ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

11

2016

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

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

Адрес редакции:

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

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

Цена свободная

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

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Нижегородов А. И. — Энергосберегающие модульно-спусковые печи с рекуперацией энергии для обжига и термоактивации минерального сырья . . . 3

Воронин Н. А. — Определение модуля упругости покрытия по ветви кривой нагружения при инструментальном индентировании . . . 8

Джагангиров А. А. — Предельная нагрузка кольцевой трехслойной армированной композитной пластинки, свободно опертой по контурам. Сосредоточенное нагружение 14

Гордеев Б. А., Охулков С. Н., Злобин П. А. — Демпфирующие характеристики тросовых виброизоляторов и гидроопор . . . 18

Мельников А. С., Тамаркин М. А., Прокопец Г. А., Тищенко Э. Э. — Технологическое обеспечение требуемой точности размеров расположения поверхностей детали . . . 23

Климов В. С., Климов А. С., Кудинов А. К. — Диагностика контактной точечной сварки с использованием нейронной сети Хемминга. Часть 2. Моделирование нейронной сети . . . 32

Труханов В. М., Крыхтин Ю. И., Романовский А. С. — Разработка заготовок конуса синхронизатора с молибденовым газотермическим покрытием для трансмиссий транспортных машин . . . 36

Ивашов Е. Н., Львов Б. Г., Яговцев В. О. — Локальные алгоритмы для зондовых методов исследования поверхности и статистического моделирования стохастических задач . . . 40

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Яковлев С. С., Грязев М. В., Пилипенко О. В. — Технологические параметры операции вытяжки с утонением стенки осесимметричных деталей из двухслойных анизотропных материалов . . . 45

Солер Я. И., Нгуен Ван Кань. — Обеспечение точности формы инструментов при плоском шлифовании кругом Norton Vitrium . . . 51

Димов Ю. В., Подашев Д. Б. — Расчет силы, действующей на кромку детали при обработке абразивными щетками . . . 59

Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А. — Исследование качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях . . . 63

Емельяненко А. А., Жабин О. И., Полянчиков Ю. Н. — Опыт программируемого концевого фрезерования промышленных и инженерных термопластов . . . 68

Гасанли Р. К., Мамедов З. Г. — Особенности изотермического превращения высокопрочного чугуна с шаровидным графитом . . . 72

Проблемы теории и практики резания материалов

Грубый С. В. — Разработка полиномиальных уравнений характеристик резания для концевого фрезерования коррозионно-стойкой стали . . . 75

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Васяйчева В. А., Сахабиева Г. А. — Анализ деятельности НПК "Уралвагонзавод" . . . 83

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Демокритова А. В. — Определение уравнения упругой линии при изгибе стержней . . 87

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Nizhegorodov A. I. — Energy-saving modular-trigger furnaces with energy recuperation for burning and thermoactivation of mineral raw

Voronin N. A. — Determination of modulus of elasticity of coating on branch of loading curve at instrumented indentation

Dzhagangirov A. A. — Limit load of ring three-ply reinforced composite plate simply supported at all edges. Pin loading

Gordeev B. A., Okhulkov S. N., Zlobin P. A. — Damping characteristics of rope vibration isolators and hydromounts

Mel'nikov A. S., Tamarkin M. A., Prokopets G. A., Tishchenko E. E. — Technological support of required accuracy of position of part surfaces

Klimov V. S., Klimov A. S., Kudinov A. K. — Diagnostics of resistance spot welding using Hemming neural network. Part 2. Modeling of neural network

Trukhanov V. M., Krykhtin Yu. I., Romanovskiy A. S. — Development of billets of synchronizer cone with molybdenum gas-thermal coating for transmission of transport vehicles

Ivashov E. N., L'vov B. G., Yagovtsev V. O. — Local algorithms for probe research methods of surface and statistical modeling of stochastic problems

MANUFACTURING ENGINEERING

Yakovlev S. S., Gryazev M. V., Pilipenko O. V. — Technological parameters of drawing operation with wall thinning of axisymmetric parts from two-ply anisotropic materials

Soler Ya. I., Nguen Van Kan'. — Assurance of tools form accuracy at plane grinding by Norton Vitrium wheel

