе [4] у металлов с ГЦК и ГПУ решетками параметр кристаллической решетки больше, что объясняет их высокую сопротивляемость хрупкому разрушению при низких температурах.

Таким образом, анализ показал, что склонность металлов к хрупкому разрушению определяется: их электронной структурой, параметром кристаллической решетки, наличием примесей на границах зерен, энергией дефекта упаковки (ЭДУ) металлов, теплофизическими показателями. Склонность к хрупкому разрушению при легировании металла-растворителя зависит от его близости к атомному радиусу легирующего химического элемента [3].

При изучении данного вопроса необходимо не только учитывать все факторы, но и их взаимосвязи. Многие исследователи, отмечая ту или иную корреляцию факторов, влияющих на хрупкое разрушение, не увязывают их связи с параметром *a* кристаллической решетки, ЭДУ, теплопроводностью, электропроводностью, электронной структурой, однако все эти показатели взаимосвязаны.

Экспериментальные исследования

Температуры вязко-хрупких переходов (ВХП) для металлов (табл. 1) с разными кристаллическими решетками (ОЦК, ГЦК, ГПУ) определяли испытаниями образцов с V-образным надрезом на ударный изгиб при температурах от −100 до +20 °С.

[1] Выполнено по гранту РНФ "Разработка программного и аппаратного обеспечения для системы интеллектуальной диагностики состояния транспортных средств и конструкций в условиях Арктики при удаленном доступе".

Таблица 1

Температуры ВХП исследуемых материалов

Материал	$T_{ВХР}$
Сталь 20	−50
Сталь 45	−30
Сталь 12Х18Н10Т	−85
ВТ8	−105
Д16	Нет данных

Параметр *a* кристаллической решетки определяли рентгеноструктурным анализом на установке ДРОН-2.

На рис. 1 приведена зависимость ВХП испытанных металлов от параметра *a* кристаллической решетки. Наибольшая температура ВХП наблюдается у стали 12Х18Н10Т и титанового сплава.

Полученная зависимость ударной вязкости металла от параметра *a* свидетельствует о связи хладноломкости металла с кристаллической решеткой и системой скольжения. Причем металлам с ОЦК решеткой соответствуют более низкие температуры ВХП.

Наличие связи температуры вязко-хрупкого разрушения испытанных металлов с типом их кристаллических решеток объясняется ее влиянием на подвижность дислокаций, т. е. связано с ЭДУ. Можно полагать, что чем выше энергия дефекта упаковки, тем выше температура ВХП. В металлах с ГЦК решеткой подвижность дислокаций выше [5], чем в металлах с ОЦК решеткой.

На рис. 2 представлена зависимость параметра *a* от ЭДУ для чистых металлов [6]. Очевидно, что при снижении параметра *a* ЭДУ увеличивается.

По-видимому, низкотемпературная деформация металлов связана со снижением подвижности дислокаций. В работе [7] показано, что если при высоких температурах преобладает фоновое торможение дислокаций, то при низких температурах торможение дислокаций связано с электронной составляющей.

Таким образом, снижение пластичности при снижении температуры и температуры ВХП обусловлено изменением механизма торможения дислокаций, их подвижностью, которая зависит от ЭДУ и электронной структуры металла. Поэтому в электронной структуре ОЦК металлов важно наличие ковалентных связей [3, 4], которые обусловливают их пониженную сопротивляемость хрупкому разрушению.

На рис. 3 приведена зависимость ЭДУ от теплопроводности для чистых металлов. С уменьшением ЭДУ теплопроводность металлов снижается. Следовательно, склонность к хрупкому разрушению в значительной степени определяется теплопроводностью металла, имеющей определенную связь с ЭДУ.

При низких температурах следует учитывать теплофизические свойства металлов, обусловленные повышенной теплоемкостью в очень тонких поверхностных слоях, обеспечивающих повышение температуры в деформируемых локальных объемах, что облегчает поперечное скольжение дислокаций [9]. Данный вывод подтвержден экспериментально. При исследовании процессов деформации металлов при гелиевых температурах наблюдаются

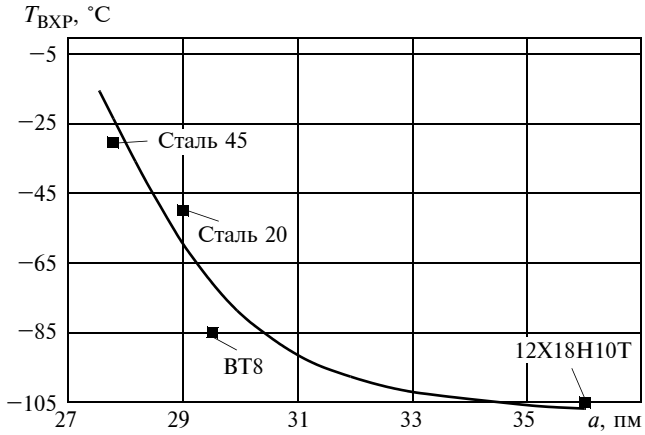


Рис. 1. Зависимость температуры $T_{ВХР}$ материалов от параметра *a* кристаллической решетки

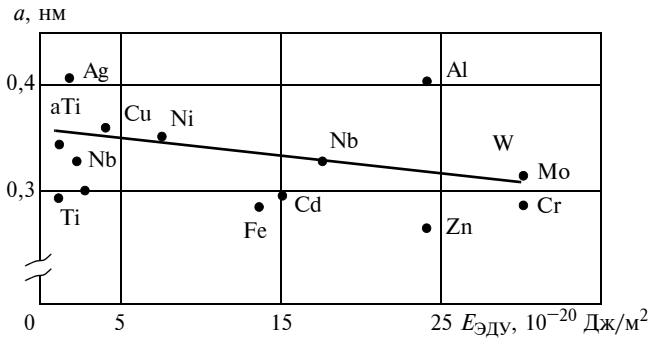


Рис. 2. Аппроксимирующая зависимость параметра *a* кристаллической решетки от энергии $E_{ЭДУ}$ дефекта упаковки для чистых металлов

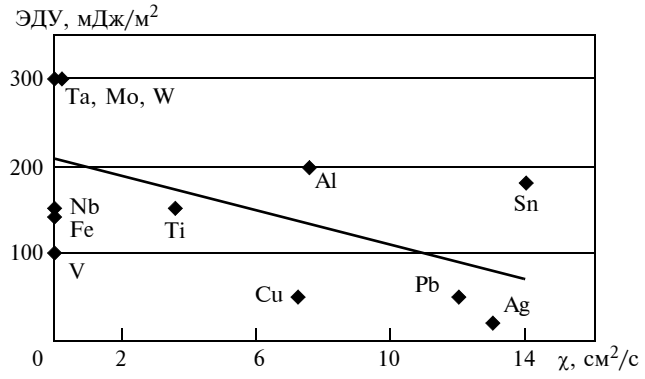


Рис. 3. Аппроксимирующая зависимость ЭДУ от теплопроводности для чистых металлов

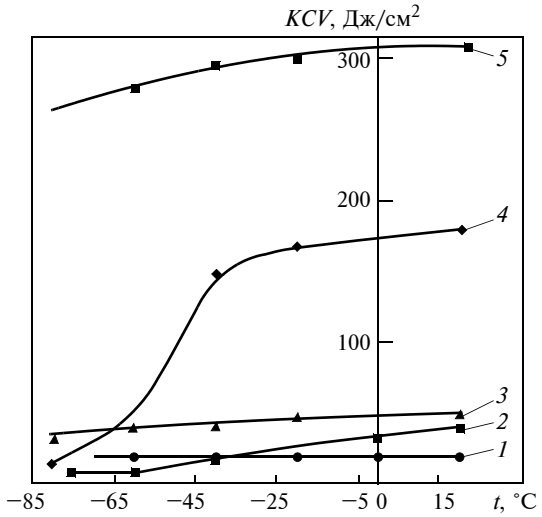


Рис. 4. Зависимости ударной вязкости *KCV* от температуры *t* для разных материалов:

1 — Д16; *2* — сталь 45; *3* — титан ВТ8; *4* — сталь 20; *5* — сталь 12Х18Н10Т

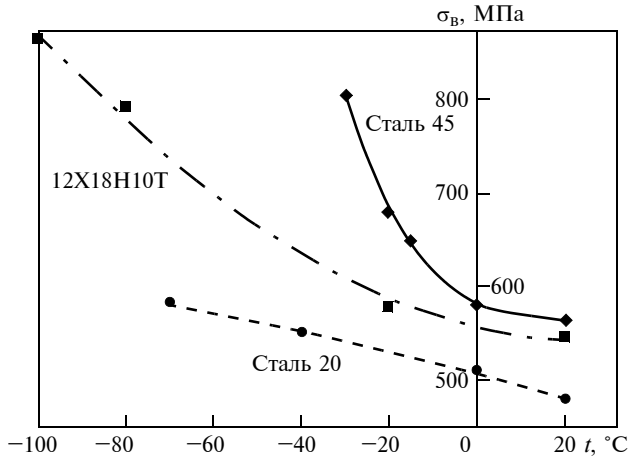


Рис. 5. Зависимости предела прочности $\sigma_в$ от температуры *t* для сталей 45, 20 и 12Х18Н10Т

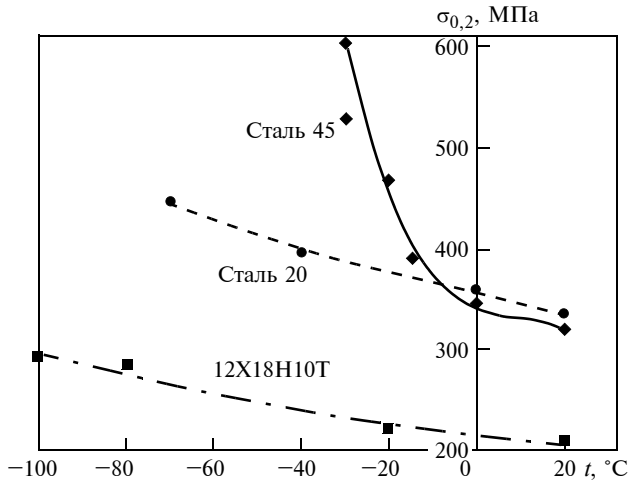


Рис. 6. Зависимости предела текучести $\sigma_{0,2}$ от температуры *t* для сталей 45, 20 и 12Х18Н10Т

адиабатические нагревания полос скольжения и скачкообразные деформации [9].

Анализ связи ЭДУ металлов с теплопроводностью (рис. 4), влияющей на подвижность дислокаций при низких температурах, открывает возможности для теоретических исследований механизма хрупкого разрушения металлов при низких температурах и ее оценки, а также для прогнозирования хрупкой прочности и оценки ВХП при создании новых хладостойких материалов, в частности, путем легирования для обеспечения оптимального сочетания показателей вязкости и прочности.

Чем больше внутренних электронов, тем больше рассеиваются движущиеся электроны кристаллической решеткой [10]. Поэтому теплопроводность металлов, принадлежащих к одной и той же подгруппе химических элементов, должна с увеличением атомного номера уменьшаться, поскольку число валентных электронов не меняется, а число внутренних электронов возрастает [10].

Посторонние атомы или ионы, внедренные в кристаллическую решетку, искажают ее силовое поле и вызывают дополнительное рассеивание электронов. Поэтому теплопроводность сплавов должна быть меньше, чем теплопроводность каждого из исходных компонентов. Коэффициенты теплопроводности металлов изменяются в широком диапазоне [10] и зависят от механизма переноса теплоты в твердом теле. Теплопроводность любого твердого тела определяется электронной проводимостью, обусловленной движением свободных электронов, и ионной проводимостью, обусловленной тепловыми колебаниями кристаллической решетки. Значимость данных проводимостей в разных телах разная.

В настоящее время отсутствует не только точное решение, но даже точное уравнение процесса переноса электричества в металлах и сплавах из-за сложной зависимости от характеристических параметров металла.

Еще сложнее разобраться с теплопроводностью, так как перенос теплоты более сложный процесс. Имеющиеся решения, как правило, сводятся к установлению связи между электропроводностью и теплопроводностью [10].

Результаты оценки показателей механических свойств (предела прочности, условного предела текучести и относительного удлинения) исследуемых материалов от температуры испытания приведены на рис. 5—7. Результаты получены при испытаниях плоских образцов по ГОСТ 1497—84.

Анализ полученных зависимостей показал, что при снижении температуры происходит повышение предела текучести и предела прочности, при этом относительное удлинение, т. е. пластичность, снижается, что соответствует опубликованным данным [8]. Наибольшие изменения рассматриваемых

показателей наблюдаются у стали 45, а наименьшие — у аустенитной стали 12Х18Н10Т.

Анализ результатов испытаний образцов на растяжение в широком температурном диапазоне (см. рис. 5—7) показал, что эти данные можно использовать для оценки хладостойкости материалов. Наиболее информативным является относительное изменение предела текучести с понижением температуры (табл. 2). Установлено, чем выше относительное изменение предела текучести, тем выше температура ВХП.

Далее в ходе экспериментальных исследований было изучено влияние разных режимов термообработки на механические характеристики и хладостойкость стали 20 при температурах от −70 до +20 °С.

Термообработка заключалась в нормализации и закалки в воде. Твердости образцов после термической обработки и их химические составы представлены в табл. 3

Установлено, что при нормализации твердость меняется незначительно (по сравнению с состоянием поставки) и при температуре 900 °С, и при температуре 940 °С.

Далее образцы после закалки при $t = 900$ °С (охлаждение водой) подвергали отпуску при температурах $t_0 = 200$; 400; 550 °С с охлаждением на воздухе. Точность измерения температуры ±2 °С. Режимы термообработки представлены в табл. 4.

После термообработки образцы испытывали на растяжение при температурах +20, −40 и −60 °С.

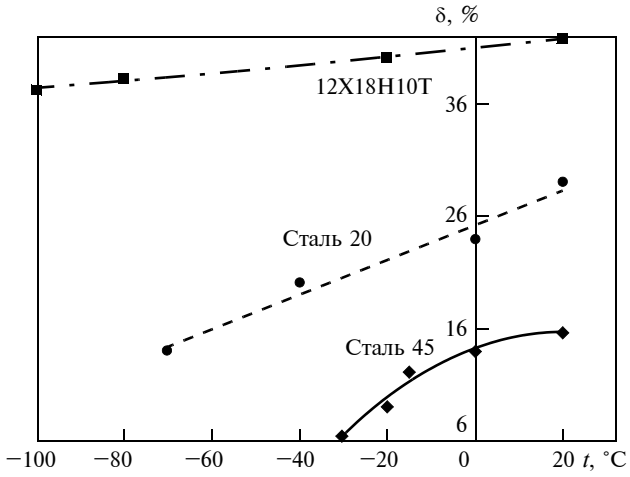


Рис. 7. Зависимости относительного удлинения δ от температуры *t* для сталей 45, 20 и 12Х18Н10Т

Испытаниями образцов на растяжение на установке Tinus Olsen H100KU со скоростью 5 мм/мин были получены диаграммы, по которым определяли такие параметры, как предел прочности $\sigma_в$, условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, предел макроупругости σ_0, относительное удлинение δ (рис. 8).

Предел макроупругости σ_0 является основным показателем при расчетах допустимых напряжений, так как он ограничивает зону упругой деформации, т. е. допустимых напряжений при эксплуатации [6].

Таблица 2

Связь относительного изменения предела текучести с температурой ВХП

Материал	$\sigma_{0,2}$ при $t = 20$ °С, МПа	$\sigma_{0,2}$ при $t = -40$ °С, МПа	$\sigma_{0,2(-40)}/\sigma_{0,2(+20)}$	$T_{ВХР}$
Сталь 20	336	396	1,18	−50
Сталь 45	321	796	2,48	−30
12Х18Н10Т	205	239	1,16	−85

Таблица 3

Результаты химического анализа и измерения твердости

Термообработка (температура, °С)	Содержание химических элементов, %						*HRB*	*HRC*	*HV**
	C	Si	Mn	S	P	Cr			
Без обработки (прокат)	0,19	0,25	0,55	0,009	0,02	0,05	77÷78	—	158÷160
Нормализация (900)							80÷81	—	167÷181
Нормализация (940)							76÷77	—	157÷167
Закалка (900)	0,18	0,25	0,56	0,008				36÷42	253÷262
Закалка (940)		0,24		0,009				38÷43	211÷215

*Твердомер Виккерса Zwick/Roell, нагрузка 2,94 Н.

Результаты испытаний и значения показателей механических свойств стали 20 при исследуемых температурах и режимах термообработки представлены в табл. 5.

По полученным данным построены зависимости предела прочности и условного предела текучести от температуры отпуска (рис. 9), которые показывают, что имеет место повышение прочностных показателей при температуре отпуска t_0 = 250 °С для температур испытаний −40 и +20 °С. При повышении температуры отпуска наблюдается монотонное снижение предела прочности.

Аналогичная зависимость получена и для условного предела текучести, и для предела макроупругости. Кроме того, установлено, что отношение условного предела текучести к пределу прочности

Таблица 4

Режимы термообработки

Номер образца	Обработка	t, °С	Время нагревания и выдержки, мин	Охлаждающая среда
1	Закалка	900	12	Вода
2	Закалка			Вода
	Отпуск закаленной стали	200		Воздух
3	Закалка	900		Вода
	Отпуск закаленной стали	400	11	Воздух
4	Закалка	900	12	Вода
	Отпуск закаленной стали	550	10	Воздух

Таблица 5

Показатели механических свойств стали 20 при разных температурах

Термообработка (температура, °С)	t, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_0, МПа	δ, %
Без термообработки	+20	480	336	325	29,0
	−40	551	396	380	20,0
	−70	582	445	425	14,0
Закалка (920)	+20	1183	769	604	5,9
	−40	1190	782	632	5,4
Закалка (920) + + отпуск (550)	+20	596	538	406	10,3
	−40	641	580	519	9,2
Закалка (920) + + отпуск (400)	+20	799	601	495	8,1
	−40	1010	850	710	7,5
Закалка (920) + + отпуск (200)	+20	1270	890	633	6,0
	−40	1310	908	760	5,8

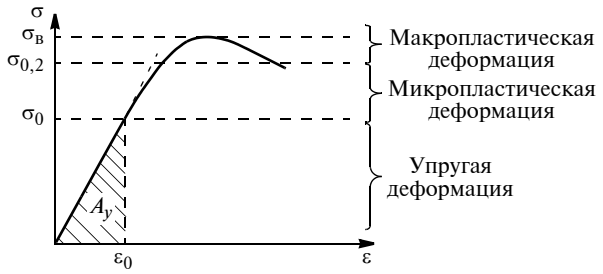


Рис. 8. Диаграмма растяжения:

$\sigma_в$ — предел прочности; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести; σ_0 — предел макроупругости

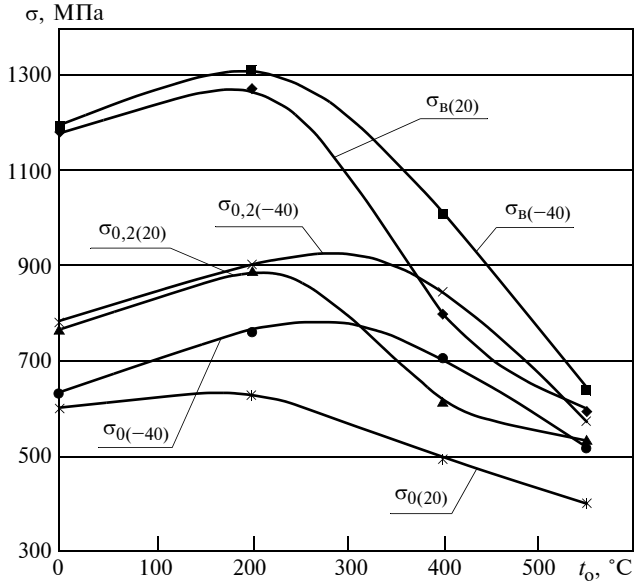


Рис. 9. Зависимости предела прочности $\sigma_в$, предела текучести $\sigma_{0,2}$ и предела макроупругости σ_0 от температуры t_0 отпуска при температурах испытаний −40 и +20 °С

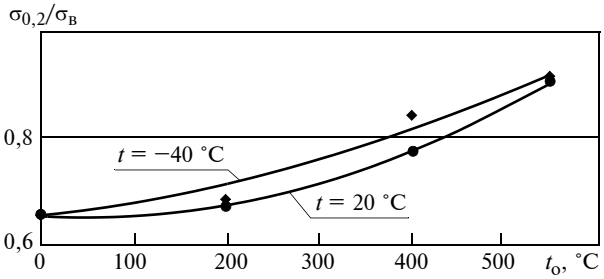


Рис. 10. Зависимости отношения $\sigma_{0,2}/\sigma_в$ от температуры t_0 отпуска при температурах испытаний −40 и +20 °С

($\sigma_{0,2}/\sigma_в$) при охлаждении возрастает. Такая же закономерность наблюдается и с увеличением температуры отпуска (рис. 10).

На рис. 11 представлены зависимости относительного удлинения δ образца от температуры t_0 отпуска для температур испытаний t = −40; +20 °С. При температуре отпуска до 200 °С относительное удлинение меняется незначительно, при повыше-

Таблица 6

Значения параметра *a* при разных режимах термообработки для стали 20

Термообработка	$\sigma_{0,2(+20)}$, МПа	$\sigma_{0,2(-40)}$, МПа	$\sigma_{0,2(-40)}/\sigma_{0,2(+20)}$	*a*, пм
—	336	396	1,178571	288,58
Закалка + отпуск при t_0 = 200 °С	890	908	1,020125	289,02
Закалка + отпуск при t_0 = 550 °С	538	580	1,078067	288,82
Закалка	769	782	1,016905	289,05

нии температуры отпуска до 550 °С наблюдается монотонное повышение относительного удлинения почти в 2 раза.

Анализ зависимостей, представленных на рис. 9—11, показал, что оптимальным режимом термообработки стали 20 является режим закалки и низкого отпуска при температуре t_0 = 250 °С, который обеспечивает удовлетворительное относительное удлинение и высокие значения пределов прочности и текучести.

Далее определяли параметр *a* кристаллической решетки после термообработки образцов на разных режимах (табл. 6). По полученным результатам (см. табл. 6, рис. 5) построена зависимость изменения относительного предела текучести $\sigma_{0,2(-40)}/\sigma_{0,2(+20)}$

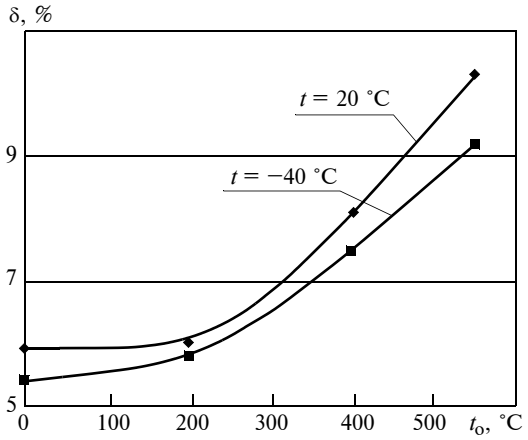


Рис. 11. Зависимости относительного удлинения δ от температуры t_0 отпуска при температурах испытаний −40 и +20 °С

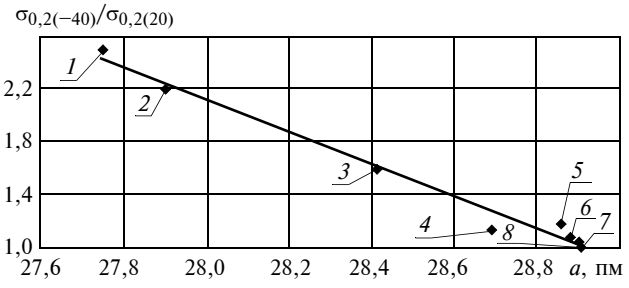


Рис. 12. Аппроксимирующая зависимость относительного предела текучести $\sigma_{0,2(-40)}/\sigma_{0,2(+20)}$ от параметра *a* кристаллической решетки для сталей 45 (*1*); 40 (*2*); 45 (*1*); 30 (*3*); 20Х13 (*4*) и стали 20 без ТО (*5*), с закалкой и отпуском при t_0 = 550 (*6*) и 200 °С (*7*), с закалкой (*8*)

от параметра *a* (рис. 12), которая показывает, что, чем меньше параметр кристаллической решетки, тем ниже хладостойкость (выше относительный предел текучести). Таким образом, оптимальным режимом термообработки металла для работы в условиях пониженных температур является закалка с отпуском при температуре t_0 = 200 °С. Данный режим обеспечивает *a* = 289,02 пн, при этом пределы прочности и текучести имеют наибольшие значения (см. рис. 9).

Следовательно, параметр *a* кристаллической решетки наряду с относительным пределом текучести и ударной вязкостью является индикатором хладостойкости металла. Определение параметра *a* не требует длительных испытаний и специальных климатических камер, что определяет перспективность предложенного метода оценки хладостойкости особенно при разработке новых материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Савицкий Е. М., Бурханов Г. С.** Металловедение тугоплавких и редких металлов. М.: Наука, 1973. 143 с.
2. **Трефилов В. И., Мильман Ю. В., Фирстов С. А.** Физические основы прочности тугоплавких металлов. Киев: Наукова думка, 1975. 316 с.
3. **Новиков И. И.** Термодинамические аспекты пластического деформирования и разрушения металлов / Сб. Физико-механические и теплофизические свойства металлов. М.: Наука, 1976. С. 170—179.
4. **Григорович В. К.** Металлическая связь и структура металлов. М.: Наука, 1988. 295 с.
5. **Судзуки Т., Есинава Х., Такеути С.** Динамика дислокаций и пластичность / Пер. с япон. М.: Мир, 1989. 296 с.
6. **Свойства** элементов: Справочник. Ч. 1. Физические свойства. М.: Металлургия, 1976. 600 с.
7. **Внутреннее** трение и хрупко-вязкий переход в конструкционных сталях / Б. К. Кандрашов, А. С. Нефагин, Г. Н. Ермолаев и др. // Письмо в ЖТФ. 2008. Т. 28. Вып. 18. С. 44—49.
8. **Особенности** пластической деформации и разрушения металлов при низких температурах /В. В. Александров, А. И. Борзяк, С. В. Боярский и др. // Сб. Физико-механические и теплофизические свойства металлов. М.: Наука, 1976. С. 179—183.
9. **Клявин О. В.** Пластичность и прочность твердых тел в среде жидкого гелия / Сб. Проблемы прочности и пластичности твердых тел. Л.: Наука, 1979. С. 189—200.
10. **Барсуков О. А., Ельяшевич М. А.** Основы атомной физики. М.: Научный мир, 2006. 648 с.

УДК 621.923:621.922

Ю. В. ДИМОВ, д-р техн. наук, Д. Б. ПОДАШЕВ, канд. техн. наук (Иркутский национальный исследовательский технический университет), e-mail: Dimov-Ura@yandex.ra

Математическая модель для определения производительности обработки деталей полимерно-абразивными кругами

Разработана модель определения производительности обработки детали на основании анализа взаимодействия режущего микрорельефа абразивного круга с обрабатываемой поверхностью. Получены аналитические зависимости влияния параметров обработки и механических свойств обрабатываемого материала на производительность.

Ключевые слова: механические свойства материала, полимерно-абразивный круг, микрорельеф, скорость резания, деформация, подача.

The model is developed for determining the productivity of machining of a part based on an analysis of the interaction between the cutting microrelief of the abrasive wheel and the surface being treated. Analytical dependences of the effect of processing parameters and mechanical properties of the material being processed on performance are obtained.

Keywords: mechanical properties of the material, polymer-abrasive wheel, microrelief, cutting speed, deformation, feed.

Эластичные абразивные круги (ЭАК) применяют для финишной обработки деталей из металлов и их сплавов, пластмасс, дерева, стекла, керамики и камня для придания обрабатываемой поверхности требуемой шероховатости, для удаления заусенцев, скругления острых кромок, а также для подготовки поверхности под лакокрасочные покрытия, перед полированием и глянцеванием.

Цель данной работы — разработка аналитического определения производительности обработки деталей в зависимости от параметров используемого эластичного полимерно-абразивного круга, режима обработки, механических свойств обрабатываемого материала, а также экспериментальное подтверждение правильности предложенной математической модели.

В данном исследовании использовали ЭАК компании 3M (Minnesota Mining and Manufacturing Company), изготовленные из абразивного материала Scotch-Brite™, который состоит из синтетических волокон, образующих трехмерное нетканое полотно, с равномерно распределенными абразивными зернами по всему объему.

В обозначениях используемых прессованных ЭАК: FS-WL-8A MED, FS-WL-6S FIN, FS-WL-2S CRS, DB-WL-8S MED, цифры (8, 7, 6, 2) обозначают структуру; A — абразивный материал Al_2O_3; S — абразивный материал SiC; FIN, MED и CRS — соответственно мелкую (45÷50 мкм), среднюю (50÷60 мкм) и крупную (≈200 мкм) зернистость.

ЭАК CF-FB-0,5A FIN состоит из материала Clean & Finish и предназначен для чистовой обработки. Параметры исследуемых ЭАК приведены в табл. 1.

Математическая модель обработки с помощью ЭАК основана на описании процесса взаимодействия режущих элементов микрорельефа инструмента с обрабатываемой поверхностью, представляющего собой случайный стационарный процесс с нормальным распределением [1, 2], отражением которого является профилограмма. В данном случае необходимыми параметрами для расчета рассматриваемого взаимодействия являются: среднее квадратичное отклонение σ профиля; число m максимумов; число $n(0)$ пересечений линий микрорельефа со средней линией (табл. 2) [3].

При обработке детали не все абразивные зерна, образующие вместе с впадинами микрорельеф АЭК, внедряются в обрабатываемый материал (рис. 1), поэтому можно выделить среднюю линию m_1m_1 контакта абразивных зерен с обрабатываемым ма-

Таблица 1

Параметры ЭАК

ЭАК	D_k, мм	B_k, мм	r_k, мм	d_k, мм	M_k, кг	ρ_k, кг/м^3	Абразив	Z, мкм
FS-WL-8A MED	140,5	26	17,5	25,4	0,278	712,77	Al_2O_3	50÷60
FS-WL-6S FIN	129,5	25,5			0,162	501,63	SiC	45÷50
FS-WL-2S CRS	147,2	26			0,162	377,37		≈200
DB-WL-8S MED	147,8	25,6			0,284	666,29		50÷60
CS-FB-0,5A FIN	193	50	45	76,5	0,418	339,03	Al_2O_3	45÷50

Примечание: D_k — диаметр круга; B_k — ширина круга; r_k — радиус втулки; d_k — диаметр отверстия; M_k — масса круга; ρ_k — плотность.

Таблица 2

Параметры микрорельефа ЭАК [3]

ЭАК	Z, мкм	σ, мкм	m, 10^{-3} мкм$^{-1}$	$n(0)$, 10^{-3} мкм$^{-1}$
FS-WL-8A MED	50÷60	62,579	3,04	1,67
FS-WL-6S FIN	45÷50	55,471	3,31	2,08
FS-WL-2S CRS	≈200	85,807	1,96	1,92
DB-WL-8S MED	50÷60	30,950	4,09	2,94
CS-FB-0,5A FIN	45÷50	74,107	3,22	1,79

териалом и линию m_2m_2 идеально гладкой обрабатываемой поверхности.

Расстояние любой точки обрабатываемой поверхности, т. е. находящихся на линии m_2m_2, до средней линии m_1m_1 микрорельефа, будем выражать относительной величиной $\gamma = Y/\sigma$, где Y — расстояние любой точки обрабатываемой поверхности до средней линии.

При обработке ЭАК абразивные зерна взаимодействуют с обрабатываемой поверхностью. При этом объем снимаемого материала представляет собой вытесненный в виде стружки и разрушенный материал в результате многократных пластических и упругих деформаций.

Как показали расчеты [2], объем упруго и пластически деформированного материала незначителен по сравнению с объемами стружки. Поэтому формула скорости снятия материала с единицы обрабатываемой площади имеет вид:

$$Q = blQ_{\text{с}}Tn,$$

где b — ширина обработки; n — частота вращения АЭК, мин$^{-1}$; T — время обработки; l — длина обрабатываемой поверхности; $Q_{\text{с}}$ — объем материала, срезаемый ЭАК за один оборот с площади в 1 мм^2 обрабатываемой поверхности:

$$Q_{\text{с}} = S_{\text{с}}E(N)2\pi R_kL_k.$$

Целесообразно использовать относительные величины, например, объем снимаемого материала при перемещении периферии ЭАК относительно детали на 1 мм:

$$Q_{\text{с}1} = S_{\text{с}}E(N)L_k.$$

Здесь $S_{\text{с}}$ — площадь поперечного сечения стружки на единичном зерне [2]; $E(N)$ — число зерен в контакте на площади 1 мм^2:

$$E(N) = \frac{\pi n^2(0)}{2\sqrt{2\pi}}\gamma e^{-(0,5\gamma^2)}; \qquad (1)$$

L_k — длина участка контакта при заданной деформации Δy АЭК (рис. 2):

для плоской обрабатываемой поверхности:

$$L_k = 2\sqrt{2\Delta yR_k - \Delta y^2};$$

для наружной цилиндрической обрабатываемой поверхности:

$$L_k = \beta R_D,$$

где β — угол контакта детали с АЭК в радианах определен из условия $\Delta y = \Delta y_k + \Delta y_D$.

Так как $\Delta y_kR_k = \Delta y_DR_D$, $\Delta y_D = R_D[1 - \cos(\beta/2)]$, после преобразования получим:

$$\cos\frac{\beta}{2} = 1 - \Delta y\frac{R_k}{(R_D + R_k)R_D},$$

где R_k — радиус ЭАК; R_D — радиус детали;

для внутренней цилиндрической обрабатываемой поверхности:

$$L_k = \beta R_D,$$

где $\cos\frac{\beta}{2} = 1 - \Delta y\frac{R_k}{(R_D + R_k)R_D}$.

Показатель q, мкм/(м · мин), определяет толщину срезаемого слоя с детали при перемещении АЭК на 1 м в любой точке обрабатываемой поверхности и является показателем производительности обработки, по нему можно судить об изменении размера детали в процессе обработки:

$$q = \frac{Q_{\text{с}1}ST_{\text{о}}10^6}{L} = \frac{S_{\text{с}}E(N)L_kS10^6}{(2\pi R_kn - S)}.$$

Здесь $L = \frac{(\pi Dn - S)T_{\text{о}}}{1000}$ — перемещение точек поверхности АЭК относительно детали, где $T_{\text{о}} = L/S$ — время обработки; S — продольная подача, мм/мин.

В качестве модели единичного зерна принят конус со скругленной вершиной. При внедрении зерна под углом к поверхности впереди его образуется наплыв в виде валика (рис. 3), который при определенных условиях может переходить в стружку. Пластически оттесненный материал, обтекая зерно без отделения от основной массы, образует наплыв по боковым сторонам зерна.

На рис. 3 приняты обозначения: Y_E — глубина внедрения зерна; mg — участок, на котором проис-

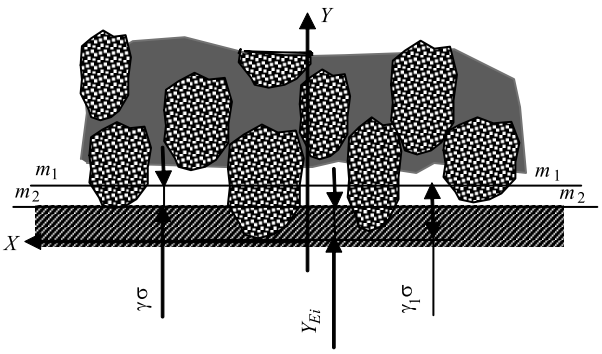


Рис. 1. Схема взаимодействия ЭАК с обрабатываемой деталью

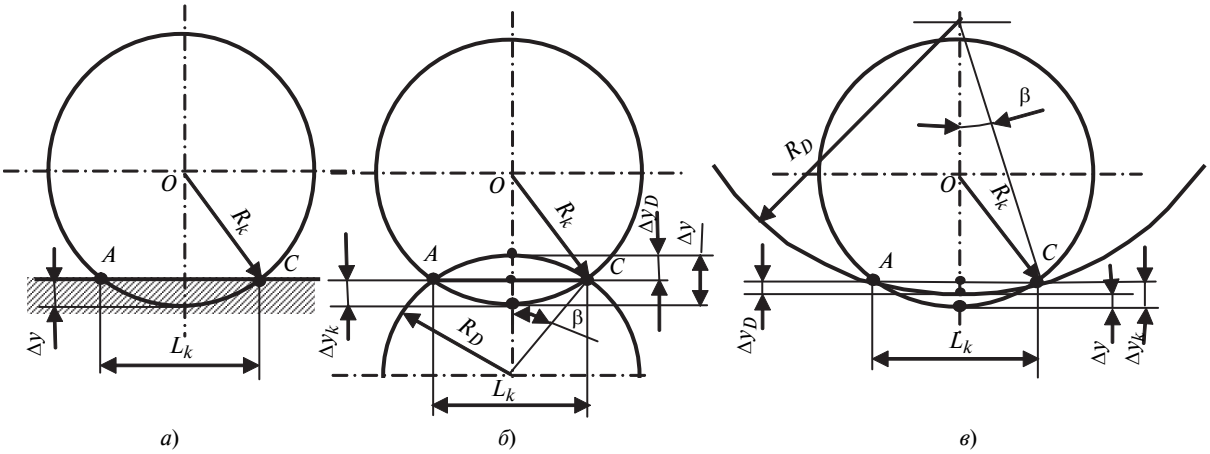


Рис. 2. Схема взаимодействия ЭАК с поверхностями:
а — плоской; *б* — наружной цилиндрической; *в* — внутренней цилиндрической

ходит стружкообразование; D — точка перехода сферической части в коническую; mk и gn — участки, на которых при движении зерна материал пластически оттесняется в наплыв.

Площадь поперечного сечения стружки на единичном зерне по данным работы [2]:

$$S_c = 2r^2\sin\psi_o(A_E - A_O) \text{ при } Y_E \le Y_D;$$

$$S_c = 2r^2\sin\psi_o[A_D + A_O + \Delta\varepsilon(0{,}5\Delta\varepsilon\,\mathrm{ctg}\varphi_D + \sin\varphi_D)] \text{ при } Y_E > Y_D,$$

где r — радиус скругления абразивного зерна; ψ_o — угол заторможенного участка на абразивном зерне: $\psi_o = \pi/4 - 0{,}5\arccos 2\mu_т$ (где $\mu_т$ — коэффициент пластического трения; при $\mu_т = 0{,}4$ имеем $\psi_o = 0{,}46365$ рад); $A_E = 0{,}5\varphi_E - 0{,}25\sin 2\varphi_E$; $\varphi_E = \arccos(1 - \varepsilon_E)$; $\varepsilon_E = E(Y_E)/r$; $A_O = 0{,}5\varphi_o - 0{,}25\sin 2\varphi_o$; $\varphi_o = 0{,}5\arccos 2\mu_т$; $A_D = 0{,}5\varphi_D - 0{,}25\sin 2\varphi_D$; $\Delta\varepsilon = \varepsilon_E - \varepsilon_D$; $\varepsilon_D = Y_D/r$; $Y_D = r(1 - \sin\varphi_D)$ (при $\varphi_D = 45° = 0{,}7854$ рад имеем $Y_D = 0{,}293r$); в приведенных выражениях углы φ_E и φ_o — в радианах; $E(Y_E)$ — математическое ожидание внедрения единичного зерна:

$$E(Y_E) = \sigma[E(\gamma_o) - \gamma], \tag{2}$$

где $\gamma = Y/\sigma$ — относительное сближение режущего микрорельефа с обрабатываемой поверхностью; $E(\gamma_o)$ — математическое ожидание относительных высот максимумов является функцией от γ и параметров m и $n(0)$ микрорельефа [1]:

$$E(\gamma_o) = \frac{\int_{\gamma}^{\gamma_1}\gamma\left[\nu\exp\left(-\frac{\gamma^2}{2\nu^2}\right) + \sqrt{2\pi}\frac{\lambda}{2}\gamma\exp\left(-\frac{\gamma^2}{2}\right)\Phi\left(\frac{\lambda}{2\nu}\gamma\right)\right]d\gamma}{\int_{\gamma}^{\gamma_1}\left[\nu\exp\left(-\frac{\gamma^2}{2\nu^2}\right) + \sqrt{2\pi}\frac{\lambda}{2}\gamma\exp\left(-\frac{\gamma^2}{2}\right)\Phi\left(\frac{\lambda}{2\nu}\gamma\right)\right]d\gamma},$$

где $\lambda = n(0)/m$; $\nu^2 = 1 - 0{,}25\lambda$.

После расчета данное уравнение проаппроксимировали:

$$E(\gamma_o) = \gamma^{0{,}802} + 0{,}97. \tag{3}$$

Для определения математического ожидания $E(y_E)$ внедрения единичного зерна воспользуемся зависимостями составляющих сил резания для единичного зерна по данным работы [2].

Формулы нормальной (P_{Y1}) и тангенциальной (P_{Z1}) составляющих силы резания на единичном зерне:

$$P_{Y1} = Kr^2f_Y; \quad P_{Z1} = Kr^2f_Z,$$

где K — предел текучести на сдвиг; r — математическое ожидание радиуса средней приведенной кривизны всех вершин [1]:

$$r = \frac{3\sqrt{\pi}}{16\pi^2 mn(0)\sigma}; \tag{4}$$

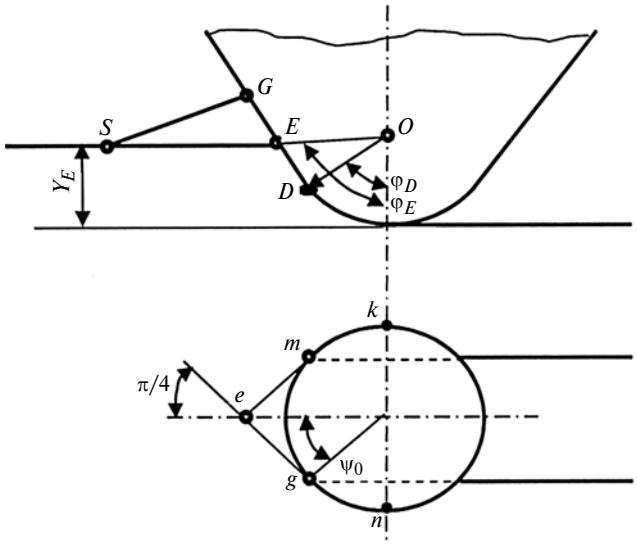


Рис. 3. Взаимодействие модели единичного зерна с обрабатываемой поверхностью

F_Y и f_Z — коэффициенты сил, их формулы в аппроксимированном виде [2]:

$$f_Y = 14{,}387\varepsilon_E^{0{,}895}; \quad f_Z = 7{,}1\varepsilon_E, \tag{5}$$

где ε_E — величина относительного внедрения зерен:

$$\varepsilon_E = E(Y_E)/r. \tag{6}$$

В уравнении (4) приведено среднее значение радиуса кривизны вершин на всем режущем микрорельефе. Исследования показали, что при обработке ЭАК в процессе резания участвуют вершины зерен при очень малой глубине внедрения $E(Y_E)$. Поэтому реальный радиус зависит от режимов обработки: скорости v резания, деформации Δy ЭАК и подачи S.

По результатам исследования установлена зависимость радиуса кривизны вершин зерен от v, Δy и S:

$$r = g_1\Delta y^2 + g_2 v^2 + g_3 S^2 + g_4\Delta y + g_5 v + g_6 S + \\ + g_7\Delta y v + g_8\Delta y S + g_9 v S + g_{10}\Delta y v S + g_{11}. \tag{7}$$

Значения коэффициентов g_1—g_{10} и свободного члена g_{11} для формулы (7) приведены в табл. 3.

Суммарные составляющие силы резания на всей площади контакта имеют вид:

$$P_Y = Kr^2 f_Y E(N); \quad P_Z = Kr^2 f_Z E(N). \tag{8}$$

Подставив формулы (1)—(3), (5) и (6) в выражения (8) и решив относительно γ, получим:

$$(\gamma^{0{,}802} - \gamma + 0{,}97)^{0{,}895}\gamma e^{-(0{,}5\gamma^2)} = \\ = \frac{P_Y}{9{,}0149 K K_{\text{п}} r^2 \left(\frac{\sigma}{r}\right)^{0{,}895} n^2(0) BL}, \tag{9}$$

где P_Y — полная нормальная составляющая силы для $B = 1$ мм; $K_{\text{п}}$ — поправочный коэффициент (табл. 4—8).

Нормальную составляющую силы резания измеряли на образцах из высокопрочного алюминиевого сплава В95пчТ2 с размерами 100 × 20 × 3 мм при обработке на вертикально-фрезерном станке Deckel Maho DMC 635V. Основным элементом измерительной системы является трехкомпонентный динамометр 9257B фирмы Kistler (Швейцария).

Определить γ можно только численным методом по формуле (9).

Таблица 3

Значения коэффициентов и свободного члена в формуле (7) для исследуемых ЭАК

Коэффициент	FS-WL-8A MED	FS-WL-6S FIN	FS-WL-2S CRS	DB-WL-8S MED	CS-FB-0,5A FIN
g_1	$6 \cdot 10^{-4}$	$5{,}5 \cdot 10^{-3}$	$6{,}5 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$3{,}6 \cdot 10^{-5}$
g_2	0	$5{,}556 \cdot 10^{-9}$	$1{,}389 \cdot 10^{-9}$	0	0
g_3	$-1{,}4 \cdot 10^{-8}$	$-1 \cdot 10^{-9}$	0	$-1 \cdot 10^{-8}$	$-2{,}5 \cdot 10^{-9}$
g_4	$4 \cdot 10^{-3}$	−0,0145	$1{,}5 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-3}$	$9 \cdot 10^{-5}$
g_5	0	$8{,}333 \cdot 10^{-7}$	$8{,}333 \cdot 10^{-7}$	$3{,}333 \cdot 10^{-7}$	$1{,}667 \cdot 10^{-8}$
g_6	$-1{,}5 \cdot 10^{-6}$	$-5 \cdot 10^{-8}$	0	$-1 \cdot 10^{-6}$	$-5 \cdot 10^{-8}$
g_7	0	$1{,}167 \cdot 10^{-9}$	$1{,}167 \cdot 10^{-9}$	0	0
g_8	$5 \cdot 10^{-7}$	$-5 \cdot 10^{-6}$	0	$5 \cdot 10^{-7}$	$2{,}5 \cdot 10^{-8}$
g_9	0	$6{,}667 \cdot 10^{-9}$	0	0	0
g_{10}	0	$1{,}667 \cdot 10^{-11}$	0	0	0
g_{11}	$1{,}4 \cdot 10^{-3}$	0,015	$2 \cdot 10^{-4}$	$-1{,}3 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-5}$

Таблица 4

Значения коэффициентов и свободного члена в формуле (10)

Коэффициент	FS-WL-8A MED	FS-WL-6S FIN	FS-WL-2S CRS	DB-WL-8S MED	CS-FB-0,5A FIN
d_1	$5{,}65 \cdot 10^{-6}$	$7{,}1 \cdot 10^{-5}$	$1{,}538 \cdot 10^{-5}$	$4{,}906 \cdot 10^{-6}$	$2{,}65 \cdot 10^{-5}$
d_2	$-7{,}213 \cdot 10^{-3}$	−0,098	−0,025	$-6{,}967 \cdot 10^{-3}$	−0,041
d_3	3,565	47	12,594	3,539	30,4
d_4	−0,126	−0,33	1,005	0,758	0,014
d_5	0,467	1,097	−6,433	−2,661	−0,287
d_6	0,583	0,097	10,8	3,286	1,924
d_7	$3{,}62 \cdot 10^{-8}$	$2{,}516 \cdot 10^{-8}$	$1{,}228 \cdot 10^{-9}$	$-3{,}83 \cdot 10^{-10}$	$-1{,}022 \cdot 10^{-7}$
d_8	$-1{,}787 \cdot 10^{-5}$	$-1{,}979 \cdot 10^{-5}$	$-5{,}67 \cdot 10^{-6}$	$5{,}34 \cdot 10^{-6}$	$8{,}624 \cdot 10^{-5}$
d_9	$2{,}12 \cdot 10^{-3}$	$7{,}014 \cdot 10^{-3}$	$8{,}161 \cdot 10^{-3}$	$-1{,}148 \cdot 10^{-3}$	−0,0219
d_{10}	0,947	0,367	0,0373	1,06	2,57

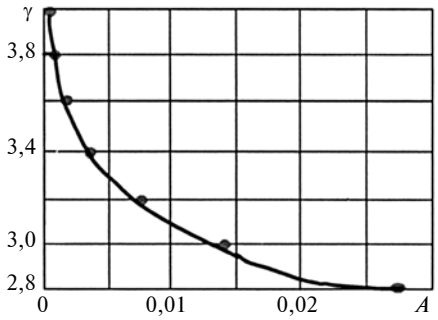


Рис. 4. Графическое представление уравнения (15)

На рис. 4 приведена зависимость γ от A — правой части уравнения (9), которая аппроксимируется уравнением

$$\gamma = 2{,}5A^{-0{,}0531}e^{-2{,}929A}.$$

Прочность приповерхностного слоя по сравнению с основной массой обрабатываемого материала существенно отличается и зависит от конкретных условий деформации, типа среды, предыстории обработки исследуемого материала.