Dimov Yu. V., Podashev D. B. — Calculation of force acting on part edge at machining by abrasive brushes

Gafarov A. M., Suleymanov P. G., Gafarov V. A. — Research of quality of parts surfaces, machined by rotating honing and operating in extreme conditions

Emel'yanenko A. A., Zhabin O. I., Polyanchikov Yu. N. — Experience of programmed end milling of industrial and engineering thermoplastics

Gasanli R. K., Mamedov Z. G. — Features of isothermal transformation of high-strength cast iron with spherical graphite

Problems of theory and practice of materials cutting

Grubyi S. V. — Development of polynomial equations of cutting characteristics for end milling of corrosion-resistant steel

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Vasyaycheva V. A., Sakhabieva G. A. — Analysis of activity of RPC "Uralvagonzavod"

TECHNICAL INFORMATION

Demokritova A. V. — Determination of elastic line equation at beam bending

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

Сдано в набор 25.09.2016. Подписано в печать 19.10.2016.
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", 2016

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 67.05 + 66.041

А. И. НИЖЕГОРОДОВ, д-р техн. наук (Иркутский национальный исследовательский технический университет),
e-mail: nastromo_irkutsk@mail.ru

Энергосберегающие модульно-спусковые печи с рекуперацией энергии для обжига и термоактивации минерального сырья

Рассмотрены вопросы совершенствования и повышения энергетической эффективности энергосберегающих электрических модульно-спусковых печей для термоактивации компонентов различных минералов. Обоснована целесообразность введения в конструкцию печи дополнительного неэлектрифицированного модуля обжига, использующего вторичные энергетические ресурсы для завершения дегидратации и вспучивания вермикулита и/или термоактивации сунгулит-вермикулитовых конгломератов.

Ключевые слова: электрическая модульно-спусковая печь, обжиг, термоактивация минералов, удельная энергоемкость, КПД печи, структурная трансформация, вермикулитовый концентрат, вспученный продукт.

The problems of improvement and energy efficiency increase of energy-saving electric modular-trigger furnaces for thermoactivation of components of various minerals are considered. The reasonability of introduction in a furnace structure of an additional non-electrified burning module, which utilizes secondary energy resources for completion of dehydration and expansion of a vermiculite and/or thermoactivation of sungulite-vermiculite conglomerates is substantiated.

Keywords: electric modular-trigger furnace, burning, thermoactivation of minerals, unit energy intensity, furnace efficiency, structural transformation, vermiculite concentrate, expanded product.

Энергосберегающие электрические модульно-спусковые печи — основа энерготехнологических агрегатов, предназначенных для подготовки, обжига и термоактивации компонентов различных минералов, в частности, вермикулитовых концентратов и конгломератов, сунгулит-вермикулитовых отходов обогащения и других ресурсов природного и техногенного происхождения.

Наиболее совершенными и экономичными являются печи с пониженным температурным режимом основных электрифицированных модулей обжига. Чтобы восполнить возникающий при этом 5÷6 %-й дефицит теплоты, в структуру печи введен дополнительный Г-образный "нулевой" (неэлектрифицированный) модуль, использующий вторичные энергетические ресурсы для завершения дегидратации и вспучивания вермикулита при обжиге концентратов или для завершения термоактивации сунгулит-вермикулитовых конгломератов.

На рис. 1 приведена схема энергосберегающей электрической модульно-спусковой печи с Г-образным "нулевым" модулем. Она содержит барабанный дозатор *1* сырья с бункером *2*, рифленым барабаном *3* и спусковым лотком *4*. В корпусе печи расположены электрифицированные модули обжига *5* с рекуператорами *6* тепловой энергии, установленными над торцевыми частями двух верхних модулей и соединенными с трубопроводами *7*. Дополнительный неэлектрифицированный Г-образный "нулевой" модуль *8* расположен под нижним электрифицированным модулем и снабжен патрубками *9*.

Модули *5* и *8* имеют рамы *10*, опирающиеся на поперечены *11*. Модули *5* закрыты термокрышками *12*, под которыми продольно размещены электрические нагреватели, закрепленные на токопроводящих головках *13*.

Рекуператоры *6* тепловой энергии выполнены в виде заглушенных полуцилиндров и перфорированы отверстиями, направленными в сторону торцов модулей *5*. Полуцилиндры имеют шероховатую зачерненную поверхность для максимального поглощения

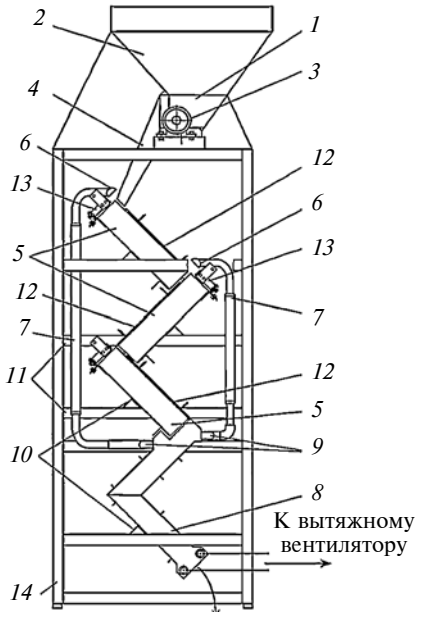


Рис. 1. Схема энергосберегающей электрической модульно-спусковой печи с Г-образным "нулевым" модулем

лучистой энергии, идущей от нагревателей через торцы модулей. Корпус печи имеет каркас *14*, термоизолированные стенки и дверцы (на рис. 1 условно сняты).

На рис. 2 показана конструкция электрифицированного модуля, состоящего из двух швеллеров *1*, образующих его стенки, соединенные уголками *2*, и крепежной панели *3*, на которой через электроизоляционные прокладки *4* закреплены крепежные головки *5*, удерживающие нагревательные элементы *6*, лежащие на огнеупорных кирпичах *7*, установленных на выравнивающих прокладках *8*. Шарниры *9* позволяют изменять положение модулей для удобства их обслуживания. Термокрышка модуля содержит два слоя (*10* и *11*) термоизоляционного материала, размещенного между металлическими листами *12*. Рекуператор тепловой энергии (вид *А*) имеет два корпуса (*13* и *14*) с термоизоляционным материалом *15* между ними и лицевую пластину *16*, перфорированную отверстиями *17*.