Глубина, на которую распространяются указанные изменения, может быть значительной, она может составлять несколько микрометров [4—6]. Во многих случаях эта величина соизмерима с размерами зоны пластической деформации и разрушения.

Металл при контакте с окружающей средой адсорбирует атомы и молекулы среды, на его поверхности образуется сложная система адсорбционных слоев. А. С. Ахматов [4] приводит следующую схему их расположения, начиная от первичной объемной структуры металла: зона деформированного металла, слой окислов металла, адсорбционный слой газов, адсорбционный слой воды, адсорбционный слой полярных молекул органического вещества (смазочного материала).

Нельзя не учитывать данную особенность приповерхностного слоя и ее влияние на взаимодействие зерна с обрабатываемой поверхностью.

Для финишной обработки, каким является обработка ЭАК, целесообразно воспользоваться условием пластичности Мизеса — Губера ($K = \sigma_т/\sqrt{3}$)

Таблица 5

Результаты расчета для АЭК FS-WL-8A MED

v, м/мин	S, мм/мин	Δy, мм	P_Y, Н	$q_э$, мкм/(м · мин)	$q_т$, мкм/(м · мин)	$Q_т$, мкм/мин
220,7	130	1,5	2,253	0,240	0,240	52,936
441,4			2,226	0,197	0,198	87,346
551,7			2,208	0,174	0,183	101,108
706,2			2,178	0,141	0,144	101,435
441,4	130	0,5	0,225	0,058	0,059	25,894
		1,0	0,975	0,126	0,132	58,138
		1,5	2,226	0,197	0,198	87,346
		2,0	3,976	0,270	0,272	120,103
441,4	42	1,5	2,256	0,062	0,062	27,387
	130		2,226	0,197	0,198	87,346
	255		2,185	0,466	0,471	207,816
	395		2,142	0,626	0,631	278,172

Таблица 6

Результаты расчета для АЭК FS-WL-6S FIN

v, м/мин	S, мм/мин	Δy, мм	P_Y, Н	$q_э$, мкм/(м · мин)	$q_т$, мкм/(м · мин)	$Q_т$, мкм/мин
203,4	130	1,5	3,101	0,027	0,025	5,075
406,8			3,084	0,020	0,018	7,446
508,5			3,074	0,016	0,017	8,45
650,9			3,058	0,011	0,013	8,665
406,8	130	0,5	0,686	0,004	0,0036	1,456
		1,0	1,599	0,012	0,0089	3,62
		1,5	3,084	0,020	0,018	7,446
		2,0	5,144	0,028	0,026	10,443
406,8	42	1,5	3,086	0,011	0,0097	3,937
	130		3,084	0,020	0,018	7,446
	255		3,064	0,032	0,029	11,889
	395		3,015	0,044	0,040	16,105

Таблица 7

Результаты расчета для АЭК FS-WL-2S CRS

v, м/мин	S, мм/мин	Δy, мм	P_Y, Н	$q_э$, мкм/(м · мин)	$q_т$, мкм/(м · мин)	$Q_т$, мкм/мин
231,2	130	2,5	2,220	0,112	0,112	25,856
464,4			2,151	0,099	0,097	44,962
578,1			2,051	0,094	0,096	55,569
739,9			1,841	0,088	0,083	61,475
464,4	130	1,5	0,944	0,02	0,019	8,980
		2,0	1,621	0,049	0,047	21,746
		2,5	2,151	0,099	0,097	44,962
		3,0	2,532	0,170	0,168	77,591
464,4	42	1,5	1,842	0,087	0,084	39,006
	130		2,151	0,099	0,097	44,962
	255		2,494	0,117	0,118	54,522
	395		2,745	0,136	0,144	66,749

Таблица 8

Результаты расчета для АЭК DB-WL-8S MED

v, м/мин	S, мм/мин	Δy, мм	P_Y, Н	$q_э$, мкм/(м · мин)	$q_т$, мкм/(м · мин)	$Q_т$, мкм/мин
232,2	130	1,5	2,620	0,263	0,263	61,010
464,3			2,489	0,222	0,222	103,105
580,4			2,419	0,200	0,214	123,984
742,9			2,318	0,171	0,171	126,970
464,4	130	0,5	0,266	0,082	0,082	38,225
		1,0	0,990	0,150	0,096	44,623
		1,5	2,489	0,222	0,222	103,105
		2,0	4,434	0,294	0,294	134,403
464,4	42	1,5	2,519	0,068	0,068	31,500
	130		2,489	0,222	0,222	103,105
	255		2,447	0,429	0,429	199,030
	395		2,402	0,647	0,647	299,934

[7] с экспериментальным поправочным коэффициентом $K_п$, учитывающим глубину внедрения абразивных зерен в обрабатываемый материал.

Поскольку глубина внедрения зерен зависит от скорости v резания, деформации Δy эластичного инструмента и подачи S, то поправочный коэффициент определяет выражение

$$K_п = (d_1 v^2 + d_2 v + d_3)(d_4 \Delta y^2 + d_5 \Delta y + d_6) \times \times (d_7 S^3 + d_8 S^2 + d_9 S + d_{10}). \quad (10)$$

В уравнении (10) значения коэффициентов $d_{1—10}$ и свободного члена d_{11} приведены в табл. 4.

Экспериментальные исследования

Экспериментальные исследования выполняли на универсально-фрезерном станке 675. Обработку осуществляли на следующих режимах: $n = 500$; 1000; 1250; 1600 мин$^{-1}$; $S = 42$; 130; 255; 395 мм/мин; радиальные деформации АЭК составляли $\Delta y = 0{,}5$; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0; 4,5 мм.

На указанных режимах осуществляли обработку образцов из алюминиевого сплава В95пчТ2 длиной $l = 100$ мм и шириной $b = 20$ мм.

В качестве показателя производительности процесса использовали скорость снятия материала, которую рассчитывали по формуле

$$Q = \frac{g_1 - g_2}{\rho b l T}, \text{ в мкм/мин,}$$

где $\rho = 0{,}00285$ кг/мм^3 — плотность для материала В95пчТ2; $T = l/S$ — время обработки; g_1 и g_2 — массы образца соответственно до и после обработки.

Массу образца измеряли на электронных весах с точностью 0,1 мг.

Расчетные ($Q_т$ и $q_т$) и экспериментальные ($q_э$) значения приведены в табл. 5—9.

На рис. 5 приведены зависимости показателя Q обработки от деформации ЭАК.

Таблица 9

Результаты расчета для ЭАК CS-FB-0,5A FIN

v, м/мин	S, мм/мин	Δy, мм	P_Y, Н	$q_э$, мкм/(м · мин)	$q_т$, мкм/(м · мин)	$Q_т$, мкм/мин
303,2	130	4	1,178	0,087	0,085	25,858
606,3			1,270	0,068	0,066	40,183
757,9			1,337	0,059	0,060	45,221
970,1			1,454	0,046	0,047	45,906
606,3	130	3	0,755	0,055	0,054	32,534
		3,5	1,000	0,062	0,060	36,317
		4,0	1,270	0,068	0,066	40,183
		4,5	1,565	0,075	0,073	44,294
606,3	42	4	1,356	0,011	0,010	6,131
	130		1,270	0,068	0,066	40,183
	255		1,133	0,142	0,145	87,601
	395		0,961	0,214	0,221	134,167

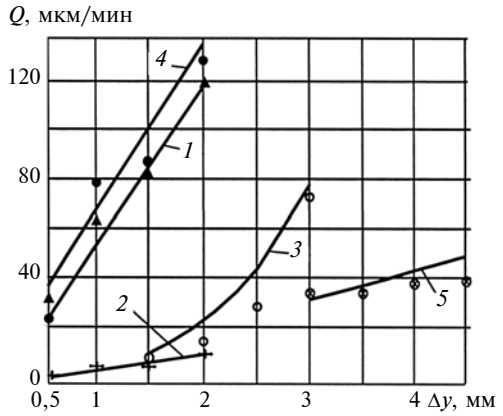


Рис. 5. Зависимости изменения показателя Q от деформации Δy при S = 130 мм/мин для разных ЭАК при разных скоростях резания:

1 — FS-WL-8A MED при v = 441,4 м/мин; *2* — FS-WL-6S FIN при v = 406,8 м/мин; *3* — FS-WL-2S CRS при v = 462,4 м/мин; *4* — DB-WL-8S MED при v = 464,3 м/мин; *5* — CF-FB-0,5A FIN при v = 606,3 м/мин

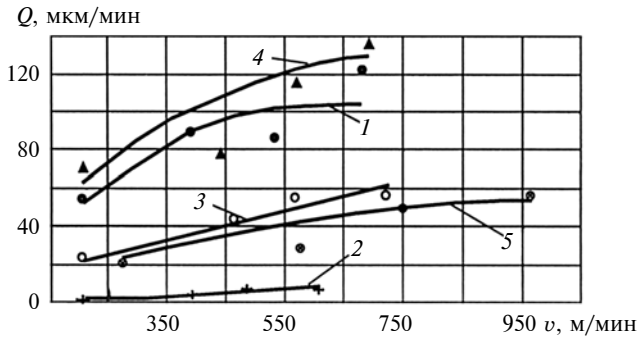


Рис. 6. Зависимости изменения показателя Q от скорости v резания при S = 130 мм/мин для разных ЭАК при разных их деформациях:

1 — FS-WL-8A MED при Δy = 1,5 мм; *2* — FS-WL-6S FIN при Δy = 1,5 мм; *3* — FS-WL-2S CRS при Δy = 1,5 мм; *4* — DB-WL-8S MED при Δy = 1,5 мм; *5* — CF-FB-0,5A FIN при Δy = 4,5 мм

Установлено, что с увеличением деформации скорость снятия материала увеличивается. Это объясняется тем, что с увеличением деформации растет вертикальная составляющая силы, а следовательно, и увеличивается глубина внедрения единичных зерен в обрабатываемый материал. С увеличением зернистости шлифовального круга объем снимаемого материала увеличивается. Это объясняется тем, что число зерен, находящихся в контакте с поверхностью, зависит от зернистости. Чем крупнее зерно, тем меньше число зерен, следовательно, они внедряются в материал глубже, а материал снимается интенсивнее.

Установлено, что для шлифовальных кругов FS-WL-8A MED, FS-WL-6S FIN, DB-WL-8S MED деформация $\Delta y > 2$ мм приводит к интенсивному изнашиванию инструмента, для FS-WL-2S CRS это происходит при $\Delta y > 3$ мм, для CF-FB-0,5A FIN при $\Delta y > 4{,}5$ мм.

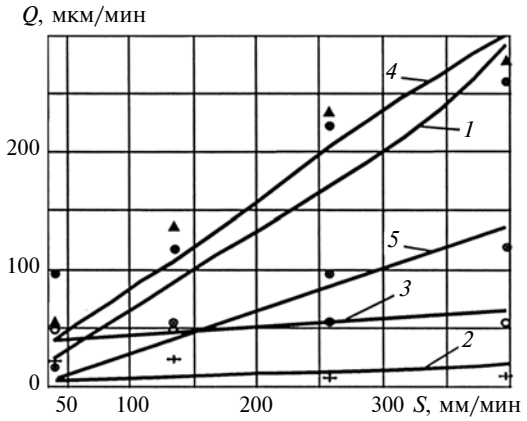


Рис. 7. Зависимости изменения показателя *Q* от подачи *S* для разных ЭАК при разных скоростях резания:

1 — FS-WL-8A MED при v = 441,4 м/мин, Δy = 1,5 мм; *2* — FS-WL-6S FIN при v = 406,8 м/мин, Δy = 1,5 мм; *3* — FS-WL-2S CRS при v = 462,4 м/мин, Δy = 1,5 мм; *4* — DB-WL-8S MED при v = 464,3 м/мин, Δy = 1,5 мм; *5* — CF-FB-0,5A FIN при v = 606,3 м/мин, Δy = 4,5 мм

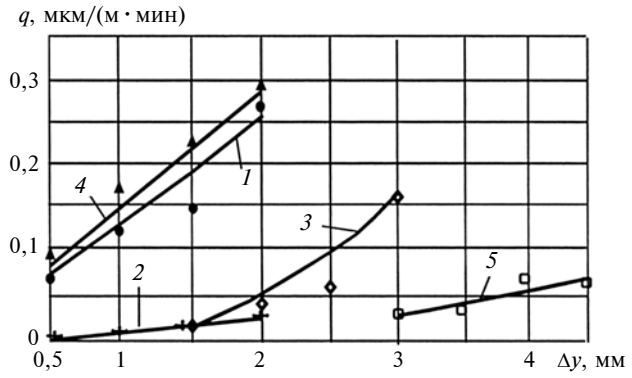


Рис. 8. Зависимости изменения показателя *q* от деформации Δy при *S* = 130 мм/мин для АЭК при разных скоростях резания:

1 — FS-WL-8A MED при v = 441,4 м/мин; *2* — FS-WL-6S FIN при v = 406,8 м/мин; *3* — FS-WL-2S CRS при v = 462,4 м/мин; *4* — DB-WL-8S MED при v = 464,3 м/мин; *5* — CF-FB-0,5A FIN при v = 606,3 м/мин

На рис. 6 приведены зависимости скорости снятия материала от скорости резания. Установлено, что с увеличением скорости резания скорость снятия материала увеличивается. Это объясняется тем, что с увеличением скорости резания растет число взаимодействия режущего микрорельефа с обрабатываемой поверхностью. При этом с увеличением скорости резания выше 750 м/мин связующий нетканый материал размягчается, и процесс резания ухудшается.

Повышение скорости снятия материала с увеличением подачи (рис. 7) объясняется тем, что при обработке поверхности, имеющую бóльшую исходную шероховатость, материал срезается интенсивнее. При обработке ЭАК с увеличением подачи параметры шероховатости обработанной поверхности (средний шаг неровностей и средний шаг по вершинам неровностей) повышаются.

Полученные экспериментальные зависимости для скорости снятия материала были аппроксимированы формулой

$$Q = a_1\Delta y^2 + a_2 v^2 + a_3 S^2 + a_4\Delta y + a_5 v + a_6 S + \\ + a_7\Delta y v + a_8\Delta y S + a_9 v S + a_{10}\Delta y v S + a_{11}. \quad (11)$$

Значения коэффициентов a_1—a_{10} и свободного члена a_{11} приведены в табл. 10.

На рис. 8—10 приведены зависимости изменения показателя производительности q обработки от деформации Δy ЭАК, скорости v резания и подачи S для разных ЭАК.

Характер изменения показателя q от параметров обработки хорошо коррелирует с зависимостями показателя Q, приведенными на рис. 5—7. Установлено, что с увеличением скорости резания, деформации и продольной подачи производительность обработки повышается.

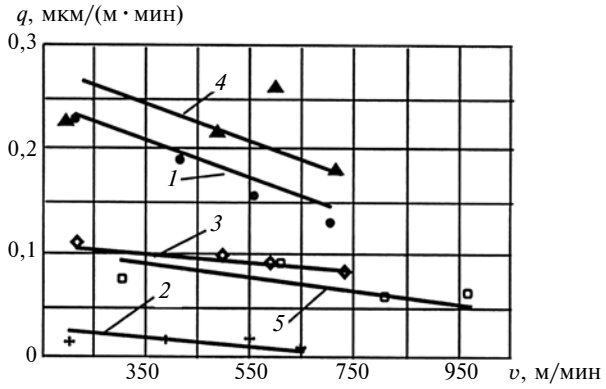


Рис. 9. Зависимости изменения показателя *q* от скорости *v* резания при *S* = 130 мм/мин для ЭАК при разных их деформациях:

1 — FS-WL-8A MED при Δy = 1,5 мм; *2* — FS-WL-6S FIN при Δy = 1,5 мм; *3* — FS-WL-2S CRS при Δy = 1,5 мм; *4* — DB-WL-8S MED при Δy = 1,5 мм; *5* — CF-FB-0,5A FIN при Δy = 4,5 мм

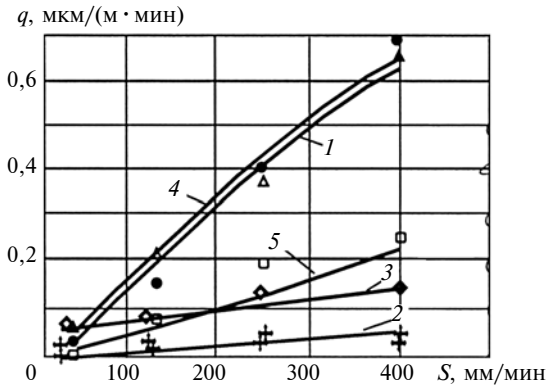


Рис. 10. Зависимости изменения показателя *q* от подачи *S* для ЭАК при разных скоростях резания:

1 — FS-WL-8A MED при v = 441,4 м/мин, Δy = 1,5 мм; *2* — FS-WL-6S FIN при v = 406,8 м/мин, Δy = 1,5 мм; *3* — FS-WL-2S CRS при v = 462,4 м/мин, Δy = 1,5 мм; *4* — DB-WL-8S MED при v =464,3 м/мин, Δy = 1,5 мм; *5* — CF-FB-0,5A FIN при v = 606,3 м/мин, Δy = 4,5 мм

Таблица 10

Значения коэффициентов и свободного члена в уравнении (11)

Коэффициент	ЭАК				
	FS-WL-8A MED	FS-WL-6S FIN	FS-WL-2S CRS	CS-FB-0,5A FIN	DB-WL-8S MED
a_1	5	2,5	24	$1 \cdot 10^{-13}$	10
a_2	$-1 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-6}$	$-2 \cdot 10^{-5}$	$-8 \cdot 10^{-5}$	$-1{,}4 \cdot 10^{-4}$
a_3	$3 \cdot 10^{-4}$	$-4{,}5 \cdot 10^{-5}$	$4 \cdot 10^{-5}$	$-8 \cdot 10^{-5}$	$-4 \cdot 10^{-4}$
a_4	52,5	0,45	−63,2	10,4	41,8
a_5	0,1531	0,0184	0,0999	0,1489	0,279
a_6	0,5795	0,0333	0,0415	0,3826	0,9631
a_7	$5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-6}$
a_8	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$
a_9	$3 \cdot 10^{-7}$	$3 \cdot 10^{-7}$	$3 \cdot 10^{-7}$	$3 \cdot 10^{-7}$	$3 \cdot 10^{-7}$
a_{10}	$-1 \cdot 10^{-7}$	$-1 \cdot 10^{-7}$	$-1 \cdot 10^{-7}$	$-1 \cdot 10^{-7}$	$-1 \cdot 10^{-7}$
a_{11}	−156	−11,75	2	−108	−203

Таблица 11

Значения коэффициентов и свободного члена в формуле (12)

Коэффициент	ЭАК				
	FS-WL-8A MED	FS-WL-6S FIN	FS-WL-2S CRS	CS-FB-0,5A FIN	DB-WL-8S MED
b_1	$5 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-4}$	0,042	$5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-3}$
b_2	$-1 \cdot 10^{-8}$	$-1 \cdot 10^{-9}$	$3{,}2 \cdot 10^{-8}$	$-2 \cdot 10^{-9}$	$-1 \cdot 10^{-8}$
b_3	$-1 \cdot 10^{-8}$	$-3{,}5 \cdot 10^{-8}$	$-1 \cdot 10^{-8}$	$-3 \cdot 10^{-7}$	$-4 \cdot 10^{-7}$
b_4	0,13	0,015	−0,089	0,014	0,13
b_5	$-2{,}3 \cdot 10^{-4}$	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-8 \cdot 10^{-5}$	$-6 \cdot 10^{-5}$	$-2 \cdot 10^{-4}$
b_6	$1{,}5 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$1{,}35 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-4}$	$1{,}7 \cdot 10^{-3}$
b_7	$5{,}6693 \cdot 10^{-6}$	$5{,}6693 \cdot 10^{-7}$	$5{,}6693 \cdot 10^{-7}$	$1{,}13386 \cdot 10^{-6}$	$5{,}6693 \cdot 10^{-6}$
b_8	$2{,}5771 \cdot 10^{-5}$	$2{,}5771 \cdot 10^{-6}$	$2{,}5771 \cdot 10^{-6}$	$5{,}1542 \cdot 10^{-6}$	$2{,}5771 \cdot 10^{-5}$
b_9	$3{,}4487 \cdot 10^{-7}$	$3{,}4487 \cdot 10^{-8}$	$3{,}4487 \cdot 10^{-8}$	$6{,}8974 \cdot 10^{-8}$	$3{,}4487 \cdot 10^{-7}$
b_{10}	$-1{,}1774 \cdot 10^{-7}$	$-1{,}1774 \cdot 10^{-8}$	$-1{,}1774 \cdot 10^{-8}$	$-2{,}3548 \cdot 10^{-8}$	$-1{,}1774 \cdot 10^{-7}$
b_{11}	−0,119	$-1{,}5 \cdot 10^{-3}$	0,07	−0,04	−0,123

Полученные экспериментальные зависимости были аппроксимированы формулой

$$q = b_1\Delta y^2 + b_2 v^2 + b_3 S^2 + b_4\Delta y + b_5 v + b_6 S + b_7\Delta y v + b_8\Delta y S + b_9 v S + b_{10}\Delta y v S + b_{11}. \quad (12)$$

Значения коэффициентов b_1—b_{10} и свободного члена b_{11} приведены в табл. 11.

Совпадение экспериментальных и теоретических данных указывает на то, что разработанная математическая модель адекватно отражает реальный процесс снятия материала при обработке ЭАК. При этом установлено, что при скоростях выше 750 м/мин связующий нетканый материал размягчается, и процесс резания ухудшается.

Полученные зависимости (11) и (12) для параметров Q и q позволяют при разработке технологического процесса в производственных условиях легко определить ожидаемую производительность обработки.

Для исследованных ЭАК при обработке деталей из алюминиевых сплавов рекомендуются следующие режимы:

для FS-WL-8A MED, FS-WL-6S FIN, DB-WL-8S MED рекомендуются: Δy = 0,5÷2 мм, v = = 200÷700 м/мин, S = 42÷395 мм/мин;

для FS-WL-2S CRS рекомендуются: Δy = 1÷3 мм, v = 250÷1000 м/мин, S = 42÷395 мм/мин;

для CF-FB-0,5A FIN рекомендуются: Δy = = 3÷4,5 мм, v = 250÷1000 м/мин, S = 42÷395 мм/мин.

Применение воздушного охлаждения и распыленной СОЖ может существенно повысить допустимую скорость резания.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Рудзит Я. А.** Микрогеометрия и контактное взаимодействие поверхностей. Рига: Зинатне, 1975. 210 с.
2. **Димов Ю. В.** Обработка деталей свободным абразивом. Иркутск: ИрГТУ, 2000. 293 с.
3. **Димов Ю. В., Подашев Д. Б.** Исследование свойств эластичных абразивных кругов // СТИН. № 2. 2017. С. 27—32.
4. **Ахматов А. С.** Молекулярная физика граничного трения. М.: Физматгиз, 1963. 472 с.
5. **Марченко Е. А.** О природе разрушения поверхности металлов при трении. М.: Наука, 1979. 118 с.
6. **Савенко В. Я., Качанова Л. А., Щукин Е. Д.** О нижней границе применимосги метода микротвердости. М.: Наука, 1974. С. 67—71.
7. **Томленов А. Д.** Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия, 1972. 408 с.

УДК 678.09

С. А. САМИПУР, В. В. БАТРАКОВ, канд. техн. наук, В. И. ХАЛИУЛИН, д-р техн. наук (Казанский национальный исследовательский технический университет им. А. Н. Туполева), e-mail: samipour@mail.ru

Расчетно-экспериментальная методика обеспечения точности угла армирования преформы, изготовленной радиальным плетением[1]

Предложен расчет угла армирования волокон скривленной преформы прямоугольного поперечного сечения, изготовленной радиальным плетением, обеспечивающий заданные параметры композитной конструкции.

Ключевые слова: радиальное плетение, оправка, прямоугольное поперечное сечение, скривленная оправка, угол армирования.

The calculation of the angle of fiber reinforcement of the curved preform of a rectangular cross-section made by radial braiding is proposed, which provides the given parameters of the composite structure.

Keywords: radial braiding, mandrel, rectangular cross section, creased mandrel, angle of reinforcement.

Плетение — старейшая текстильная технология, которую сегодня успешно применяют в аэрокосмонавтике для получения композиционных материалов [1, 2]. Плетение обеспечивает требуемые жесткость и прочность изделия, при этом расширяются возможности конструкционного проектирования и снижения себестоимости изделия [3]. Для создания высокоэффективных композиционных конструкций трансферным формованием [4] используют преформы, которые можно получать радиальным плетением.

Цель настоящего исследования — разработка расчета угла армирования волокон скривленной преформы прямоугольного поперечного сечения, изготовленной радиальным плетением.

Расположение ровинга по поверхности оправки можно описать системой уравнений

$$x = r\cos(t/(r\mathrm{tg}(\pi/2 - \alpha)));$$
$$y = r\sin(t/(r\mathrm{tg}(\pi/2 - \alpha))); \qquad (1)$$
$$z = t,$$

где L, r — длина и радиус трубчатого элемента; α — угол армирования; b — ширина ровинга; t — текущая координата.

Используя уравнение (1), можно найти длину L_f ровинга на оправке:

$$L_f = \int_0^L \sqrt{\left(\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}t}\right)^2 + \left(\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}t}\right)^2 + \left(\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}t}\right)^2}\,\mathrm{d}t =$$
$$= \left(\sqrt{\frac{1}{\mathrm{tg}^2\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right)} + 1}\right) L = \frac{L}{\cos\alpha}; \qquad (2)$$

и коэффициент k покрытия, который представляет собой отношение площади поверхности ровингов на оправке к площади поверхности оправки:

$$k = \frac{\frac{L}{\cos\alpha} nb}{2\pi r L} = \frac{nb}{2\pi r\cos\alpha},$$

где n — число ровингов в одном направлении.

С помощью уравнения (2) и уравнения, описывающего объемное содержание волокна как функцию от размеров ровинга и угла армирования, можно определить параметры процесса подготовки преформы радиальным плетением [5].

Рассмотрим композиционный трубчатый элемент авиационно-космического назначения. С учетом требуемой жесткости и прочности выбрано волокно T700S и угол армирования 60° [6].

При изготовлении преформы в машине для радиального плетения угол армирования зависит от угловой скорости ω перемещения веретен по кольцевому корпусу, осевой подачи S и радиуса r оправки:

$$\mathrm{tg}\alpha = r\omega/S. \qquad (3)$$

После изготовления преформы проверяют точность угла α армирования.

На рис. 1 показан ровинг на цилиндрической оправке.

Угол армирования волокна определяем по формуле

$$\alpha = \mathrm{arctg}(2\pi r/l), \qquad (4)$$

где l — шаг плетения.

Из уравнения (3) можно определить подачу оправки:

$$S = P\omega/(2\pi\mathrm{tg}\alpha),$$

где P — периметр поперечного сечения оправки.

Определив измерением шаг на оправке, по уравнению (4) найдем угол армирования. Если при проверке точности угла армирования его отличие от

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках проекта с уникальным идентификатором RFMEFI57714X0262.

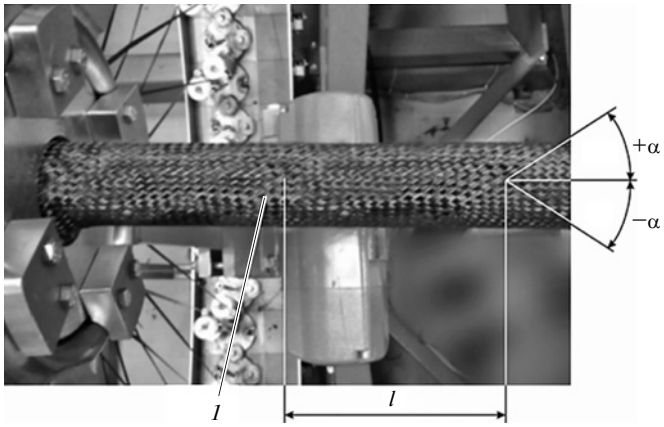


Рис. 1. Задаваемые параметры плетения на оправку (*1* — маркерный ровинг)

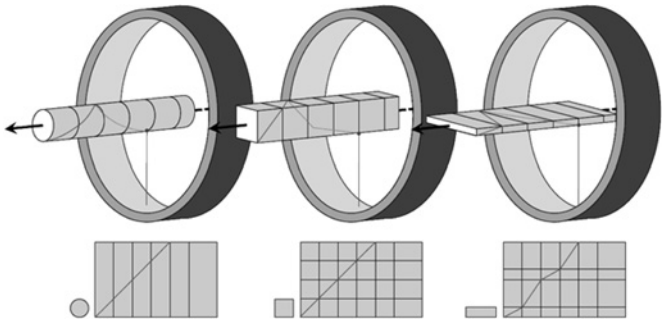


Рис. 2. Идеализированные пути волокон для оправок разных сечений

требуемого угла превысит допустимое отклонение, то подачу оправки корректируем по формуле

$$S_к = S + \frac{P\omega}{2\pi}\left(\frac{1}{\mathrm{tg}\alpha} - \frac{1}{\mathrm{tg}\alpha_п}\right), \qquad (5)$$

где $S_к$ — скорректированная подача; α и $\alpha_п$ — требуемый и полученный углы армирования.

Угловая скорость машины радиального плетения составляет 0,2327 рад/с.

Рассмотрим плетение на оправке прямоугольного поперечного сечения.

На рис. 2 показан идеализированный путь волокна на оправках разных поперечных сечений, на рис. 3 представлен путь ровинга на оправке прямоугольного поперечного сечения.

Для моделирования положения ровинга на оправке прямоугольного поперечного сечения предлагается два варианта.

Первый вариант. Углы α_1 и α_2 армирования определяем по формулам:

$$\varphi_1 = 2\mathrm{arctg}(a/c);$$

$$\varphi_2 = 2\mathrm{arctg}(c/a);$$

$$\alpha_1 = \mathrm{arctg}(\pi a\mathrm{tg}\alpha/[(a + c)\varphi_1]);$$

$$\alpha_2 = \mathrm{arctg}(\pi c\mathrm{ctg}\alpha/[(a + c)\varphi_2]),$$

где a и c — стороны прямоугольного поперечного сечения оправки.

Анализ математической модели показал, что если $a < c$, то всегда $\alpha_1 > \alpha_2$.

Второй вариант. Углы α_1 и α_2 армирования (см. рис. 3) определяем по формулам:

$$\varphi'_1 = \pi/2 - \arcsin[a/(2\pi)] + \arcsin[b/(2\pi)];$$

$$\varphi'_2 = \pi/2 - \arcsin[c/(2\pi)] + \arcsin[b/(2\pi)];$$

$$\alpha'_1 = \mathrm{arctg}(\pi a\mathrm{tg}\alpha/[(a + c)\varphi'_1]);$$

$$\alpha'_2 = \mathrm{arctg}(\pi c\mathrm{ctg}/[(a + c)\varphi'_1]),$$

где R — радиус машины плетения.

На рис. 4 показаны пути волокна для двух вариантов моделирования.

Сравнение двух вариантов моделирования положения ровинга на оправке прямоугольного поперечного сечения с результатами экспериментального исследования [7] показало (табл. 1) лучшую сходимость с экспериментом результата первого варианта.

На рис. 5 показана криволинейная оправка прямоугольного поперечного сечения и положение ровинга. Углы армирования на данной оправке со-

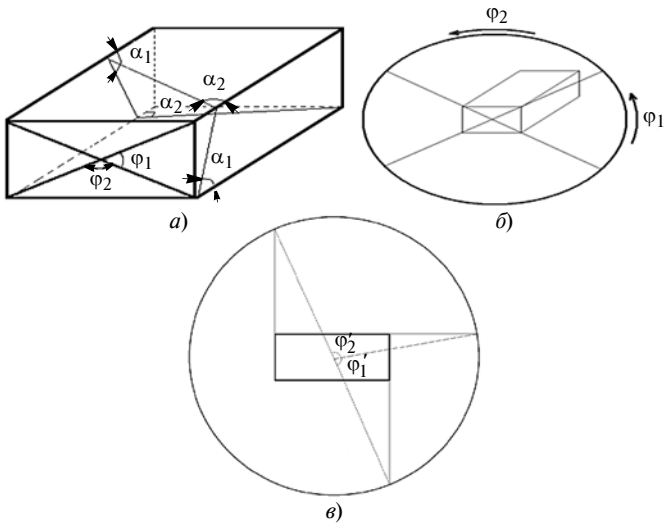


Рис. 3. Идеализированный путь волокна на оправке прямоугольного поперечного сечения (*а*); первый (*б*) и второй (*в*) варианты моделирования ровинга

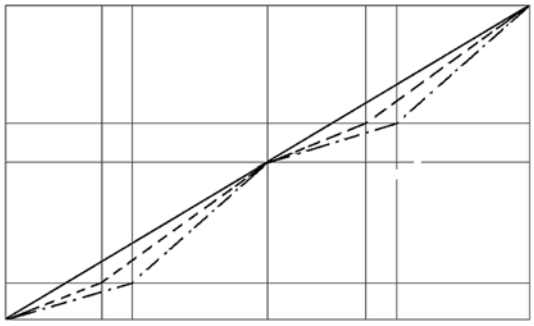


Рис. 4. Желательное (——) расположение волокон на оправке, их расположение при первом (- - -) и втором (- · - · -) вариантах моделирования ровинга

гласно второму варианту моделирования положения ровинга определяем по формулам:

$$\alpha_1' = \mathrm{arctg}(\pi a l \mathrm{tg}\alpha/[(a + c)(1 - c\beta)\varphi_1]);$$

$$\alpha_1'' = \mathrm{arctg}(\pi a l \mathrm{tg}\alpha/[(a + c)(1 + c\beta)\varphi_1]);$$

где $\beta = \mathrm{tg}(\gamma/2)$.

На рис. 5 показаны углы α_2, α_2' и α_2'' для прямой и криволинейной оправок прямоугольного поперечного сечения, которые определяются уравнениями:

$$\alpha_2 = \mathrm{arctg}(\pi a \mathrm{tg}\alpha/[(a + c)\varphi_2];$$

$$\alpha_2' = \mathrm{arctg}(c/\eta),$$

где

$$\eta = \frac{(a+c)}{\mathrm{tg}\alpha}\frac{\varphi_2}{\pi} + \delta z - \delta z.$$

Тогда получим:

$$\alpha_2' = \mathrm{arctg}\left(\frac{\pi c \mathrm{tg}\alpha}{(a+c)\varphi_2}\right) = \alpha_2; \qquad (6)$$

$$\alpha_2'' = \alpha_2.$$

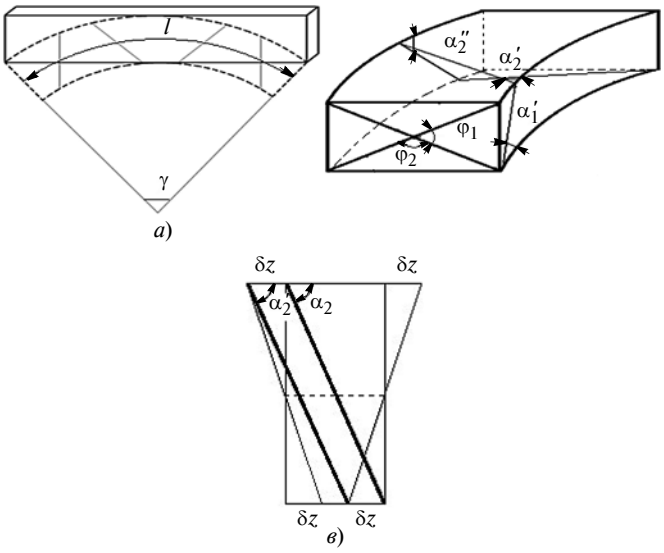


Рис. 5. Скривленная оправка прямоугольного поперечного сечения (*а*), положение ровинга на оправке (*б*), углы армирования на прямой и скривленной оправках (*в*)

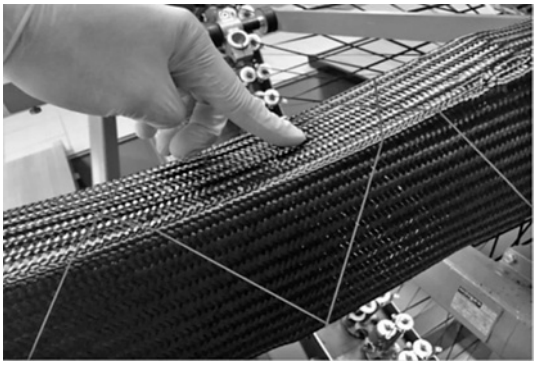


Рис. 6. Плетение с маркерным ровингом

Таблица 1

Значения углов армирования для разных вариантов ровинга и по данным работы [7] при *a* = 48 мм, *c* = 226 мм

Вариант	α_1°	α_2°
Первый	52,75	43,58
Второй	57,82	40,01
[7]	52,00	42,00

Таблица 2

Расчетные и экспериментальные углы армирования при *a* = 76 мм, *c* = 159 мм, γ = 48,7°, градусы

Получение результата	α	α_2	α_1'	α_1''
Расчет	60,00	58,57	63,89	62,38
Эксперимент	60,54	59,54	62,35	61,95
Отклонение, %	0,90	1,63	2,45	1,61

Измеряем шаг армирования, по уравнению (4) определяем угол армирования и проверяем точность полученного угла, по формуле (6) определяем его отклонение. Если разница между полученным и требуемым углами превышает допустимое отклонение, то подачу оправки корректируем по формуле (5).

В табл. 2 приведены результаты аналитического моделирования угла армирования волокон для скривленной оправки прямоугольного поперечного сечения и экспериментального исследования (рис. 6).

Таким образом, разработана методика определения угла армирования волокон для оправки прямоугольного сечения, частоты вращения веретена и подачи оправки, а для скривленной оправки получена методика расчета отклонения от желаемого угла армирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Mallick P. K.** Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing and Design. CRC Press, 2007. P. 152—164.
2. **Muhammad U. S., ZhaoFeng Ch., BinBin L.** Manufacturing strategies for microvascular polymeric composites // Composites. Part. A. Applied Science and Manufacturing. ELSEVIER, 2015. P. 327—340.
3. **Bok-Lok Choi, Byoung-Ho Choi.** Numerical method for optimizing design variables of carbon-fiber-reinforce epoxy composite coil springs // Composites. P. B: Engineering. Korea University. 2015. P. 42—49.
4. **Ayranci C., Carey J.** 2D braided composites: a review for stiffness critical applications // Composite structures. ELSEVIER. 2008. P. 43—58.
5. **Самипур С. А., Халиулин В. И., Батраков В. В.** Методика расчета параметров подготовки преформы радиальным плетением // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2017. № 3. С. 89—95.
6. **Самипур С. А., Данилов Я. С.** Разработка и верификация аналитической методики определения жесткостных параметров трубчатых элементов // Изв. вузов. Авиационная техника. 2016. № 4. С. 20—24.
7. **Christoph E., Thorsten H.** Interaction of braiding ring geometry and fiber lay-up in the braiding // Symposium on the occasion of the 5th anniversary of the. Garching: Institute for Carbon Composites Research Campus. 2014. P. 1—19.

УДК 621.7.011

С. А. ЗАЙДЕС, д-р техн. наук, НГУЕН ВАН ХИНЬ (Иркутский национальный исследовательский технический университет),
e-mail: nguyenvanhinhck@gmail.com

Влияние параметров осциллирующего выглаживания на остаточные напряжения в цилиндрических деталях

Экспериментальными исследованиями и компьютерным моделированием установлено влияние основных параметров осциллирующего выглаживания на остаточные напряжения (ОН) в цилиндрических деталях. Показана зависимость ОН от параметров обработки: подачи деформирующего инструмента, натяга, частоты вращения заготовки, частоты осцилляции и угла поворота рабочего инструмента. Результаты экспериментальных исследований хорошо согласуются с данными компьютерного моделирования.

Ключевые слова: остаточные напряжения, осциллирующее выглаживание, угол наклона инструмента, натяг, подача, частота вращения.

Experimental studies and computer modeling have determined the influence of the basic parameters of oscillating smoothing on residual stresses (RS) in cylindrical parts. Dependence of RS from processing parameters is shown: feed of the deforming tool, interference, rotation speed of the workpiece, oscillation frequency and the angle of rotation of the working tool. The results of experimental studies are in good agreement with computer simulation data.

Keywords: residual stresses, oscillating smoothing, tool inclination angle, interference, feed, speed.

Поверхностное пластическое деформирование (ППД) — один из наиболее простых и эффективных методов отделочно-упрочняющей обработки деталей машин. Упрочнение ППД способствует повышению поверхностной твердости, образованию в поверхностных слоях деталей остаточных напряжений (ОН) сжатия и благоприятному изменению микрогеометрии поверхностей. В результате в зависимости от функционального назначения и условий эксплуатации деталей повышаются их усталостная и контактная прочность, износостойкость и сопротивление коррозии, гидроплотность и маслоудерживающая способность [1—6]. Качество упрочняющей обработки оценивается по результатам измерения шероховатости, твердости, остаточных напряжений, микроструктуры и микротвердости.

Остаточные напряжения — одна из основных характеристик качества поверхностного слоя, оказывающая большое влияние на усталостную прочность деталей машин, которая существенно зависит от их величины, знака и глубины распространения. Многочисленными исследованиями [7—10] установлено, что наличие в поверхностном слое ОН сжатия повышает предел выносливости детали при знакопеременных нагрузках, а наличие ОН растяжения — снижает этот предел. При этом эффект повышения предела выносливости за счет ОН сжатия значительно больше эффекта снижения предела выносливости за счет таких же по величине ОН растяжения.

В технологии ППД в некоторых случаях целесообразно на финишных операциях применять выглаживающие процессы с использованием локальных гладилок в виде алмазных наконечников или твердосплавных шариков. Выглаживание улучшает качество поверхностного слоя деталей, что повышает их эксплуатационные свойства. Однако внедрение этого метода в производство нередко сдерживается его сравнительно низкой производительностью, обусловленной небольшими подачами инструмента и скоростями обработки. Повысить производительность можно увеличением скорости обработки, но этому препятствуют высокая температура в контактной зоне, вызывающая ухудшение качества поверхности детали и повышенный расход рабочих инструментов.

Эффективным направлением совершенствования методов ППД является применение дополнительных колебательных и осциллирующих движений [2, 3], которые кроме отделочно-упрочняющей обработки формируют регулярный микрорельеф на упрочняемой поверхности. Для совершенствования методов отделочной обработки поверхностей и создания регулярного микрорельефа Ю. Г. Шнейдер предложил схему вибрационного обкатывания [11], а М. Е. Попов разработал технологию и инструментальное оснащение для осциллирующего ППД [12]. Предложенные методы отличаются кинематикой деформирующего инструмента, который совершает возвратно-поступательное движение вдоль оси детали. Однако и в этих технологиях в качестве рабочего инструмента используют, как правило, шарики небольших размеров, которые по ряду причин не обеспечивают высокой производительности финишной обработки.

Для устранения указанных недостатков авторы статьи разработали новый технологический процесс и устройство для его осуществления [13]. Для внедрения предлагаемого отделочно-упрочняющего процесса в производство необходимо оценить качество упрочненных деталей. В работе [1] приведены результаты исследования влияния основных параметров осциллирующего вы-

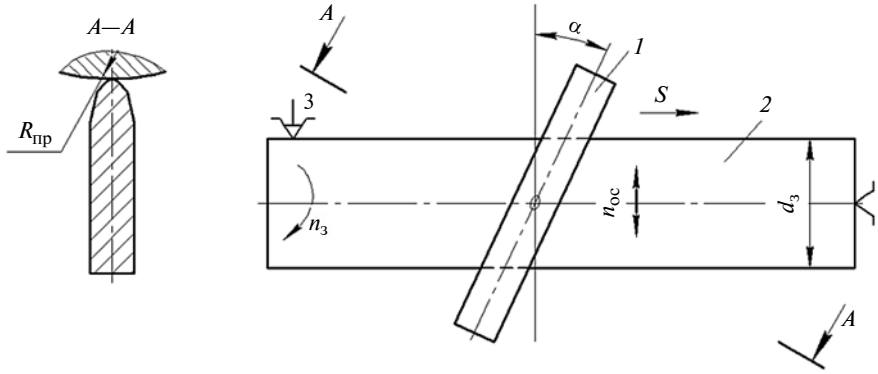


Рис. 1. Схема осциллирующего выглаживания цилиндрических деталей:
1 — пластина; *2* — заготовка

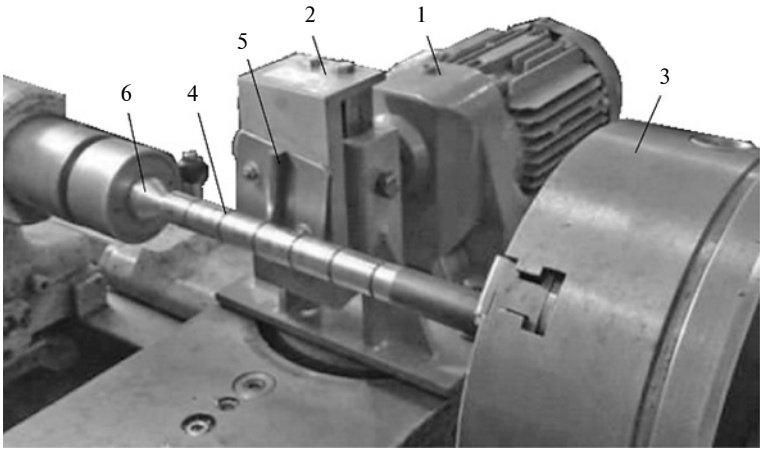


Рис. 2. Устройство для осциллирующего выглаживания цилиндрических деталей:
1 — мотор-редуктор; *2* — корпус для крепления деформирующего нструмента; *3* — трехкулачковый патрон; *4* — обрабатываемая заготовка; *5* — деформирующий инструмент; *6* — задний центр

глаживания на шероховатость упрочненных поверхностей. Так как осциллирующее выглаживание является новым процессом ППД, то необходимо определить характер ОН и их зависимость от параметров технологического процесса.

Цель данной работы — исследование влияния основных параметров осциллирующего выглаживания на ОН в цилиндрических деталях.

Для повышения производительности обработки, износостойкости и получения желаемой текстуры поверхностного слоя в процессе обкатывания в качестве рабочего инструмента использовали пластину, один из торцов которой скруглен по радиусу $R_{пр}$. Это рабочий элемент, который прижимается к вращающейся обрабатываемой заготовке. Пластину *1* можно поворачивать в вертикальной плоскости на угол α (рис. 1), сообщать ей осциллирующее вертикальное движение ($n_{ос}$) относительно оси заготовки и перемещать ее вдоль оси в направлении подачи *S*. Поворот пластины по часовой стрелке обозначен знаком "+", против часовой стрелки — знаком "–".

Эксперименты выполняли с использованием устройства, создающего осциллирующее движение рабочего инструмента (рис. 2). Вращение от мотор-редуктора *1* через эксцентрик передается на подвижную пластину в корпусе *2*, которая совершает возвратно-поступательное движение в вертикальной плоскости. К пластине крепится деформирующий элемент, который может поворачиваться относительно вертикальной оси на угол ±α (см. рис. 1). Один конец обрабатываемой заготовки *4* закрепляется в трехкулачковом патроне *3*, а другой — поджимается задним центром *6*. Устройство для осциллирующего упрочнения устанавливают на суппорте токарного станка вместо резцедержателя.