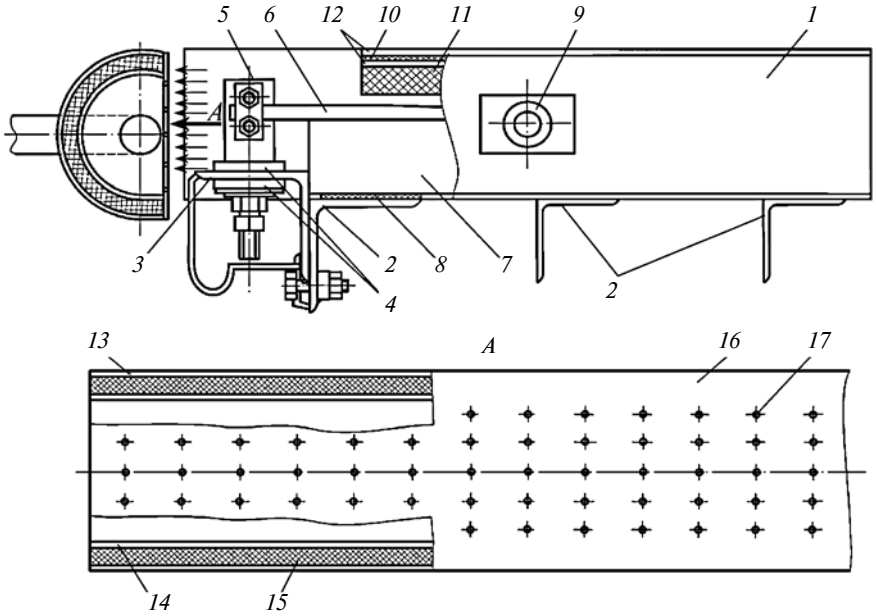


Рис. 2. Электрифицированный модуль обжига

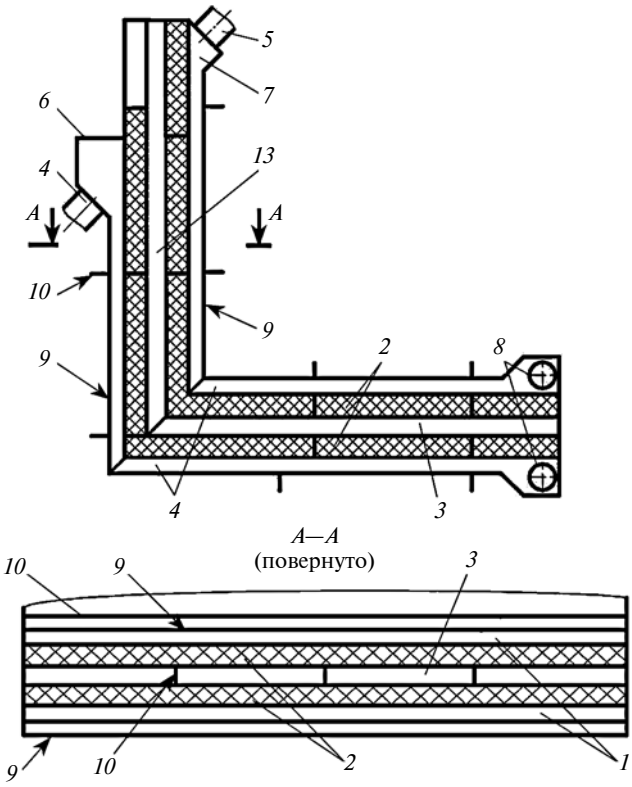


Рис. 3. Дополнительный Г-образный "нулевой" неэлектрифицированный модуль

Между тепловыми камерами *1* "нулевого" модуля (рис. 3) расположены полости *2*, заполненные термоизоляционным материалом, а между ними — пространство *3* обжига. В тепловые камеры теплоноситель (горячий воздух) подводится по патрубкам *4* и *5* через коллекторы *6* и *7*. Теплоноситель отводится через отверстия *8*, соединенные трубопроводами с бункером-осадителем, рукавными фильтрами и вытяжным вентилятором (на рис. 3 не показаны). Корпус Г-образного "нулевого" модуля образован металлическими листами *9* и ребрами *10*.

После прогрева печи и включения дозатора сырье (вермикулитовый концентрат, конгломерат или иное минеральное сырье природного или техногенного происхождения) подается в печь. Пересыпаясь с одного модуля *5* на другой (см. рис. 1), сырье подвергается воздействию высокотемпературного излучения от электрических нагревателей *6* (см. рис. 2), нагревается, вспучивается и активируется. Однако не вся излучаемая энергия поглощается потоком обрабатываемого материала. Часть энергии нагревает воздух, выходящий из верхних торцевых частей модулей *5* (см. рис. 1). Другая часть, излучаемая нагревателями, а также отражаемая основанием и внутренними поверхностями термокрышек, выходит в виде лучистой энергии через торцевые части электрифицированных модулей. Так образуются вторичные энергетические ресурсы. Рекуператоры *6* тепловой энергии "собирают" ее и в виде горячего воздуха

(теплоносителя) с температурой 500÷550 °С по трубопроводам *7*, патрубкам *9* (см. рис. 1) и коллекторам *6* и *7* (см. рис. 3) направляют за счет разрежения, создаваемого вытяжным вентилятором, в "нулевой" модуль. Здесь материал окончательно нагревается до требуемой температуры, получая тепловую энергию и в дополнительном модуле.

В зависимости от длины участков дополнительного модуля продолжительность обжига увеличивается на 25÷30 %, поэтому температуру нагревателей электрифицированных модулей можно уменьшить, так как вторичный энергетический ресурс — рекуперированная тепловая энергия повторно используется для нагрева сырья в Г-образном модуле. Благодаря этому теплообмен, например, между зернами довспучивающегося вермикулита идет наиболее интенсивно, мелкие зерна, уже нагревшиеся до максимальной температуры в модулях *5* (см. рис. 1) и не теряющие накопленной теплоты, излучают ее на соседние более крупные зерна, а наружные слои крупных зерен отдают часть теплоты глубинным, относительно холодным слоям.