Влияние основных параметров осциллирующего выглаживания на ОН в цилиндрических деталях исследовали методом конечных элементов (МКЭ) с использованием универсальной и широко применяемой программы ANSYS [14—16], предназначенной для математического моделирования различных физических процессов. Моделирование процесса обкатки в программе ANSYS позволяет определить напряженно-деформированное состояние заготовки и инструмента в любой точке и в любой момент времени, что необходимо при разработке оптимального технологического процесса и для глубокого анализа и понимания процессов, происходящих в заготовке при пластическом течении материала.

Для расчетов в программе ANSYS построили геометрические модели цилиндра и пластины. Схема конечно-элементной модели нагружения цилиндра приведена на рис. 3. Инструмент *1* совершает осциллирующее вер-

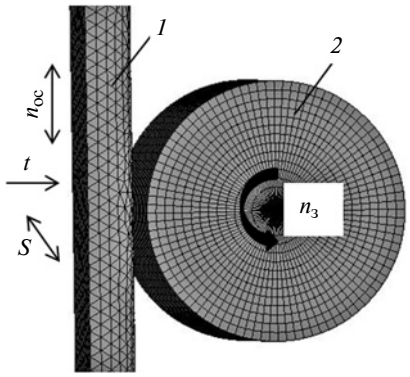


Рис. 3. Конечно-элементное моделирование осциллирующего выглаживания цилиндрических деталей:
1 — деформирующий инструмент; *2* — обрабатываемая заготовка

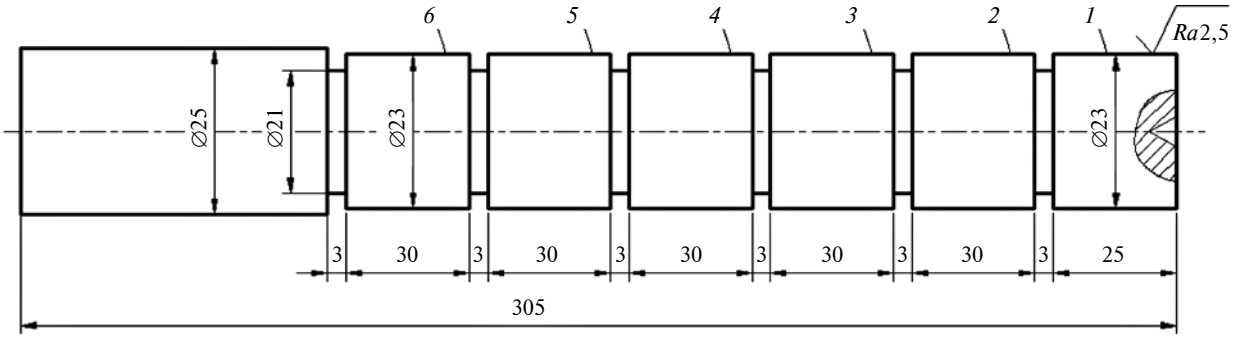


Рис. 4. Опытный образец для определения ОН после осциллирующего выглаживания

тикальное движение ($n_{ос}$) относительно оси заготовки и перемещается вдоль оси в направлении подачи S, а также прижимается к вращающейся с частотой $n_з$ обрабатываемой заготовке.

Параметры моделирования:

конечно-элементная форма — гексаэдр, сгущение 1904 элемента, 9966 узлов;

коэффициент трения в контакте $f = 0{,}1$;

граничные условия: фиксирование продольной оси заготовки;

режим обработки: частота вращения заготовки $n_з$, мин$^{-1}$; угол наклона инструмента α°; частота осцилляции инструмента $n_{ос}$, дв. ход/мин; натяг t, мм; амплитуда осцилляции деформирующего инструмента e, мм; подача инструмента S, мм/об.

Результаты компьютерного моделирования оценивали по данным экспериментов.

Для определения влияния параметров осциллирующего выглаживания на ОН в упрочненных деталях изготовили цилиндрические образцы из стали 45 диаметром 23 мм (рис. 4). Образцы разделили канавками на пять участков, каждый из которых упрочнялся с разными режимами обработки. Образец: форма поверхности — цилиндрическая, материал — упругопластическая упрочняющаяся сталь 45; индентор: пластина с рабочей поверхностью с радиусом скругления $r = 4$ мм, материал — твердый сплав ВК8. Базовые режимы осциллирующего выглаживания: $n_з = 100$ мин$^{-1}$; $\alpha = 0°$; $n_{ос} = 0$ дв. ход/мин; $t = 0{,}1$ мм; $e = 30$ мм; $S = 0{,}14$ мм/об.

Остаточные напряжения измеряли прибором Xstress 3000 G3/G3R. Режим измерения: хромовый анод, Kα-излучение, напряжение на рентгеновской трубке — 25 кВ, ток — 5,5 мА. Параметры прибора: коллиматор — 5 мм; угол дифракции — 156,4°; плоскость отражения — (311); число наклонов — 8, отклонение наклона (осцилляция) ±5°; время экспозиции — 5 с. Напряжения измеряли при двух положениях гониометра: $\varphi = 0°$ (вдоль образца) и $\varphi = 90°$ (поперек образца). Нормальные напряжения определяли одним из стандартных способов обсчета пиков Peakfit, предлагаемым программным обеспечением прибора. Для автоматизированного расчета напряжений вводили параметры материала: модуль Юнга $E = 210$ ГПа и коэффициент Пуассона $\mu = 0{,}3$.

Рассмотрим влияние параметров осциллирующего выглаживания на ОН в цилиндрических деталях при изменении одного из приведенных базовых параметров режима.

Влияние подачи рабочего инструмента. При обработке подачу S инструмента изменяли от 0,07 до 0,3 мм/об. На рис. 5 для примера приведены поля распределения ОН по поперечному сечению цилиндра при $S = 0{,}11$ мм/об, а на рис. 6 приведено распределение ОН осевых (σ_z) и тангенциальных (σ_φ), по сечению r цилиндра.

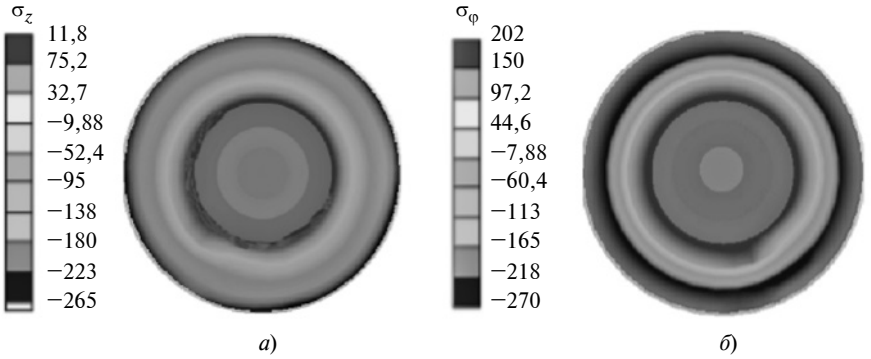


Рис. 5. Поля распределения ОН осевых σ_z (*а*) и тангенциальных σ_φ (*б*) при осциллирующем выглаживании

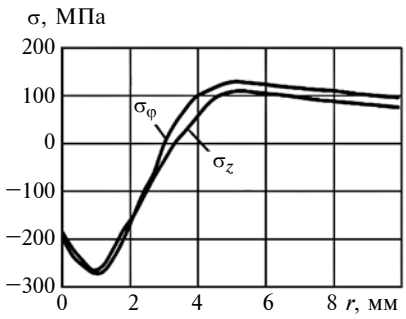


Рис. 6. Распределение ОН осевых σ_z и тангенциальных σ_φ по сечению цилиндра

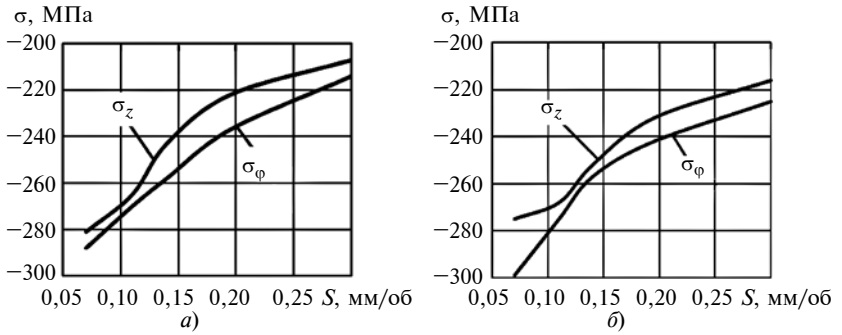


Рис. 7. Зависимости ОН σ от подачи *S* рабочего инструмента, полученные при моделировании (*а*) и экспериментально (*б*)

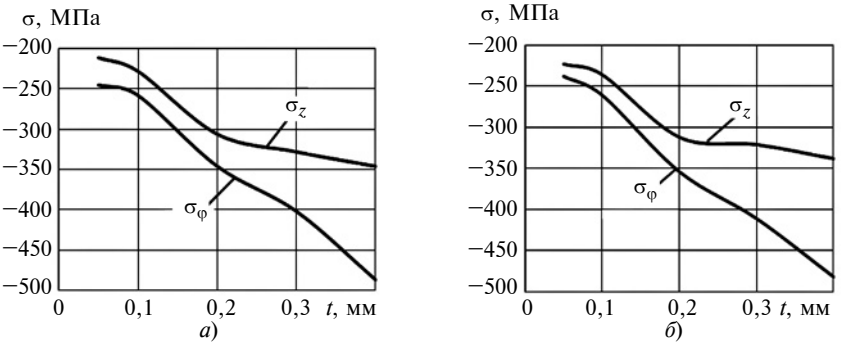


Рис. 8. Зависимости ОН σ от натяга *t*, полученные при моделировании (*а*) и экспериментально (*б*)

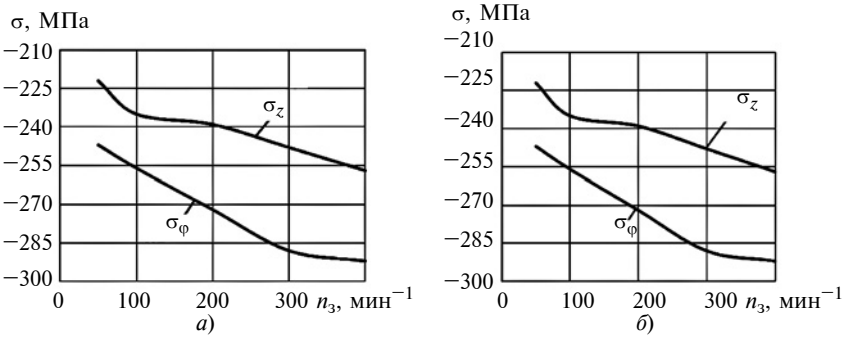


Рис. 9. Зависимости ОН σ от частоты $n_з$ вращения заготовки, полученные при моделировании (*а*) и экспериментально (*б*)

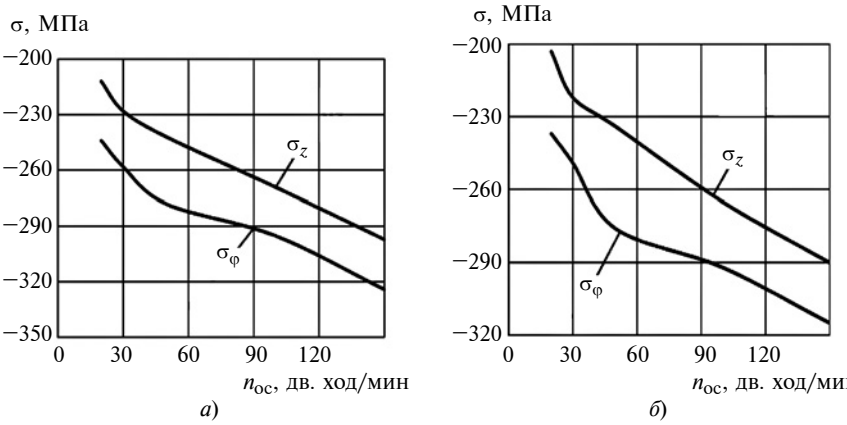


Рис. 10. Зависимости ОН σ от частоты $n_{ос}$ осцилляции рабочего инструмента, полученные при моделировании (*а*) и экспериментально (*б*)

При осциллирующем выглаживании формируются ОН сжатия в поверхностном слое и ОН растяжения в центральной зоне. Максимальные ОН сжатия наблюдаются на расстоянии 1,0÷1,2 мм от цилиндрической поверхности заготовки, а максимальные ОН растяжения формируются в зоне на расстоянии 5÷6 мм от оси цилиндра. Осевые и тангенциальные напряжения по величине приблизительно равны, т. е. $\sigma_z \approx \sigma_\varphi$. На рис. 7 приведены зависимости ОН σ в поверхностном слое от подачи *S* рабочего инструмента. При увеличении подачи инструмента с 0,07 до 0,3 мм/об ОН сжатия уменьшаются на 25÷28 %.

Влияние натяга. При обработке величину натяга *t* изменяли от 0,05 до 0,4 мм. На рис. 8 приведены зависимости ОН σ в поверхностном слое от натяга *t*. При увеличении натяга с 0,05 до 0,4 мм осевые ОН сжатия увеличиваются на 62 %, а тангенциальные — на 98 %. Натяг является эффективным параметром обработки, влияющим на формирование сжимающих ОН.

Влияние частоты вращения заготовки. При обработке частоту $n_з$ вращения заготовки изменяли от 50 до 400 мин$^{-1}$. На рис. 9 приведены зависимости ОН σ в поверхностном слое от частоты вращения заготовки, при увеличении которой с 50 до 400 мин$^{-1}$ ОН сжатия увеличиваются на 23÷25 %.

Влияние частоты осцилляции рабочего инструмента. На рис. 10 приведены зависимости ОН σ в поверхностном слое от частоты $n_{ос}$ осцилляции рабочего инструмента, при увеличении которой с 20 до 150 дв. ход/мин ОН сжатия увеличиваются на 30÷40 %.

Влияние угла наклона рабочего инструмента. При обработке угол α наклона инструмента изменяли от −20 до +20°. На рис. 11 приведены зависимости ОН σ от угла α наклона рабочего инструмента. При изменении угла α против часовой стрелки осевые ОН

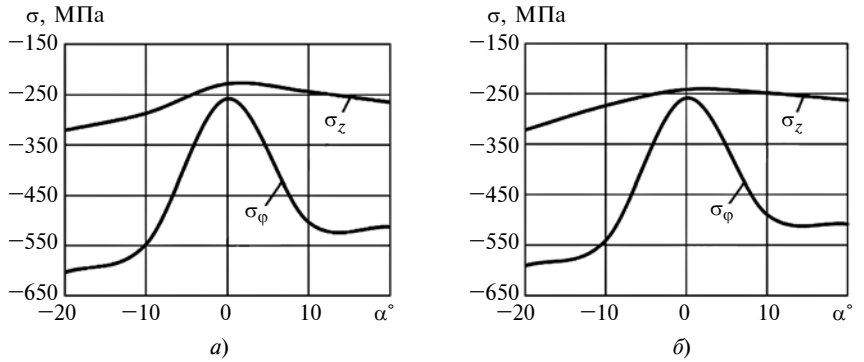


Рис. 11. Зависимости ОН σ от угла α наклона рабочего инструмента, полученные при моделировании (*а*) и экспериментально (*б*)

сжатия увеличиваются на 41 %, а тангенциальные — на 131 %. При изменении угла α по часовой стрелке осевые ОН сжатия также увеличиваются только на 16 %, а тангенциальные — на 98 %.

Отметим, что положительное направление рабочего инструмента совпадает с направлением подачи, а отрицательное — противоположно подачи. Это позволяет объяснить некоторую разницу в величинах ОН при изменении положения рабочего инструмента.

Результаты экспериментального определения ОН при осциллирующем выглаживании убедительно подтверждают результаты компьютерного моделирования (расхождение результатов 6÷9 %).

Исследования хорошо согласуются с физическими закономерностями образования ОН при упругопластическом деформировании: чем больше пластическая деформация, тем больше остаточные напряжения сжатия.

Вывод

Установлено, что при осциллирующем выглаживании формируются ОН сжатия в поверхностном слое и ОН растяжения в центральной зоне цилиндра.

Экспериментальные исследования и численные расчеты показали, что для повышения ОН сжатия в поверхностных слоях при осциллирующем выглаживании необходимо уменьшать подачу и увеличивать натяг, частоту вращения заготовки, частоту осцилляции рабочего инструмента, который необходимо поворачивать против направления подачи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Зайдес С. А., Нгуен Ван Хинь.** Влияние параметров осциллирующего выглаживания на шероховатость упрочненных поверхностей // Вестник ИрГТУ. 2017. № 4. С. 22—29.

2. **Поляк М. С.** Технология упрочнения. Техно. методы упрочнения. В 2 т. Т. 2. М.: Л. В. М.-СКРИПТ; Машиностроение, 1995. 688 с.

3. **Папшев Д. Д.** Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1987. 152 с.

4. **Блюменштейн В. Ю., Смелянский В. М.** Механика технологического наследования на стадиях обработки и эксплуатации деталей машин. М.: Машиностроение-1, 2007. 400 с.

5. **Емельянов В. И.** Правка деталей машин поверхностным пластическим деформированием: Новгород: НовГУ, 1996. 127 с.

6. **Суслов А. Г.** Качество поверхностного слоя деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 320 с.

7. **Зайдес С. А.** Остаточные напряжения и качество калиброванного металла. Иркутск: Изд-во ИГУ, 1992. 200 с.

8. **Вишняков Я. Д., Пискарев В. Д.** Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах. М.: Металлургия, 1989. 97 с.

9. **Соколов И. А., Уральский В. И.** Остаточные напряжения и качество металлопродукции. М.: Металлургия, 1981. 288 с.

10. **Остаточные** напряжения в профилях и способы их снижения / А. Н. Скороходов, Е. Г. Зудов, А. А. Киричков, Ю. П. Петренко. М.: Металлургия, 1985. 185 с.

11. **Шнейдер Ю. Г.** Технология финишной обработки давлением: Справочник. СПб.: Политехника, 1988. 414 с.

12. **Деформирующая** обработка валов: Монография / С. А. Зайдес, В. Н. Емельянов, М. Е. Попов и др. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2013. 452 с.

13. **Пат. 2626522 Рос. Федерация:** МПК B24B 39/04. Устройство для поверхностного пластического деформирования.

14. **Баков К. А.** ANSYS: Справочник пользователя. М.: ДМК Пресс, 2005. 640 с.

15. **Инженерный** анализ в Ansys Workbench. Часть 1 / В. А. Бруяка, В. Г. Фокин, Е. А. Солдусова и др. Самара: Самарский ГТУ, 2010. 271 с.

16. **Chen Xiaolin, Liu Yiijun.** Finite Element Modeling and Simulation with ANSYS Workbench: CRC Press, 2014. 411 p.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

УДК 621.951

С. В. КИРСАНОВ, д-р техн. наук, Р. С. ЦЫГАНКОВ (Томский политехнический университет),
e-mail: tsygankovrs@tpu.ru

Исследование процесса врезания ружейных сверл при сверлении глубоких отверстий на многооперационных станках[1]

Исследован процесс сверления глубоких отверстий ружейными сверлами с целью обоснования параметров направляющего отверстия и способа его получения. Установлено, что скорость изменения силовой нагрузки на инструмент изменяется пропорционально изменению активной длине главной режущей кромки. Предложено для оценки плавности врезания сверл использовать скорость изменения нагрузки на инструмент.

Ключевые слова: ружейное сверло, направляющее отверстие, плавность врезания, длина главной режущей кромки, силовая нагрузка.

The process of drilling deep holes by gun drills was studied with the purpose of substantiating the parameters of the guide hole and the method of its obtaining. It is determined, that the rate of change of the force load on the tool varies in proportion to the change in the active length of the main cutting edge. It is suggested to use the rate of change of load on the tool to assess the smoothness of drill insertion.

Keywords: gun drill, guide hole, smoothness of plunging, length of main cutting edge, force load.

При врезании ружейного сверла в заготовку из-за эксцентричного расположения главной режущей кромки необходима радиальная опора для инструмента. На станках глубокого сверления данная опора обеспечивается кондукторной втулкой, а на многооперационных станках — направляющим отверстием (рис. 1).

Направляющие отверстия выполняют следующим сверлением: специальными спиральными сверлами; спиральными сверлами с последующим фрезерованием концевой фрезой методом круговой интерполяции; спиральными сверлами с последующим растачиванием; спиральными сверлами с последующим развертыванием и др.

В зависимости от способа получения направляющего отверстия угол профиля его дна может иметь значения ψ = 120; 140; 160; 180°; у стандартных ружейных сверл угол φ в плане наружный и угол φ_1 в плане внутренней части главной режущей кромки могут иметь следующие соотношения значений (градусы): φ/φ_1 = 40/30; 30/20; 20/15. При этом смещение вершины сверла будет составлять $m = 0{,}25d$ (d — диаметр сверла) [1]. Тогда в зависимости от сочетания указанных выше параметров при врезании силовая нагрузка может слишком быстро увеличиваться, и это будет снижать стойкость инструмента, особенно при сверлении труднообрабатываемых материалов.

Для того чтобы обоснованно назначать угол ψ и способ получения направляющего отверстия, обеспечивая тем самым высокую стойкость режущего инструмента, необходим критерий плавности увеличения нагрузки при врезании ружейного сверла.

В работе [2] в качестве данного критерия предлагается использовать коэффициент врезания, т. е. отношение времени врезания наружной части главной режущей кромки к времени полного врезания последней. Однако этот критерий безразмерный, поэтому было предложено для этих целей использовать скорость изменения силовой нагрузки (СИСН) на ружейное сверло при врезании. Заметим, что, чем меньше данная скорость, тем выше плавность

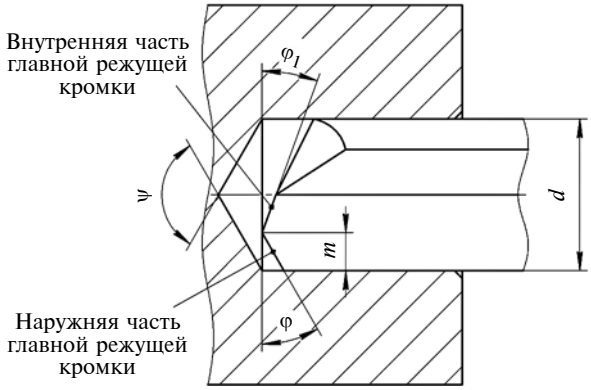


Рис. 1. Схема врезания ружейного сверла на многооперационном станке

[1] Исследование проводили в Томском политехническом университете в рамках гранта "Программы повышения конкурентоспособности Томского политехнического университета".

врезания и, следовательно, выше стойкость инструмента.

Наиболее просто СИСН можно определить как производную функции одной переменной: $L_а = f'(L_в)$, где $L_а$ — активная длина главной режущей кромки (часть главной режущей кромки, в данный момент соприкасающаяся с заготовкой, срезая стружку); $L_в$ — глубина врезания ружейного сверла.

В декартовых координатах данная функция будет иметь вид: $f'(L_в) = \mathrm{tg}\alpha$, где α — угол между осью $L_в$ и касательной к кривой в данной ее точке, отсчитываемый от положительного направления оси $L_в$ против часовой стрелки. При этом чем меньше угол α, тем меньше СИСН и выше плавность врезания инструмента. Данная формула верна только в том случае, если по абсциссе и ординате равные масштабы.

Использование активной длины главной режущей кромки объясняется тем, что при постоянной подаче (постоянной толщине срезаемого слоя) и постоянной удельной нагрузке увеличение длины ее активной части приводит к пропорциональному увеличению силовой нагрузки на инструмент [3].

На рис. 2 представлены четыре варианта врезания ружейных сверл.

Значение $L_а$ рассчитываем по разным формулам в зависимости от соотношения параметров φ, φ_1, ψ и m:

1) при $\psi = 180°$ по формуле

$$L_а = \frac{L_в}{\sin\varphi} + \frac{L_в}{\sin\varphi_1};$$

2) при $\psi < 180°$ по формуле

$$L_а = \frac{L_в \sin\psi/2}{\cos[180-(\varphi+\psi/2)]} + \frac{L_в \sin\psi/2}{\cos(\psi/2-\varphi_1)};$$

3) при $\psi < 180°$ и $\varphi = (180 - \psi)/2$ по формуле

$$L_а = \frac{m}{\cos\varphi} + \frac{L_в \cos\varphi}{\sin(\varphi+\varphi_1)};$$

4) при $\psi < 180°$, $\varphi < (180 - \psi)/2$, $x = m(\mathrm{ctg}(\psi/2) - \mathrm{tg}\varphi)$ по формулам:

$$L_а = m'/\cos\varphi \ (m' < m) \text{ при } L_в < x;$$

$$L_а = m/\cos\varphi \text{ при } L_в = x;$$

$$L_а = \frac{m}{\cos\varphi} + \frac{L_в \sin\psi/2}{\sin[\varphi_1+(90-\psi/2)]} - m(\mathrm{ctg}\psi/2 - \mathrm{tg}\varphi)\frac{\sin\psi/2}{\sin[\varphi_1+(90-\psi/2)]} \text{ при } L_в > x.$$

Анализ значений $\mathrm{tg}\alpha$ (табл. 1) показал, что ружейные сверла при $\varphi/\varphi_1 = 40/30$ и $30/20$ наиболее

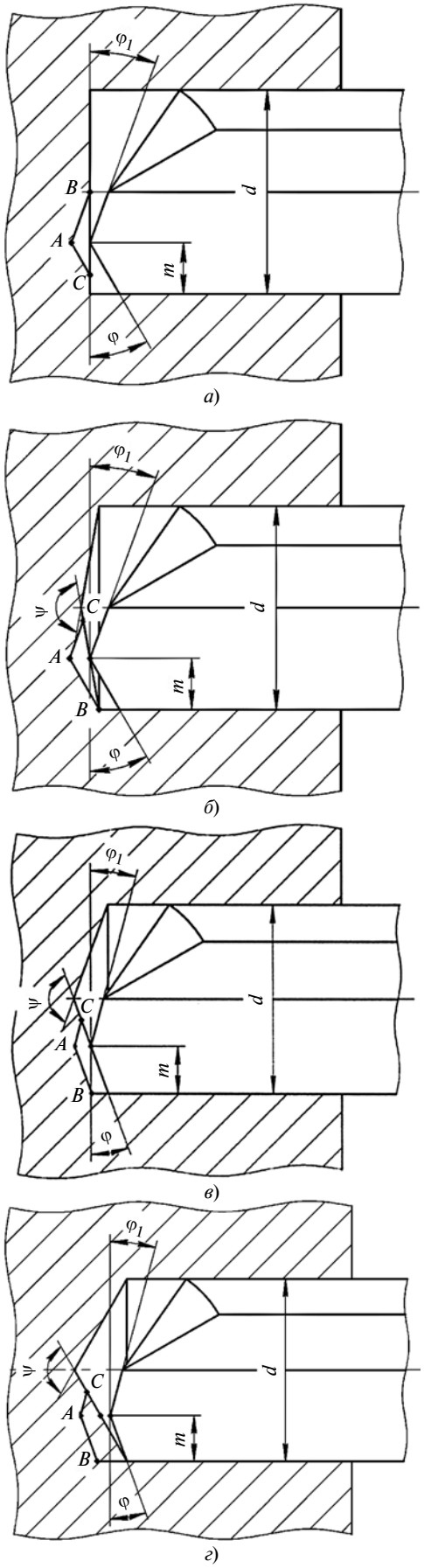


Рис. 2. Варианты 1 (*а*), 2 (*б*), 3 (*в*), 4 (*г*) врезания ружейных сверл

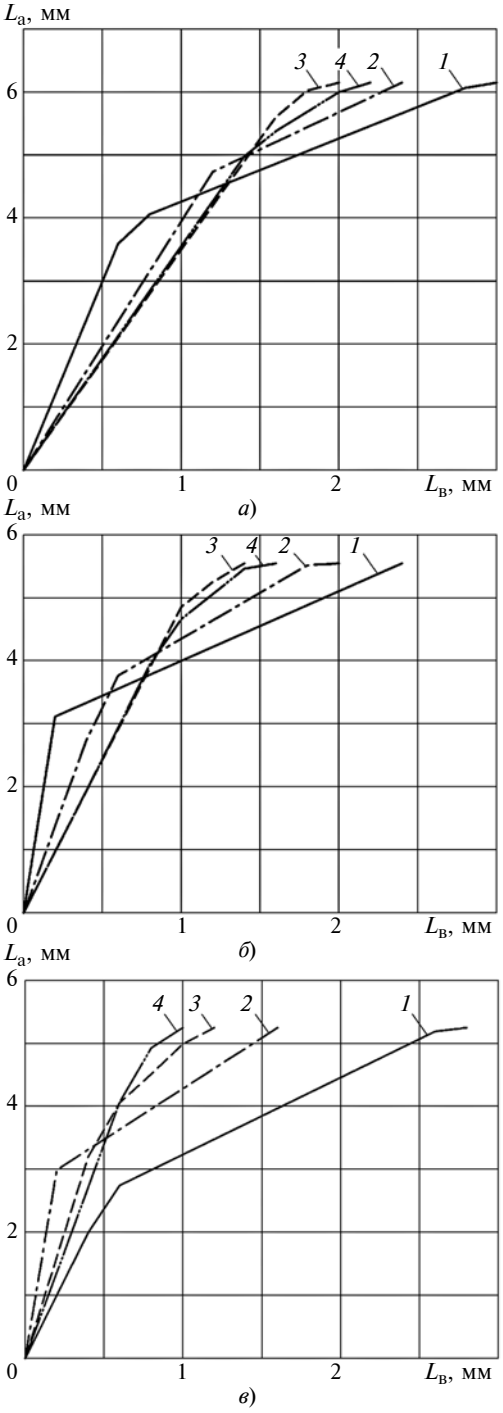


Рис. 3. Зависимости изменения длины $L_а$ от глубины врезания $L_в$ и соотношений углов φ/φ_1 = 40/30 (*а*); 30/20 (*б*); 20/15 (*в*) при ψ = 120 (*1*); 140 (*2*); 160 (*3*) и 180° (*4*)

плавно врезаются в направляющие отверстия с углами ψ = 160 и 180°, менее плавно — при ψ = 120°. При φ/φ_1 = 20/15 наиболее плавно сверла врезаются в направляющие отверстия с углами ψ = 120 и 180°, менее плавно — при ψ = 140 °.

Зависимости изменения длины $L_а$ главной режущей кромки от глубины врезания $L_в$ и соотношений углов φ/φ_1 при разных ψ представлены на рис. 3.

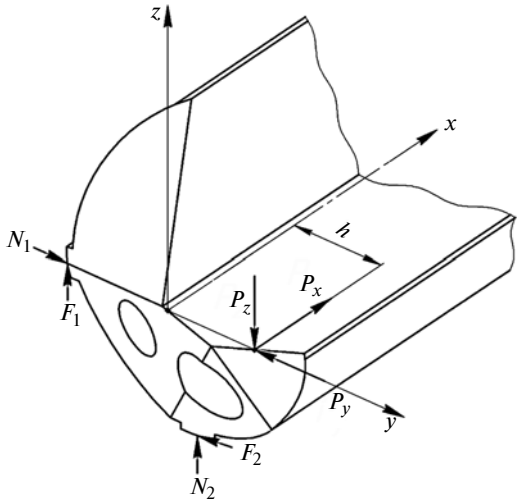


Рис. 4. Система сил, действующих на ружейное сверло

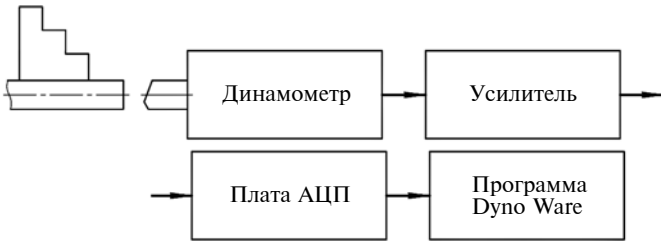


Рис. 5. Схема подключения динамометра при измерении составляющих силы резания

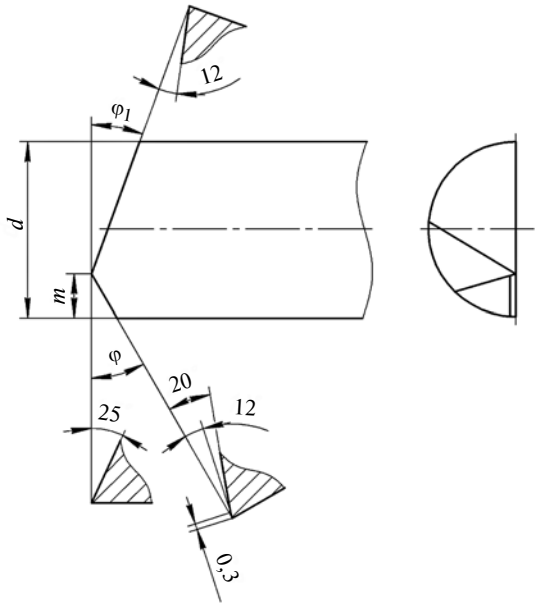


Рис. 6. Параметры режущей части резца (модели) ружейного сверла

Таблица 1

Значения tgα при m = 0,25d и разных значениях углов φ, φ_1 и ψ

φ/φ_1, градусы	ψ, градусы			
	120	140	160	180
40/30	5,988	3,974	3,507	3,555
30/20	∞	6,875	4,850	4,924
20/15	4,987	∞	8,000	6,788

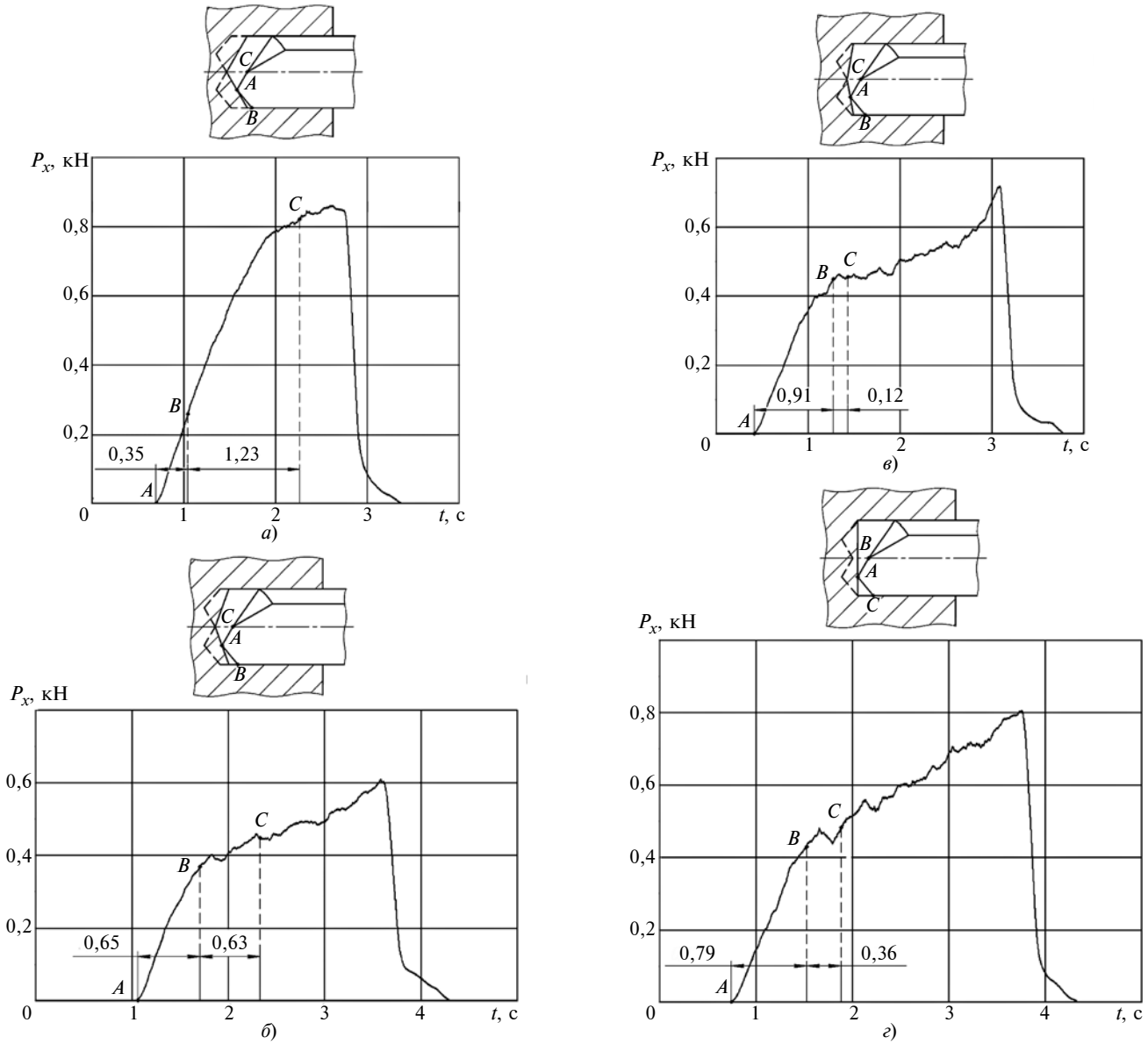


Рис. 7. Зависимости изменения составляющей P_x силы резания при врезании ружейного сверла с углами φ/φ_1 = 40/30:

а — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,71 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,46 кН/с, ψ = 120°; *б* — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,57 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,13 кН/с, ψ = 140°; *в* — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,49 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,08 кН/с, ψ = 160°; *г* — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,54 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,14 кН/с, ψ = 180°

Теоретические исследования скорости увеличения нагрузки при врезании ружейного сверла проверили экспериментально моделированием данного процесса на токарно-винторезном станке V-Turn 410 (фирма Knuth, Германия). В качестве инструмента использовали цельнотвердосплавные резцы диаметром 10 мм, геометрические параметры режущих частей которых полностью соответствовали геометрическим параметрам режущих частей стандартных ружейных сверл. Составляющие силы резания (рис. 4) измеряли трехкомпонентным динамометром 9257BA (фирма Kistler, Швейцария) [4, 5]. Обрабатываемый материал — сталь 45 (ГОСТ 1050—2013). Резание осуществляли с использованием смазочно-охлаждающей жидкости (7 %-й водный раствор концентрата EcoCool Soluble 20, Fuchs, Германия). Режим резания: скорость резания 80 м/мин; подача 0,05 мм/об.

На рис. 5 показана схема подключения динамометра при измерении составляющих силы резания, а на рис. 6 — параметры режущей части резца (модели).

Было установлено, что для всех сочетаний параметров φ, φ_1, ψ, m закон изменения составляющих P_z, P_x, P_y силы резания одинаковый, поэтому рассматривали только изменение наибольшей по абсолютной величине составляющей P_x (рис. 7—9).

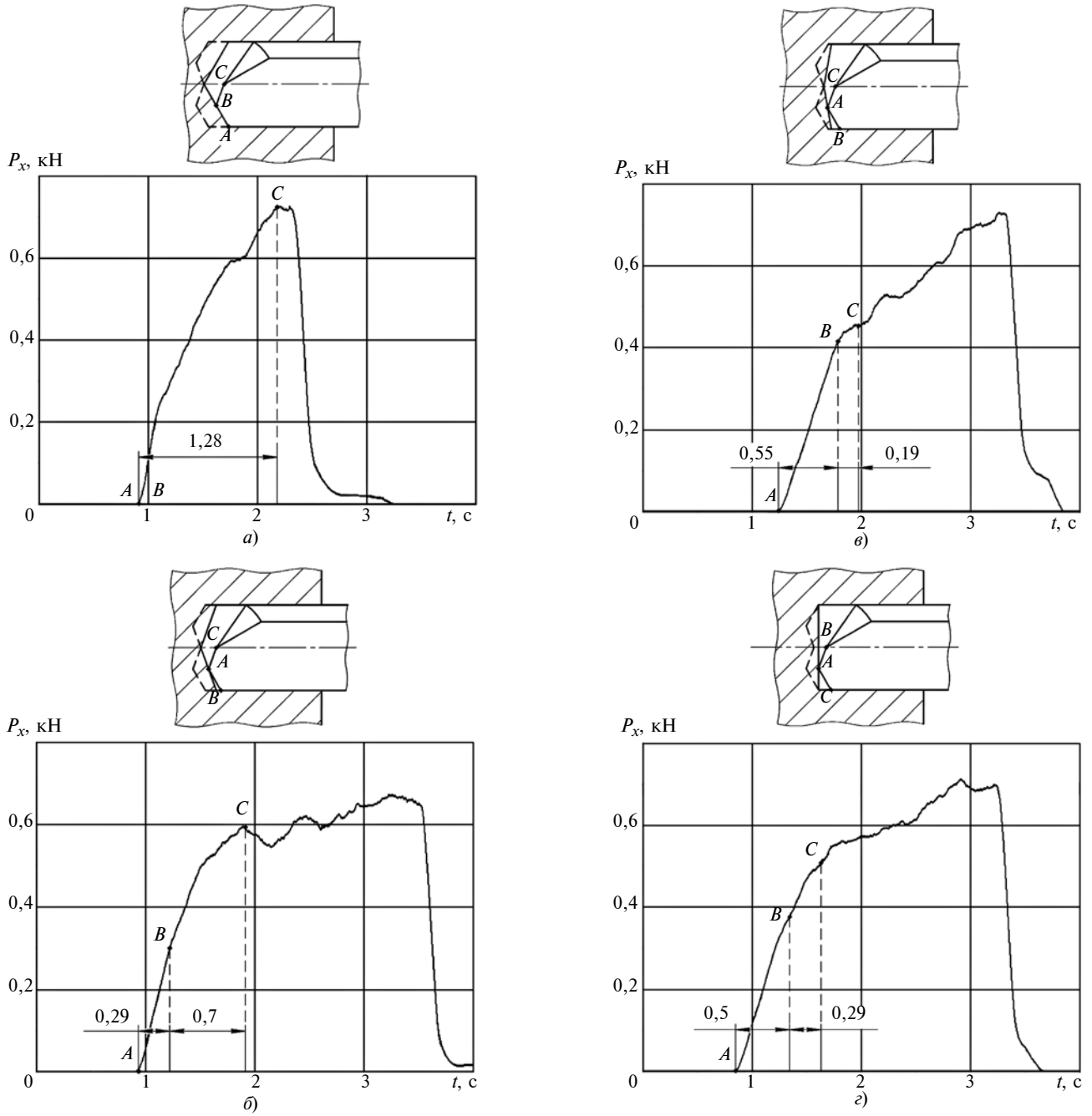


Рис. 8. Зависимости изменения составляющей P_x силы резания при врезании ружейного сверла с углами φ/φ_1 = 30/20:

а — $v_{P_x}^{AB} = \infty$, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,56 кН/с, ψ = 120°; *б* — $v_{P_x}^{AB}$ = 1,03 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,41 кН/с, ψ = 140°; *в* — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,76 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,21 кН/с, ψ = 160°; *г* — $v_{P_x}^{AB}$ = 0,76 кН/с, $v_{P_x}^{BC}$ = 0,45 кН/с, ψ = 180°

Наибольшая скорость v_{P_x} изменения составляющей P_x чаще всего имеет место при врезании наружной части главной режущей кромки. При врезании внутренней части главной режущей кромки эта скорость, как правило, меньше, но не всегда. Поэтому дальше плавность врезания оценивали по максимальной скорости v_{P_x} изменения составляющей P_x (табл. 2).

Таблица 2

Значения скорости v_{P_x}, изменения составляющей силы резания при разных значениях углов φ, φ_1 и ψ, кН/с

φ/φ_1, градусы	ψ, градусы			
	120	140	160	180
40/30	0,71	0,57	0,49	0,54
30/20	∞	1,03	0,76	0,76
20/15	0,75	∞	1,27	0,84

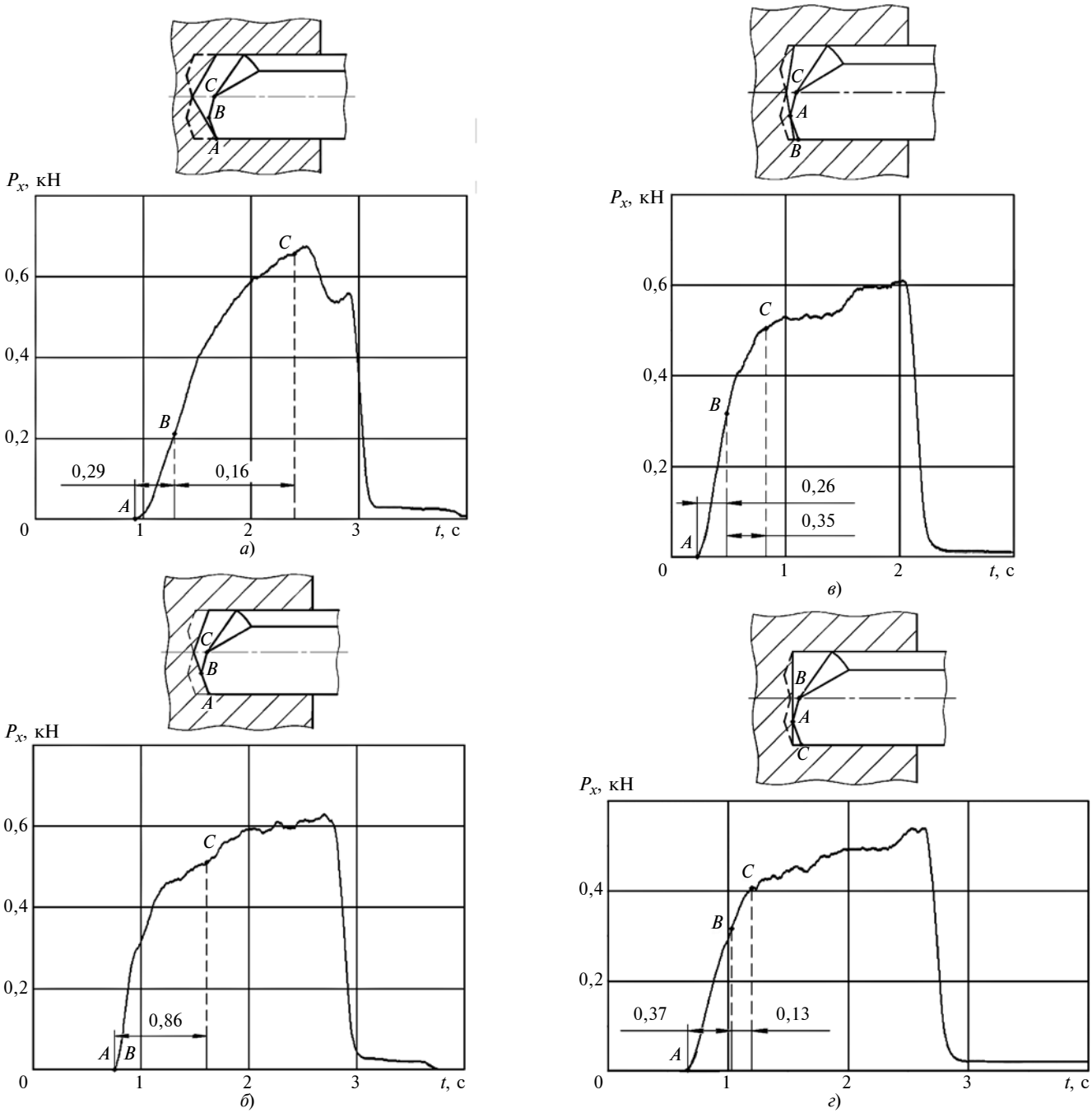


Рис. 9. Зависимости составляющей P_x силы резания при врезании ружейного сверла с углами φ/φ_1 = 20/15:

а — $\upsilon_{P_x}^{AB}$ = 0,75 кН/с, $\upsilon_{P_x}^{BC}$ = 0,40 кН/с, ψ = 120°; *б* — $\upsilon_{P_x}^{AB} = \infty$, $\upsilon_{P_x}^{BC}$ = 0,59 кН/с, ψ = 140°; *в* — $\upsilon_{P_x}^{AB}$ = 1,27 кН/с, $\upsilon_{P_x}^{BC}$ = 0,51 кН/с, ψ = 160°; *г* — $\upsilon_{P_x}^{AB}$ = 0,84 кН/с, $\upsilon_{P_x}^{BC}$ = 0,69 кН/с, ψ = 180°

Анализ данных табл. 1 и 2 показал полное совпадение результатов теоретического и экспериментального исследований.

Таким образом, было установлено, что в качестве критерия плавности врезания сверла следует использовать скорости изменения силовой нагрузки, которая пропорциональна активной длине главной режущей кромки.