Дополнительный Г-образный модуль вследствие остановки частиц обрабатываемого материала и их повторного разгона способствует увеличению времени движения потока в пространстве обжига. Снижение температуры нагревателей и увеличение времени нагревания сырья в целом позволяют снизить потребление электроэнергии и уменьшить энергоемкость процесса обжига или термоактивации обрабатываемого сырья.

Основываясь на стандартной модели теплоусвоения вермикулита при обжиге в печи без "нулевого" модуля, описанной в работе [1], составим уравнение баланса энергий, кДж/кг:

$$\theta_\Sigma = \theta_{100} + \theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г} + \theta_с. \quad (1)$$

Здесь θ_{100} — теплота, усвоенная вермикулитом при его предварительной температурной подготовке до обжига (100 °С), является начальным условием процесса и в дальнейшем не учитывается; $\theta_х$ — теплота, идущая на дегидратацию сырья (≈197); $\theta_в$ — теплота фазового перехода физической и гидратной воды (≈259); $\theta_п$ — теплота перегрева водяных паров (≈119); $\theta_{а.г}$ — теплота нагрева адсорбированных газов (≈82); $\theta_с$ — вторичный энергетический ресурс, запасаемый вспученными зернами, или теплота, идущая на нагрев сухой части минерала (≈552).

Суммарная усвоенная теплота θ_Σ в соответствии с формулой (1) для вермикулита Ковдорского месторождения составляет 1209 кДж/кг [1].

Отметим, что энергия $\theta_с$, сохраняющаяся в зернах вспучиваемого вермикулита, является тепловой эксэргией, способной в процессе движения вермикулитового потока в "нулевом" модуле к кондуктивному переходу из поверхностных слоев вермикулитовых зерен в глубинные, куда лучистая энергия от электрических нагревателей по мере вспучивания зерен проникает все меньше.

При этом энергия структурообразования вермикулита, если печь не имеет "нулевого" модуля, определяется равенством:

$$E_{ст} = \theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г}. \quad (2)$$

По стандартной модели теплоусвоения энергия структурообразования $E_{ст}$ = 657 кДж [1].

Отношение энергий, определяемых выражениями (2) и (1), дает значение КПД процесса структурообразования вермикулита:

$$\eta_{ст} = E_{ст}/\theta_\Sigma. \quad (3)$$

Для ковдорского вермикулита значение КПД структурообразования (3) $\eta_{ст} \approx 0{,}544$ [1].

Новая модель теплоусвоения рассматривает эксэргию $\theta_с$ как запасенную в материале и возрастающую по мере его нагревания, способную проникать в глубинные слои зерен, вызывать их додегидратацию и вспучивание в дополнительном модуле, который играет роль раскаленной духовки, устраняя теплопотери вермикулитового потока при его прохождении в пространстве *3* обжига (см. рис. 3).

При незавершенном теплоусвоении в электрифицированных модулях печи уравнение (1) баланса энергий принимает вид:

$$\theta'_\Sigma = k_э(\theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г} + \theta_с), \quad (4)$$

где $k_э$ — коэффициент полноты теплоусвоения, учитывающий усвоенную долю полной энергии теплоусвоения (1209 кДж/кг), которая может изменяться в некотором диапазоне в зависимости от температуры T в рабочих камерах электрических модулей и времени нахождения материала в них.

Для трехмодульной печи с "нулевым" модулем КПД структурообразования определяется с учетом коэффициента $k_э$ и недостатка теплоты $\Delta\theta$:

$$\eta_{ст} = \frac{k_э(\theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г}) + \Delta\theta}{k_э(\theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г})}. \quad (5)$$

Знаменатель дроби (5) представляет собой энергию незавершенного теплоусвоения, определяемую по формуле (4), выражение $k_э(\theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г} + \theta_с)$ в числителе — это доля энергии $E_{ст}$ структурообразования вермикулита с учетом незавершенного теплоусвоения. Теплота, которой не хватает для полного теплоусвоения, определяется выражением

$$\Delta\theta = (1 - k_э) \times (\theta_х + \theta_в + \theta_п + \theta_{а.г}). \quad (6)$$

В качестве аналога примем опытно-промышленную печь с тремя электрическими модулями, температурой нагревателей 750 °С, токовой нагрузкой 185 А и постоянной времени $T_{п.а}$ = 2,84 с ([2], рис. 1, *а*).