Ружейные сверла с углами φ/φ_1 = 40/30; 30/20 наиболее плавно врезаются в направляющие отверстия с углами ψ = 160; 180°, и менее плавно — с углом ψ = 120°.

Сверла с углами φ/φ_1 = 20/15 наиболее плавно врезаются в направляющие отверстия с углами ψ = 120; 180°, и менее плавно — с углом ψ = 140°.

УДК 621.311:658.26

Г. Б. БУРДО, д-р техн. наук (Тверской ГТУ), e-mail: gbtms@yandex.ru

Повышение эффективности технической подготовки производства в многономенклатурном машиностроении[1]

Рассмотрен комплексный подход при решении задачи повышения конкурентоспособности продукции многономенклатурного машиностроительного производства. Доказано, что основной задачей машиностроительных производств является сокращение сроков вывода на рынок наукоемкой продукции надлежащего качества. Показано соответствие этапов жизненного цикла изделия и технической подготовки производства.

Даны конкретные рекомендации по обеспечению надлежащего качества продукции.

Ключевые слова: техническая подготовка производства, многономенклатурное машиностроительное производство, качество изделия, технологический процесс, управление производством.

The integrated approach is considered when solving the problem of increasing the competitiveness of products of multi-nomenclature machine-building production. It is proved, that the main problem of machine-building production is to shorten the timeframes for the introduction of science-intensive high-quality products to the market. The correspondence of the stages of the product life cycle and the technical preparation of production is shown. Specific recommendations for ensuring the proper quality of products are given.

Keywords: technical preparation of production, multi-nomenclature machine-building production, product quality, technological process, production management.

В XXI веке машиностроение претерпело серьезные структурные изменения, состоящие в том, что резко возросла доля единичного и мелкосерийного машиностроительных производств, являющихся по своей сути многономенклатурными машиностроительными производствами (ММП). Это определяется желанием потребителей иметь требуемый товар с определенными свойствами в нужное время. Кроме того, как правило, первые образцы наукоемкой, высокотехнологичной машиностроительной продукции выпускаются малыми партиями. ММП характеризуется большим числом одновременно находящихся в работе заказов, высокой динамичностью производственной ситуации в технологических подразделениях, постоянным (в течение календарного года) появлением новых контрактов по изготовляемым изделиям с жесткими сроками их завершения.

Сжатые сроки выпуска новой продукции и отсутствие современных инструментальных средств приводят к недостаточной эффективности выполнения проектов по созданию новой продукции (недостаточное качество изделий вследствие несовершенства конструкции, технологий их изготовления, некорректное управление). Все это в конечном итоге увеличивает длительность технической подготовки производства новой продукции и время ее изготовления.

В современном машиностроении успешность проекта по созданию новой продукции (т. е. конкурентоспособность продукции) во многом определяют следующие два фактора: качество нового изделия и сроки его появления на рынке. Не вдаваясь в проблему, как выявить требуемое потребителем качество изделия (это тема отдельного подробного разговора), отметим, что оно в большей степени определяется конструкцией изделия и реализуе-

[1] Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант 17-01-00566.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 72)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Обработка** глубоких отверстий в машиностроении: справочник / С. В. Кирсанов, В. А. Гречишников, С. Н. Григорьев, А. Г. Схиртладзе; под общ. ред. С. В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2010. 344 с.

2. **The Effects** of Pilot Hole Geometry on Tool-Work Engagement Efficacy in Deep Hole Drilling / Ch. Akshay, S. Malarvizhi, Keng Soon Woon an ot. // Procedia Manufacturing. V. XXX. 2015. P. 1—10.

3. **Родин П. Р.** Основы теории проектирования режущих инструментов. М., Киев: Машгиз, 1960. 160 с.

4. **Кирсанов С. В., Цыганков Р. С.** Экспериментальное определение составляющих силы резания, действующей на ружейное сверло // Справочник. Инженерный журнал. 2017. № 2. С. 26—28.

5. **Утенков В. М., Быков П. А.** Возможности использования динамометра Kistler для испытания металлорежущих станков // Инженерный вестник. 2012. № 10. С. 1—23.

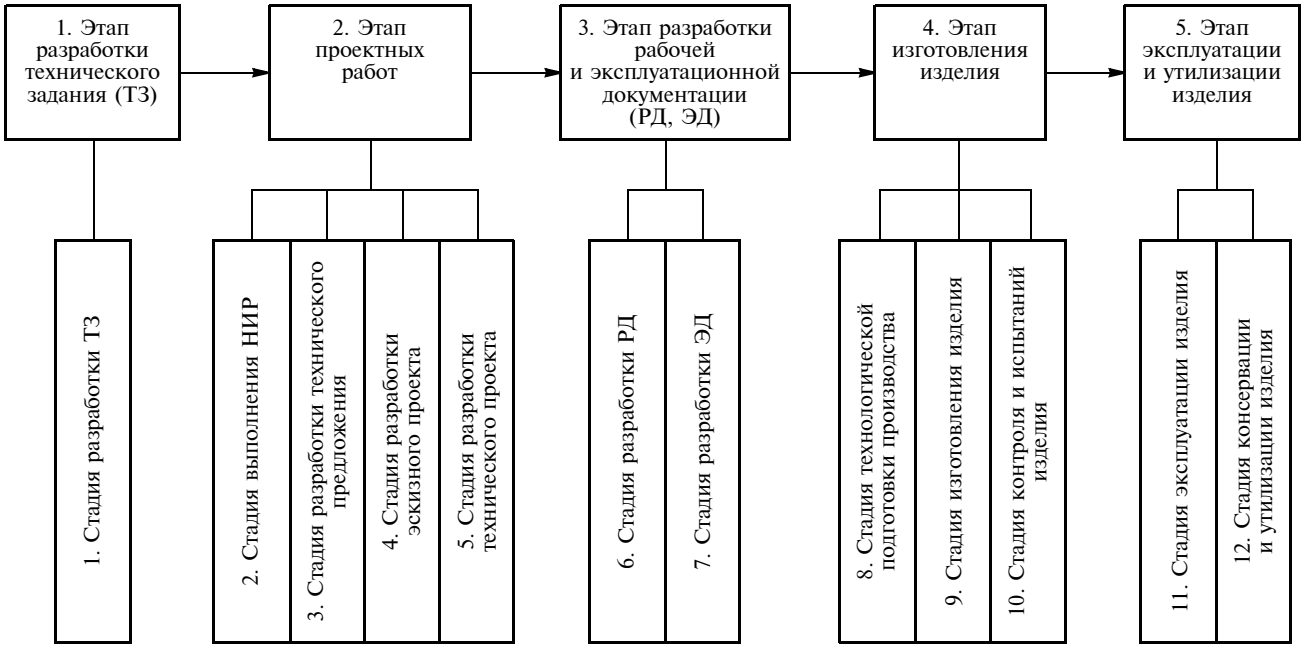


Рис. 1. Структура ЖЦИ новой продукции

мыми при его изготовлении технологиями. Сроки же выпуска изделий определяются совершенством системы планирования и управления.

Таким образом, актуальность научно-технической проблемы обеспечения в требуемые сроки выпуска машиностроительных изделий заданного качества не вызывает сомнений.

Жизненный цикл изделий и техническая подготовка производства

Проектирование и производство первых образцов новых изделий являются специфичной задачей по целому ряду причин: 1) особенность структуры жизненного цикла наукоемкой продукции [обязательное наличие этапов научно-исследовательских работ (НИР), малый период испытаний и опытной эксплуатации и т. д.]; 2) нечеткость критериев оценки показателей качества продукции; 3) наличие большого числа итерационных процедур.

Типовая структура жизненного цикла изделия (ЖЦИ) новой продукции, представленная на рис. 1, состоит из этапов 1—5, включающих в себя стадии 1—12.

Техническая подготовка производства (ТхПП), в частности машиностроительного, предусматривает следующие мероприятия (этапы):

1. Конструкторская подготовка производства (КПП): выполнение научно-исследовательских работ; проектирование и конструирование изделия.

2. Технологическая подготовка производства (ТПП): обеспечение технологичности изделия; разработка технологических процессов его изготовления; проектирование и изготовление средств технологического оснащения.

3. Планирование и управление производством (ПУ) при изготовлении изделия.

Как видим, КПП охватывает стадии 2—7 ЖЦИ (см. рис. 1). Поэтому совершенствование технической подготовки производства в полной мере отвечает задаче совершенствования процессов при создании новой продукции.

Как было указано выше, совершенство процессов следует оценивать с позиции качества выпускаемой продукции и оперативности ее вывода на рынок.

В данной статье приведены пути решения ряда задач, относящихся к указанной проблематике.

Управление качеством при технической подготовке производства

Общеметодологический подход

Говоря об управлении качеством, прежде всего следует исходить из понимания следующих моментов.

1. Управление качеством — это способ функционирования организации, т. е. процессы управления качеством должны сопровождать все процессы деятельности организации, влияющие на качество продукции. Это означает, что основополагающей целью современной развивающейся машиностроительной производственной системы должен быть выпуск изделий надлежащего качества, удовлетворяющих запросы потребителей при определенных (в том числе экономических) ограничениях, а не извлечение максимальной прибыли.

2. Качество продукции нельзя рассматривать в отрыве от процессов, осуществляемых в организации. Следует понимать, что речь идет об управ-

лении качеством продукции при выполнении каких-либо действий при ее производстве. Так как совокупность всех действий, проводимых на предприятии и необходимых для выпуска изделий, — это производственный процесс, то можно говорить об управлении качеством при процессах, выполняемых при ТхПП (как части производственного процесса) и необходимых для выпуска продукции. Следовательно, необходим переход к функциональному способу управления.

Выявление процессов при технической подготовке производства

Основой любой системы управления, в том числе и системы управления качеством при ТхПП, являются процессы. Если речь идет о внедрении процессного управления как о самоцели, то можно предположить лишь попытку некой оптимизации с не вполне понятными критериями, попытку упорядочить функции и исключить их дублирование. Больших выгод такой подход не принесет.

Внедряя процессное управление, необходимо четко понимать, чем мы хотим управлять. Без такой постановки задачи все сведется к некому "усовершенствованному" администрированию. Поэтому на практике процессное управление зачастую строится по видам деятельности организации (бухгалтерия, склад, производство, высшее звено управления организацией). В этом проявляется проблема, связанная с умением иерархически представить процессы организации, увязав их и по времени. Следует иметь в виду, что процессы не должны обязательно копировать административную структуру предприятия и что в один и тот же процесс могут быть вовлечены различные подразделения. Таким образом, необходимо разработать иерархическую систему процессов, что предполагает вхождение процессов низшего уровня в процессы высшего.

Следовательно, задача сводится к выявлению процессов, связанных с ТхПП как части производственного процесса организации. Основная ошибка при управлении качеством — учет только тех действий, которые в явном виде формируют качество изделия (так как получается, что управление качеством существует само по себе, как и другие процессы, выполняемые в организации).

В первую очередь, необходимо уяснить, какие действия (процессы), выполняемые при ТхПП, влияют на качество предполагаемого к выпуску изделия (действия первой группы). Понятно, что эти процессы не могут существовать сами по себе, поэтому следует выявить действия второй группы, непосредственно не влияющие на качество изделия, но необходимые для выполнения действий первой группы. К действиям первой группы при ТхПП изделий можно отнести, например, процессы конструкторской подготовки, технологической подготовки, изготовления, испытания и т. д., т. е. процессы, входящие в понятие ЖЦИ.

Действия второй группы — это транспортные работы, документооборот, управление финансами, заключение договоров и контрактов и т. д.

Следовательно, совокупность этих действий и будет составлять суть процессов при ТхПП.

Немаловажным является и определение ответственного за тот либо иной процесс. Сложность в том, что участвующие в процессе разные подразделения организации уже имеют своих руководителей. Как правило, руководить процессом должен наиболее осведомленный (досконально понимающий суть процесса) из руководителей участвующих подразделений. Задача руководителей других подразделений — наилучшим образом распределить исполнителей.

При этом получим логичное (к сожалению, не всегда принимаемое) распределение руководства по функциональному и административному признакам. Руководитель процесса низшего уровня функционально подчиняется руководителю процесса, в который входит данный процесс.

Установление критериев процессов при ТхПП

Имея иерархическую систему процессов, реализуемых при ТхПП, необходимо определить и систему критериев на каждом уровне иерархии, направленных на обеспечение качества изделия [1].

В любом случае критерии качества процессов при ТхПП должны опираться на информацию, имеющуюся в техническом задании (ТЗ) и дополняемую экспертами. Поэтому к самому ТЗ должны предъявляться требования по наличию конкретных параметров продукции, их допустимых интервалов, условий эксплуатации, требований по безопасности, эргономичности и т. д. Таким образом, ТЗ должно быть структурировано и конкретно. Другими словами, в ТЗ должна быть представлена модель качества изделия.

Однако критерии качества того или иного процесса ТхПП могут определяться не только моделью качества изделия, но и критериями качества самого процесса, если связь непосредственно с параметрами качества изделия не очевидна. Например, процессы при конструкторской подготовке производства зачастую непосредственно связаны с такими параметрами модели качества изделия, как производительность, мощность, коэффициент унификации и т. д., а процессы технологической подготовки производства влияют опосредованно. Они должны обеспечить разработку технологических процессов изготовления изделия, гарантирующих его соответствие конструкторской документации.

Для процессов приобретения сырья (см. рис. 1, этап ЖЦИ изготовление изделия) критерием, определяющим качество изделия, является качество сырья. Но в самом процессе приобретения сырья

немаловажной является возможность точного указания, какое именно сырье, каких параметров и у какого поставщика надо приобрести (дополнительные критерии качества).

Обязательными дополнительными критериями должны быть время и точность исполнения функций отдельных операций, входящих в процесс. Непростая задача, требующая серьезного исследования возможных некорректных и неадекватных действий. В общем виде требования к критериям качества при ТхПП можно сформулировать следующим образом.

1. Комплекс критериев качества должен соответствовать принципам серии стандартов ИСО 9000. Комплекс критериев качества при ТхПП является частью всей системы управления качеством предприятия, следовательно, должен соответствовать целям серии стандартов ИСО 9000 (преемственность систем).

2. Иерархия критериев качества должна соответствовать иерархии процессов ТхПП (исходя из принципа наследования производных систем).

3. Комплекс критериев должен быть понятным каждому участнику процессов ТхПП. Работнику предприятия должно быть понятно, какой именно результат работы от него ожидают, поэтому должна быть соблюдена определенная терминология.

4. Комплекс критериев должен давать возможность однозначного трактования. Недопустимо, чтобы критерии качества каждый работник предприятия понимал и применял по-своему, поэтому не должно быть избыточности информации.

5. Комплекс критериев должен быть адекватным оцениваемой технической системе и непротиворечивым. Критерии на всех этапах и уровнях ТхПП должны быть логически увязаны.

6. Число критериев должно быть минимальным и достаточным для объективной оценки качества изделия при ТхПП.

Число критериев не должно быть избыточным, так как большое число критериев затрудняет их восприятие. Более того, при охвате незначительных критериев возникает риск недооценки влияния наиболее важных критериев.

7. Комплексность критериев. Качество изделия следует оценивать в комплексе, т. е. оценивать его с позиций не только данного этапа ТхПП, но и последующих этапов.

8. Измеримость критериев. Для оценивания качества показатели изделия необходимо измерять. Измерения показателей изделия будут иметь как качественный, так и количественный характер.

9. Детализация критериев. При переходе на последующие стадии ТхПП критерии должны детализироваться, качественные критерии заменяться количественными.

Принятие решений по качеству при ТхПП

Как указывалось выше, все процессы, выполняемые при ТхПП, целесообразно разбить на две группы:

1. Процессы, непосредственно влияющие на качество изделия.

2. Процессы, непосредственно не влияющие на качество изделия, но необходимые для осуществления процессов первой группы.

С учетом этого наиболее целесообразен следующий способ организации оценки качества процессов ТхПП.

Для процессов первой группы, как для наиболее ответственных, необходимо вводить понятные шкалы, переводя качественные оценки в количественные путем привлечения экспертов. Для каждого процесса необходимо определить минимальную границу оценки, ниже которой процесс должен быть повторен заново. Имея оценки по каждому процессу, относимому к этапам ТхПП, необходимо получить взвешенную (комплексную) оценку совокупности процессов, непосредственно влияющих на качество товара. Очевидно, что при этом не обойтись без экспертных систем (не стоит опасаться подобных систем, так как в качестве экспертов выступают представители самой организации).

Для процессов второй группы вполне достаточен контроль руководителя подразделения, в рамках которого выполняются функции того или иного процесса на основе дополнительных критериев (время, точность выполнения функции и т. д.).

Сокращение временны́х затрат при технической подготовке производства

Совмещение времен при выполнении этапов технической подготовки производства

Как было определено ранее, фактор времени является вторым основополагающим моментом при выполнении ТхПП. Рассмотрим последовательность выполнения этих работ. Работы по технической подготовке производства, как правило, выполняют в такой последовательности: конструкторская подготовка, технологическая, организационно-экономическая подготовка [2, 3]. Однако этот порядок не вполне отвечает условиям многономенклатурного производства. Поэтому рассмотрим способы сокращения суммарной длительности ТхПП путем параллельного выполнения отдельных этапов технологической подготовки с работами по конструкторской подготовке производства, организационной подготовке и т. д.

Сначала определим методологию оценки временны́х затрат на примере исследования цикла работ по ТхПП и изготовлению изделий на протяжении выполнения одного запуска в изготовление нескольких заказов (заказ — это планово-учетная единица системы планирования производства,

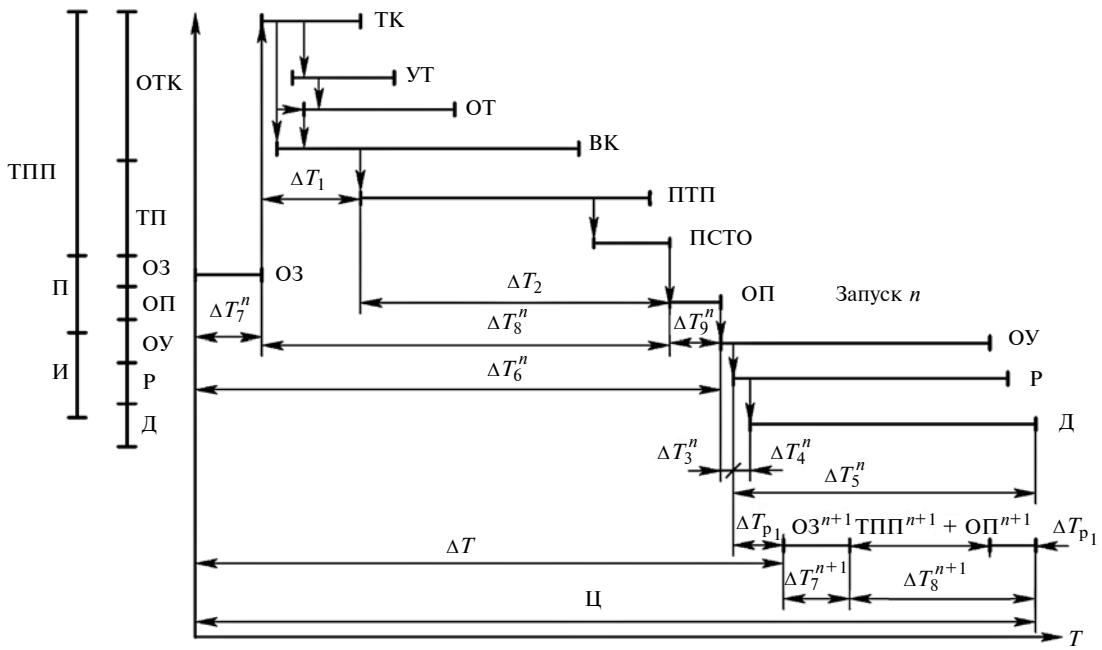


Рис. 2. Временны́е затраты при технической подготовке производства и изготовлении

включающая изделия одного наименования, изготовляемые в определенный календарный период). В ММП вследствие небольшой программы выпуска одновременно могут изготовляться несколько десятков заказов.

Цикл работы начинается с получения директивных указаний от системы управления организации (СУО) о номенклатуре и сроках изготовления изделий по рабочим чертежам, поступающим от конструкторских подразделений (рис. 2). Первым этапом рабочего цикла является предварительный отбор заказов (ОЗ) для выполнения (временна́я раскладка). Данных о станкоемкостях заказов пока нет, можно говорить только об оценках на основе конструктивно схожих изделий. Отбор заказов входит в этап планирования (П), его время ΔT_7. Параллельно следует выполнять технологическую подготовку производства (ТПП), включающую обеспечение технологичности конструкции (ОТК) изделия и технологическое проектирование (ТП).

Кроме приведенных выше на рис. 2 имеются обозначения: ОП — объемное планирование; ОУ — оперативное управление; Р — работа технологических подсистем; Д — диспетчирование; ТК — технологический контроль конструкторской документации; УТ — оценка уровня технологичности; ОТ — отработка конструкции на технологичность; ВК — внесение изменений в конструкцию; ПТП — проектирование технологических процессов; ПСТО — проектирование средств технологического оснащения.

Технологическое проектирование должно выполняться последовательно-параллельно с этапом ОТК. В ТП входят: 1) проектирование технологических процессов; 2) проектирование средств технологического оснащения. Временно́е отставание ΔT_1 от этапа ОЗ определяется готовностью конструкторской документации. В частности, при повторном изготовлении заказов по уже отработанным на технологичность чертежам ΔT_1 может быть очень мало, практически равно 0. Время ПСТО при повторном изготовлении приборов значительно меньше и тратится на вызов их из базы данных и корректировку, т. е. и величина ΔT_2 может быть небольшой. Работы по ПТП и ПСТО должны вестись последовательно-параллельно с целью сокращения их суммарной продолжительности.

Планирование (этап планирования и управления ТхПП, этап ЖЦИ изготовление) осуществляется вслед за этапом ТПП и продолжается работами по объемному планированию (ОП) на основании времен выполнения технологических операций. Уточняется возможность выполнения запланированных в ОЗ объемов работ исходя из мощностей технологических подразделений (ТхП). Далее следуют работы по изготовлению изделий, состоящие из следующих действий: 1) оперативное управление, заключающееся в построении календарного плана выполнения работ; 2) работа технологических подразделений, начинающаяся с некоторым отставанием ΔT_3, необходимым для составления календарного плана работ, длительность этапа Р — ΔT_5; 3) диспетчирование — отслеживание текущей ситуации в ТхП и внесение в нее корректив (отставание от начала работы на время ΔT_4 необходимо для оценки изменения в ТхП). Диспетчирование оканчивается одновременно с завершением работы ТхП.

Проанализируем соотношения времен по рис. 2. Простой оборудования в ТхП недопустим, поэтому интервал времени ΔT_6 от начала действий до окон-

чания ОП должен быть меньше, чем время ΔT_5 работы ТхП. Для сокращения суммарного времени предусматривается выполнение действий (работ) последовательно-параллельно. Резервные времена $\Delta T_{р1}$ и $\Delta T_{р2}$ служат для ликвидации непредвиденных ситуаций, выполнения внеплановых работ, работ подразделений организации по сопровождению в производстве управленческих и технологических решений. Поэтому смещение времени $\Delta T_с$ от начала действий по предшествующему запуску (n) до начала работы по следующему запуску ($n + 1$) определяется из условий:

$$\Delta T_с + \Delta T_7^{n+1} + \Delta T_6^{n+1} + \Delta T_{р2} \le \Delta T_5^n + \Delta T_6^n + \Delta T_3^n$$

$$\text{при } \Delta T_7^{n+1} + \Delta T_6^{n+1} + \Delta T_{р2} \le \Delta T_5 + \Delta T_3$$

или в более удобном виде:

$$\Delta T_с \le \Delta T_5 + \Delta T_6 + \Delta T_3 - \Delta T_7^{n+1} - \Delta T_6^{n+1}$$

$$\text{при } \Delta T_5^n \ge \Delta T_7^{n+1} + \Delta T_6^{n+1} + \Delta T_{р1} + \Delta T_{р2} - \Delta T_3^n. \quad (1)$$

Индексы n и $n + 1$ соответствуют порядковым номерам двух смежных запусков.

В тех случаях, когда имеется возможность совмещения времени ОЗ следующего ($n + 1$)-го запуска со временем работ по ТПП или временем ОП n-го запуска, время ΔT_7^{n+1} из формулы (1) исключается.

При возможности совмещения времен $\Delta T_{р1}$ и (или) $\Delta T_{р2}$ работ по сопровождению технологии n-го запуска и ликвидации непредвиденных ситуаций с временем ТПП ($n + 1$)-го запуска, они также исключаются из формулы (1).

Эти условия должны определять должную координацию работ по технологической подготовке производства с работами других подразделений:

$$\Delta T_с \le \Delta T_5^n + \Delta T_6^n + \Delta T_3^n - \Delta T_6^{n+1}$$

$$\text{при } \Delta T_5^n \ge \Delta T_6^{n+1} - \Delta T_3^n.$$

Время цикла (Ц) от момента ОЗ до окончания выпуска изделий в ТП определяет время работы производственной системы (ПС):

$$Ц = \Delta T_6^n + \Delta T_5^n + \Delta T_3^n + Р.$$

Учитывая, что ОЗ должно быть совмещено по времени с другими работами, и обозначив ΔT_8^n — длительность проведения ТПП, а ΔT_9^n — время ОП, получаем формулу

$$Ц = \Delta T_8^n + \Delta T_9^n + \Delta T_3^n + Р. \quad (2)$$

Формула (2) может видоизменяться в зависимости от имеющихся дополнительных возможных совмещений работ во времени. Длительность Ц цикла работ характеризует уровень организации процедур принятия решений при технической подготовке производства и изготовлении, а ΔT_8^n — время разработки технологических процессов и средств технологического оснащения. Некорректные процедуры при проектировании технологических процессов и составлении календарного плана приводят к увеличению ΔT_8^n и ΔT_3^n. Время ΔT_5^n характеризует работу ТхП по всем изделиям запуска, его величина свидетельствует об уровне организации работ; об эффективности алгоритмов управления и диспетчирования производством; об умении согласовывать во времени станочные, сборочные работы и работы, прерывающие технологические процессы механической обработки (сварка, термическая обработка и работы, выполняемые сторонними организациями). Анализ структуры временны́х затрат ΔT_5^n позволяет определять допускаемые значения времен их начала и окончания при планировании.

Применяя предложенную методологию, можно провести исследования временны́х затрат и возможностей их совмещения во времени для стыка этапов конструкторской и технологической подготовки производства [4], изготовления и испытания изделий, а также и внутри каждого из этапов.

Реализация концепции организационно-технологического проектирования при технологической подготовке производства

Традиционный подход к выполнению работ по ТПП, характерный для предприятий, выпускающих продукцию большими объемами при устоявшейся номенклатуре, зачастую переносится и на предприятия многономенклатурного машиностроения. Это перекладывает всю ответственность за выполнение планов на диспетчерские и производственные службы предприятия, что не вполне справедливо. К примеру, если использовать для одной и той же детали при проектировании технологических процессов (ТПр) различные принципы (дифференциация, концентрация), то получим решения, отличные по числу технологических операций, по экономическим показателям, по сложности диспетчирования. Если эти недочеты для предприятий других типов производств устраняли на этапе внедрения и доработки технологических процессов, то для ММП такой временной возможности не имеется. С другой стороны, текущая производственная ситуация в технологических подразделениях настолько подвижна, что необходим ее оперативный учет. К сожалению, и в технической, и в научной литературе обходят вниманием тот факт, что текущее состояние и изменения ПС должны находить отображение в видоизменении алгоритмов проектирования ТПр.

Большинством авторов [3, 5, 6 и др.] учет фактического состояния ПС сводится к корректировке баз данных (малодинамичный атрибут) и не учитываются организационные аспекты (высокодинамичный атрибут).

Это связано с тем, что задача проектирования технологических процессов не трактовалась как организационно-технологическая. В то же время различие конструкторско-технологических характеристик деталей, изготовляемых на предприятиях ММП, разнообразный состав оборудования и средств технологического оснащения, непредсказуемые состояния технологических подразделений по загрузке, фактической численности рабочих, появлению новых заказов и т. п. подводят нас к пониманию того, что проектирование ТПр является недостаточно формализованной, многовариантной организационно-технологической задачей, имеющей высокую степень информационной неопределенности.

Рассматриваемую концепцию организационно-технологического подхода к проектированию ТПр можно представить следующими принципами [7, 8]:

1. Учет текущей ситуации в производственных подразделениях по загрузке оборудования при проектировании технологических процессов.

2. Подчиненность целевой функции проектируемых технологических процессов целям, достигаемым фирмой при выполнении конкретного заказа.

3. Малая инерционность процессов технологической подготовки производства как части его технической подготовки.

4. Создание предпосылок для проектирования эффективных ТПр на стадии конструкторской подготовки производства.

5. Создание предпосылок для эффективного управления технологическими процессами на этапе их разработки.

Суть принципа 1 состоит в закреплении технологических операций за менее загруженными в настоящий момент рабочими местами. Это позволяет уменьшить время ожидания обработки (или исключить его), а следовательно, и общее время изготовления детали, а также сократить время принятия решений при управлении технологическими процессами.

Суть принципа 2 заключается в определении целевой функции (ЦФ) проектируемых для данного заказа технологических процессов. Авторы работ [3, 9, 10 и др.] традиционно считают, что ЦФ должна являться или минимизация технологической себестоимости ($C_{\min}$ — первая ЦФ), или максимизация штучной технологической производительности операции ($Q_{\max}$ — вторая ЦФ), что предполагает интенсификацию режимов обработки. Эта точка зрения справедлива при устоявшихся номенклатуре выпуска и циклах изготовления изделий, что не характерно для многономенклатурного машиностроения. В нем $C_{\min}$ может применяться тогда, когда имеется значительный резерв времени по технологическим циклам, а $Q_{\max}$ — когда применение целевой функции $C_{\min}$ вызывает незначительное отставание от графика выпуска.

Были выявлены еще две целевые функции — третья и четвертая. Рассмотрим их. Третья — комплексная безразмерная ЦФ:

$$F = (C_{\text{от}} + K/Q_{\text{от}}) \to \min, \qquad (3)$$

где $C_{\text{от}} = \dfrac{C, \text{ руб.}}{1 \text{ руб.}}$; $Q_{\text{от}} = \dfrac{Q, \text{ шт./мин}}{1 \text{ шт./мин}}$; C — технологическая себестоимость, руб.; K — коэффициент, принимающий значения из ряда 0,25; 0,5; 0,75; 1; 2; 3; 4; Q — производительность, шт./мин.

Функцию (3) следует применять в случае, когда реализация $C_{\min}$ приводит к отставанию от графика выпуска, а $Q_{\max}$ — к серьезному его опережению.

Четвертая целевая функция $T_{\text{ц.min}}$ — минимизация длительности технологического цикла. Различие между $Q_{\max}$ и $T_{\text{ц.min}}$ заключается в том, что $T_{\text{ц.min}}$ учитывает временны́е потери всех видов в технологическом процессе, а не только подготовительно-заключительное время в операции. Целевая функция $T_{\text{ц.min}}$ предусматривает интенсификацию режимов резания и выравнивание длительностей операций с целью организации поточного метода работы. Она применяется при необходимости срочного выполнения заказов, если $Q_{\max}$ не приводит к нужному результату.

Покажем модель производственной системы. Известны технические ограничения (ТО), накладываемые на технологический процесс [3, 10, 11].

Дополним их технико-экономическими ограничениями (ТЭО):

$$\text{ТЭО} = \{(C \le C_{\text{тр}}) \vee (T \le T_{\text{тр}}) \vee (Q \ge Q_{\text{тр}})\},$$

где "$\vee$" — знак дизъюнкции; $C_{\text{тр}}$, $Q_{\text{тр}}$ и $T_{\text{тр}}$ — требуемые величины соответственно технологической себестоимости, штучной производительности и времени технологического цикла выпуска изделий.

Первая часть ТЭО используется при второй, третьей и четвертой ЦФ, вторая — при первой, второй и третьей, третья — при первой и третьей. Поэтому технические ограничения, параметры текущего информационного состояния технологических подразделений ($\text{ТП}^{\text{т}}$), технико-экономические ограничения представляют модель ($M_{\text{ПС}}$) производственной системы, в рамках которой реализуется технологический процесс:

$$M_{\text{ПС}} = \{\text{ТО}, \text{ТП}^{\text{т}}, \text{ТЭО}\}.$$

Параметры $\text{ТП}^{\text{т}}$ — загрузка оборудования по типам (группам).

Выдерживание принципа позволяет управлять временными и денежными затратами при реализации технологических процессов в производственной системе предприятия.

Суть принципа 3 заключается в наличии оперативной информационной связи: а) между подразделениями, осуществляющими ТПП и системой управления технологическими процессами (данные по загруженности оборудования); б) меж-

ду подразделениями, осуществляющими ТПП и СУО (вид целевой функции заказа). Это позволяет сократить время ТПП.

Принцип 4 — создание предпосылок для проектирования эффективных ТПр — целесообразно осуществлять при управлении процессами конструкторской подготовки производства. С этой целью предусматриваются работы по конструкторско-технологической унификации конструкций изделий, что приводит к унификации и технологического проектирования. Реализация мероприятия сокращает временны́е затраты при конструкторской и технологической подготовке производства и позволяет реализовывать прогрессивные технологические и конструкторские решения.

Конструкторско-технологическая унификация (унификация конструкторских и технологических решений) выполняется на нескольких уровнях: от унификации конструкции деталей и технологических маршрутов их изготовления до унификации элементов отдельных поверхностей (модулей [12]) и технологических переходов по обработке поверхностей и элементов управляющих программ для станков с ЧПУ.

Принцип 5 — создание предпосылок для эффективного управления технологическими процессами на этапе их разработки означает подчиненность целей проектирования целям производственной системы организации (выравнивание длительности операций, рациональное закрепление операций за рабочими местами), что предотвращает появление "узких" мест в технологических подразделениях и удлинение цикла изготовления изделий.

Управление производственными мощностями

Весьма полезным может быть достижение пропорциональности производственных мощностей и ожидаемой станкоемкости (трудоемкости) выполняемых работ. Расчеты сводятся к определению необходимого количества оборудования основных механообрабатывающих подразделений по группам и типам. Данное мероприятие предотвращает появление в производстве "узких" мест и сокращает общее время изготовления изделий, оно выполняется на этапе планирования и управления осуществлением технической подготовки производства.

Интересен вопрос о коэффициенте загрузки рабочих мест (оборудования) по ходу основного деталепотока, для определения которого анализируют последовательность выполнения операций для различных деталей с точки зрения предшествования или следования одной операции за другой. Понятно, что для исключения "узких" мест в производстве загрузка на последующих участках должна быть меньше.

По этому вопросу можно дать следующие рекомендации. Коэффициент загрузки первого участка (по ходу деталепотока) рекомендуется принимать равным 0,80÷0,87. Данный уровень обеспечит возможность учета непредвиденных ситуаций и выполнение внеплановых заданий (изготовление технологической оснастки для своего предприятия, выполнение срочных мелких заказов и т. д.). Надо понимать, что речь идет о загрузке оборудования, а не рабочих. Их полная занятость в течение смены обеспечивается многостаночным обслуживанием. Для последующих по ходу деталепотока участков рекомендуется уменьшать плановую загрузку на 4÷6 %. Тем самым снимается проблема накапливания отставаний по срокам.

Применяя оборудование, следует учитывать, что в пределах одной группы оно должно иметь достаточно большие общие области по технологическим возможностям, что обеспечивает технологическую гибкость. В этом случае нет необходимости ожидать освобождения конкретного станка из группы, так как технологическую операцию можно выполнить на многих из них. Желательно иметь такую общность и в пределах нескольких групп.

Общие технологические возможности станков нескольких групп (станков в пределах группы) можно охарактеризовать мощностью пересечения:

$$M_{\text{п}} = \bigcap M_i,$$

где M_i — технологические возможности i-й группы станков (i-го станка группы); $\bigcap$ — знак логического пересечения.

Обобщенные технологические возможности $M_{\text{об}}$ включают в себя возможности всех станков различных групп (станков одной группы):

$$M_{\text{об}} = \bigcup M_i,$$

где $\bigcup$ — знак логического объединения.

Желательно, чтобы мощность пересечения стремилась к максимально возможной, в этом случае обеспечивается большая технологическая гибкость. На рис. 3 показан пример для станков токарных групп.

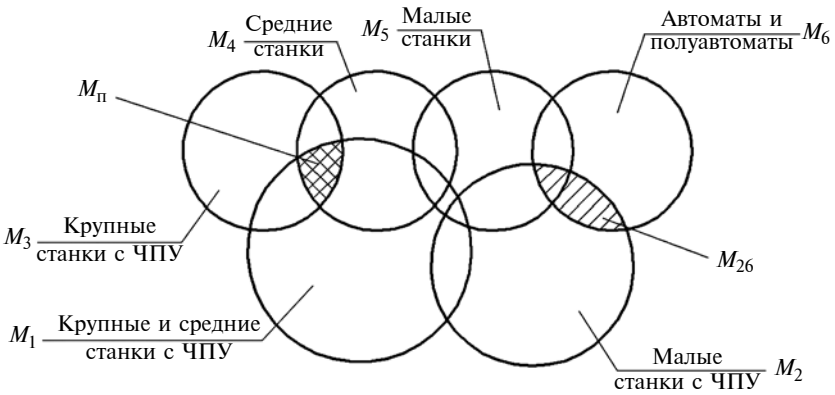


Рис. 3. Мощности обобщенных ($M_{\text{об}}$) и общих ($M_{\text{п}}$) технологических возможностей оборудования

Условия, необходимые для реализации предложений

Приведенные в статье основные технические способы повышения конкурентоспособности изделий многономенклатурного производства на этапе его технической подготовки вполне по силам большинству предприятий и соответствуют идеологии "бережливого производства" [13]. Однако важны определенные условия, направленные на эффективное осуществление проекта. К ним относятся:

1. Постоянный, итерационный характер работ. Это означает, что совершенствование технической подготовки производства — не разовое мероприятие, но постоянно действующий процесс.

2. Переподготовка цехового управленческого персонала (мастеров и руководителей диспетчерских служб). Основная цель переподготовки — развить навыки управления технологическими циклами и производственными мощностями. В многономенклатурном машиностроении роль этого персонала весьма высока, что предопределяет и возрастающие требования к их квалификации.

3. Переподготовка работников конструкторских подразделений, направленная на освоение ими базовых понятий по технологической подготовке производства, что сократит число ошибок и сроки проектирования изделий.

4. Переподготовка работников технологических служб, направленная на получение навыков: а) проектирования технологических процессов в соответствии с целевой функцией, а не на основе опыта; б) управления технологическими процессами.

5. Поэтапное внедрение информационно-интегрированных [14, 15] автоматизированных систем (проектирования технологических процессов, управления качеством, управления технологическими процессами), что значительно сократит инерционность принимаемых решений.

6. Понимание руководителями предприятий необходимости вкладывания денег не только в развитие производства, но и в повышение квалификации работников.

6. Выработка чувства общей ответственности за результат у всех участников процесса технической подготовки производства и изготовления изделий.

Заключение

Предложенные методики прошли опытную апробацию и поэтапное внедрение на предприятии, выпускающем наукоемкую продукцию широкой номенклатуры малыми партиями.

Получены убедительные результаты, подтверждающие правомочность предлагаемых подходов.

Указанные в работе задачи предусматривают изменение способов работы работников не только среднего звена, но и руководящего (директората) предприятий. В связи с этим их эффективное решение зачастую во многом зависит от воли руководителя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бурдо Г. Б., Семенов Н. А., Сорокин А. Ю.** Модель автоматизированной системы управления качеством в многономенклатурном машиностроительном производстве // Программные продукты и системы. 2013. № 4. С. 46—59.

2. **Маталин А. А.** Технология машиностроения. Л.: Машиностроение, 2006. 512 с.

3. **Кондаков А. И.** САПР технологических процессов. М.: Издательский центр "Академия", 2007. 272 с.

4. **Бурдо Г. Б., Семенов Н. А., Сорокин А. Ю.** Модель автоматизированной системы управления качеством в многономенклатурном машиностроительном производстве // Программные продукты и системы. 2013. № 4 (104). С. 248—253.

5. **Евгенев Г. Б.** Интеллектуальные системы проектирования. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. 334 с.

6. **Оптимизация** конструкторско-технологической подготовки производства на машиностроительном предприятии: каталог решения компании АСКОН. М.: Изд-во АСКОН, 2004. 50 с.

7. **Бурдо Г. Б., Палюх Б. В.** Теоретические основы комплексной автоматизированной системы проектирования и управления технологическими процессами в многономенклатурном производстве // Вестник Самарского гос. техн. ун-та. Сер. Технические науки. 2010. № 4 (127). С. 44—54.

8. **Бурдо Г. Б., Исаев А. А.** Организационно-технологическое проектирование в САПР ТП многономенклатурного производства // Тр. междунар. науч.-техн. конф. "Высокие технологии в машиностроении" (21—23 ноября 2012 г., г. Курган) Курган: Курганский гос. ун-т, С. 137—140.

9. **Капустин Н. М.** Автоматизированная система проектирования техногогических процессов. М.: Машиностроение, 1979. 287 с.

10. **Цветков В. Д.** Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов. Минск: Наука и техника, 1979. 264 с.

11. **Суслов А. Г., Дальский А. М.** Научные основы технологии машиностроения М.: Машиностроение, 2002. 457 с.

12. **Базров Б. М.** Модульная технология в машиностроении. М.: Машиностроение, 2001. 386 с.

13. **Вумек Д. П., Джонс Д. Т.** Бережливое производство. Как избавиться от потерь и добиться процветания вашей компании. М.: Альпина Бизнес Букс, 2008. 473 с.

14. **Основы** построения САПР ТП в многономенклатурном машиностроительном производстве: Учебник / Г. Б. Бурдо, С. Н. Григорьев, В. Г. Митрофанов и др. Старый Оскол: ТНТ, 2013. 280 с.

15. **Бурдо Г. Б., Палюх Б. В., Семенов Н. А.** Системы управления технологическими процессами в машиностроении: подходы к созданию интеллектуальных систем управления: Монография. Саарбрюккен: Палмариум Академик Публишинг, 2012. 287 с.

УДК 7.05

А. Ю. АЛБАГАЧИЕВ, д-р техн. наук, И. Ю. МАМЕДОВА, канд. техн. наук, М. Л. СОКОЛОВА, д-р техн. наук, Н. Е. МИЛЬЧАКОВА, канд. техн. наук (Московский технологический университет),
e-mail: albagachiev@yandex.ru

Дисциплинарные функции промышленного дизайна

Рассмотрены функциональные аспекты дисциплинарного дизайна, являющегося значимой составляющей промышленного дизайна, который определяет предметно-пространственную среду современного человека.

Ключевые слова: промышленный дизайн, дисциплинарный дизайн, функциональность, предметно-пространственная среда, визуализация.

The functional aspects of disciplinary design are considered, which is an important component of industrial design, which determines the subject-spatial environment of a modern person.

Keywords: industrial design, disciplinary design, functionality, subject-spatial environment, visualization.

Дизайн — это результат творческой деятельности человека по созданию предметно-пространственной среды, целью которой является конструирование предметов с высокими потребительскими, эстетическими и функциональными свойствами. Художественное конструирование среды — это не только создание предметов с определенными функциональными и эстетическими свойствами, а комплексный и системный подход к проектированию, учитывающий эстетический и духовный уровень общества и его социальное устройство.

Промышленный дизайн распространяется на все изделия промышленного производства, охватывая широчайший спектр объектов, начиная с предметов домашнего обихода и заканчивая высокотехнологичными и наукоемкими изделиями. Данная деятельность включает в себя элементы искусства, маркетинга и технологии. Промышленный дизайн связывает воедино материальные и духовные аспекты, научно-технические достижения, технический и технологический уровень производства и индустриальную культуру [1].

В отличие от художников, создающих произведения искусств, дизайнеры, разрабатывая элементы предметно-пространственной среды, создают изделия, главной особенностью которых является их функциональность. При этом остаются важными такие свойства продукции, как эстетичность, эргономичность, экологичность, технологичность.

С развитием промышленного дизайна появились такие направления, как универсальный дизайн [2], а также новые конструктивные задачи, например, необходимость в конструктивных решениях, обеспечивающих запрет на определенные действия [3], например, перегородки и турникеты, ограничивающие передвижение и выполняющие защитную функцию. Объекты, выполняющие данные функции, относят к изделиям дисциплинарного дизайна (unpleasant design — неприятный дизайн).

Началом дисциплинарного дизайна считается применение на улицах Лондона специальных скамеек, представляющие собой бетонные блоки с острыми краями, которые используют для отделения тротуара от проезжей части и защите пешеходной части улицы. При этом конструкция и материал, из которого они изготовлены, затрудняют их кражу и не позволяют использование их в качестве пристанища для бездомных (на них неудобно спать, они холодные и имеют неровную поверхность).

Перед дисциплинарным дизайном ставятся даже такие задачи, как, например, проектировать изделия таким образом, чтобы ими было не очень неудобно пользоваться. Так, дисциплинарный дизайн применяют при создании стульев для продавцов и официантов, основой эффективной работы которых является передвижение. Дисциплинарный дизайн может быть направлен на обеспечение здорового образа жизни, а также преследовать коммерческие цели. Например, перегородки и указатели можно использовать для направления потоков людей к зонам обслуживания или с их помощью заставить покупателей обойти весь магазин, чтобы повысить продажи.

К дисциплинарному дизайну можно отнести: световые или цветовые полосы на транспортных объектах; ребристые лестничные перила, заканчивающиеся выступами, чтобы по ним не катались на скейтах и велосипедах; бетонные шары, защищающие пешеходные зоны.

Часто требования дисциплинарного дизайна обнаруживаются только при эксплуатации выпущен-

ной продукции. Это приводит к необходимости значительных доработок и установок дополнительных элементов, выполняющих дисциплинарную функцию, что повышает стоимость и снижает эстетичность изделия [4]. Поэтому еще на этапе разработки изделия следует учитывать требования как универсального дизайна, так и дисциплинарного. Кроме того, нельзя забывать, что дисциплинарный дизайнер во многом формирует комфортную и безопасную среду для человека.

Применение дисциплинарного дизайна часто обусловлено требованиями техники безопасности. В этом случае дизайн может обеспечивать защиту человека от вращающихся элементов конструкции, которые могут его травмировать, т. е. ограничивать доступ к опасным объектам или определять пространство для возможных передвижений и манипуляций. Например, при незакрытой заслонке, защищающей оператора от травм, нельзя включить устройство. При этом необходима простота понимания запрета без учета опыта, знаний и навыков человека, что обеспечивается максимальной информативностью не зависимо от окружающих условий (например, при плохой освещенности) и возможностей пользователя путем использования разных сигнальных систем.

Дисциплинарный дизайн может решать такие задачи, как обеспечение устойчивости объекта к возможным ошибкам, минимизируя неблагоприятные последствия не только от случайных воздействий, но и от преднамеренных нарушений правил.

Еще недавно при разработке проекта свои идеи дизайнеры визуализировали с помощью рисунка, т. е. весьма трудоемким способом. Компьютерные технологии значительно ускорили данный процесс. Кроме того, разработаны пакеты программ не только для визуализации создаваемых объектов (двух- и трехмерная визуализация), но и для моделирования процессов их эксплуатации в разных условиях. Для этих целей целесообразно применять анимацию [5, 6], которая позволит исключить испытания экспериментальных образцов, что требует значительных материальных и временных затрат. Эффективность конструктивных решений дисциплинарного дизайна можно проверить компьютерным моделированием, сократив тем самым время реализации проекта и его стоимость.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронов Н. В.** Российский дизайн. М.: Союз дизайнеров России. Т. 1. 420 с.
2. **Соколова М. Л.** Вопросы взаимодействия личности и организаций в сфере универсального дизайна // Универсальный дизайн: Сб. тезисов Междунар. науч.-практ. конф. М.: МИРЭА, 2016. С. 79—80.
3. **Куманин В. И.** Антидизайн // Тр. Академии технической эстетики и дизайна. 2015. № 2. С. 5—6.
4. **Соколова М. Л.** Современные проблемы направления "Технология художественной обработки материалов" // Российский технологический журнал. 2017. Т. 5. № 1. С. 50—56.
5. **Мильчакова Н. Е.** Дизайн визуальных коммуникаций // Тр. академии технической эстетики и дизайна. 2013. Т. 1. № 1. С. 22—24.
6. **Голубятников И. В., Мильчакова Н. Е.** Визуализация в дизайне // Дизайн. Теория и практика. 2012. № 10. С. 61—66.

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).