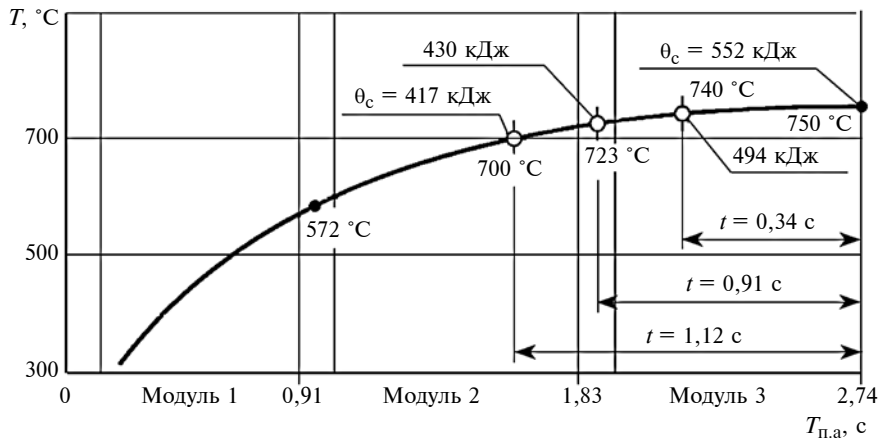


Рис. 4. Экспериментальный график распределения температур вермикулитовых зерен в зонах пересыпания по модулям полностью электрифицированной печи

Если для данной печи снизить температуру нагревателей, например до 723 °С, то коэффициент $k_э$ будет равен 0,78 (по рис. 4 определяем соответствующее данной температуре время $t = 0{,}91$ с, а по рис. 5 — значение коэффициента $k_э$ полноты теплоусвоения). При этом эксэргия вермикулита на входе в "нулевой" модуль:

$$\theta_с = 0{,}78 \cdot 552 = 430{,}6 \text{ кДж},$$

а недостающая теплота согласно формуле (6) составит:

$$\Delta\theta = (1 - 0{,}78) \cdot 657 = 144{,}5 \text{ кДж}.$$

Отношение $\theta_с/\Delta\theta$ — относительный избыток эксэргии, показывает во сколько раз запасенная в зернах эксэргия больше недостатка теплоты. Очевидно, что чем больше это отношение, тем вероятнее, что запасенной эксэргии будет достаточно для завершения теплоусвоения, додегидратации и полноценного вспучивания вермикулита или завершения термоактивации компонентов сырьевых конгломератов. Избыток теплоты необходим, так как условия завершения процесса теплоусвоения в "нулевом" модуле существенно изменяются.

Во-первых, в рабочем пространстве *3* (см. рис. 3) поддерживается температура не менее 500÷550 °С, хотя по мере разогрева печи она может установиться и на более высоком уровне из-за нагревания указанного пространства проходящим через него материалом (в данном случае — при температуре 723 °С). Поэтому находящиеся здесь вермикулитовые зерна уже не будут получать энергию извне, а, обмениваясь энергией между собой, будут частично терять ее и частично переносить запасенную эксэргию из внешних слоев в глубинные.

Во-вторых, время $t_{доп}$ нахождения вермикулита в "нулевом" модуле примерно равно времени t (в данном случае 0,91 с), которое соответствует интервалу между исходной (750 °С) и пониженной (723 °С) температурами, распределение которых по модулям 1, 2, 3 печи показано на рис. 4.

Выражение (5) можно записать в виде:

$$\eta_{ст} = \frac{k_э E_{ст} + \Delta\theta}{k_э \theta_\Sigma}. \qquad (7)$$

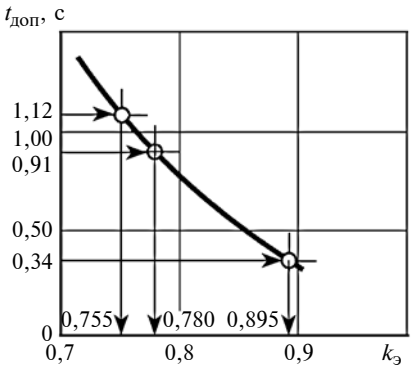


Рис. 5. Зависимость дополнительного времени $t_{доп}$ теплоусвоения от коэффициента $k_э$

При подстановке значения температуры 723 °С получим:

$$\eta_{ст} = \frac{k_э E_{ст} + \Delta\theta}{k_э \theta_\Sigma} = \frac{0{,}78 \cdot 657 + 144{,}5}{0{,}78 \cdot 1209} = 0{,}69.$$

Относительный избыток эксэргии для данного режима составляет:

$$\theta_с/\Delta\theta = 430{,}6/144{,}5 = 2{,}98.$$

Снижение температуры $T_н$ нагревателей модулей обжига в соответствии с формулой [3]

$$3\frac{I_{п.а} U}{f_н} = \sigma T_н^4, \qquad (8)$$

где σ — постоянная Стефана—Больцмана ($\sigma = 5{,}67 \times 10^{-8}$ (Вт/м^2)К^4) и U — линейное напряжение сети (≈220 В), приведет к снижению токовой нагрузки $I_{п.а}$ (А) и уменьшению потребляемой мощности

$$N_п = 3 I_{п.а} U. \qquad (9)$$

Совместное решение выражений (8) и (9) дает зависимость потребляемой мощности от температуры нагревателей

$$N_п = \sigma T_н^4 f_н.$$

Для опытно-промышленной печи [2] с высотой и толщиной нагревателей соответственно $t = 0{,}01$ м и $s = 0{,}002$ м, шагом установки $r = 0{,}05$ м, шириной и длиной модулей $B = 0{,}95$ м и $l = 0{,}95$ м, суммарной длиной консольных участков нагревателя $l_0 = 0{,}02$ м, числом нагревателей в одном модуле $n_н = 10$ и числом модулей $n_м = 10$ суммарная площадь излучающих поверхностей всех нагревателей печи составляет:

$$F_н = 2(t + s) n_н n_м (2l + 4l_0 + r) = 1{,}66 \text{ м}^2.$$

Тогда потребляемая мощность $N_п$ при разных температурах $T_н$ нагревателей составит:

$T_н$, °С	$N_п$, кВт
700	84,4
723	92,6
740	99,1
750	103,1

При уменьшении температуры, например до 723 °С, потребляемая мощность печи понизится на 10,2 %, что с учетом увеличения КПД структурообразования вермикулита до $\eta_{ст}$ = 0,69 приведет к увеличению и КПД печного агрегата.

Тепловое излучение, поглощаемое движущимся вермикулитовым потоком $Q_{пог}$, Вт, и удельная энергия теплоусвоения θ_Σ, Дж/кг, связаны соотношением:

$$\theta_\Sigma \Pi_G = Q_{пог},$$

где Π_G — массовая производительность печи, кг/с, определяемая через объемную производительность Π_V, м^3/ч, и коэффициент вспучивания вермикулита $k_в$, м^3/т, [4]:

$$\Pi_G = \Pi_V / k_в.$$

При объемной производительности печи-аналога 1,5 м^3/ч и коэффициенте вспучивания 8,2 м^3/кг (для ковдорского концентрата КВК-2) массовая производительность печи:

$$\Pi_G = \frac{1{,}5 \cdot 1000}{8{,}2 \cdot 3600} = 50{,}8 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}.$$

При θ_Σ = 1209 кДж/кг КПД традиционной трехмодульной печи (без "нулевого" модуля) с рабочей температурой нагревателей $T_н$ = 750 °С составит:

$$\eta_п = \frac{\theta_\Sigma \Pi_G \eta_{ст}}{N_п} = 0{,}32. \qquad (10)$$

При пониженном температурном режиме формула (10) принимает вид:

$$\eta_п = \frac{k_э \theta_\Sigma \Pi_G \eta_{ст}}{N_п}. \qquad (11)$$

По формуле (11) определим КПД печи $\eta_п$ в зависимости от температуры $T_н$ нагревательных элементов:

$T_н$, °С	$\eta_п$
700	0,39
723	0,36
740	0,338
750	0,32

Соотнеся полученные данные о режиме печи с температурой $T_н$ = 750 °С, определим увеличение КПД печного агрегата в целом при уменьшении температуры и включении в структуру печи дополнительного Г-образного модуля соответствующей длины: при $T_н$ = 740 °С КПД $\eta_п$ увеличивается на 5,6 %; при $T_н$ = 723 °С — на 12,5 %; при $T_н$ = 700 °С — на 21,9 %.

Таким образом, установка "нулевого" модуля в трехмодульную печь с последующим снижением температурного режима приводит к существенному уменьшению потребляемой мощности, увеличению КПД и повышению энергетической эффективности процесса обжига вермикулитовых концентратов. Это заключение справедливо и для процессов термоактивации минералов.

Кроме того, снижение температуры оказывает положительное влияние на надежность печей. Эксплуатация электрических модульно-спусковых печей показала, что при температуре нагревателей менее 725 °С при работе на ковдорских концентратах практически не наблюдалось их отказов из-за нагарообразования и перегорания нагревателей [5].

Ответ на вопрос, до какого уровня можно снизить температуру нагревателей при обжиге вермикулитовых зерен или частиц активируемого минерала, пока не очевиден, однако чем больше относительный избыток эксэргии $\theta_с/\Delta\theta$, остающийся в них, тем лучше. Нет критерия, по которому можно выбрать оптимальный температурный режим. Получить его можно только экспериментальным путем при испытаниях опытного образца печи с "нулевым" модулем.

Для термоактивации различных минералов, например антигорита, лизардита, хризотила и т. п., требуются температуры ниже 700 °С [6], поэтому печь можно оборудовать и вторым "нулевым" модулем, что позволит дополнительно увеличить КПД модульно-спусковой печи.

Опытная энергосберегающая модульно-спусковая печь была изготовлена летом 2015 г. в технопарке Иркутского национального исследовательского технического университета по заказу Института химии и технологии редких элементов и минерального сырья Кольского научного центра РАН. В сентябре 2015 г. печь была запущена и эксплуатируется в лаборатории минерального сырья и силикатного синтеза.

Совместные эксперименты показали, что использование дополнительного модуля позволяет снизить потребление электроэнергии и удельную энергоемкость примерно на 10,5÷12 % при той же производительности печи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Нижегородов А. И.** Совершенствование технологии обжига вермикулита в электрических модульно-спусковых печах. Строительные материалы: technology. 2011. № 5. С. 62—64.
2. **Нижегородов А. И.** Создание и развитие концепции энерготехнологических агрегатов для обжига и термоактивации минерального сырья // Вестник машиностроения. 2016. № 10. С. 7—13.
3. **Нижегородов А. И.** Исследование процессов теплоусвоения вермикулита и переноса теплового излучения в электрических модульно-спусковых печах для обжига вермикулитовых концентратов // Огнеупоры и техническая керамика. 2014. № 11/12. С. 40—47.
4. **Подоляк Ф. С.** Сравнительная эффективность печей для обжига вермикулита. Строительные материалы. 1973. № 7. С. 9—11.
5. **Нижегородов А. И.** Технологии и оборудование для переработки вермикулита: оптимальное фракционирование, электрический обжиг, дообогащение. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2011. 172 с.
6. **Аморфизация** серпентиновых минералов в технологии получения магнезиально-силикатного реагента для иммобилизации тяжелых металлов / И. П. Кременецкая, А. Т. Беляевский, Т. Н. Васильева и др. // Химия в интересах устойчивого развития. 2010. № 1. С. 41—49.

УДК 620.178.001.573

Н. А. ВОРОНИН, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: voroninn@imash.ru

Определение модуля упругости покрытия по ветви кривой нагружения при инструментальном индентировании[1]

Приведена методика расчета модуля упругости материала тонкого твердого покрытия с использованием модифицированной теории Герца по ветви кривой нагружения диаграммы внедрения при инструментальном индентировании. Результаты исследования можно использовать при оценке упругих свойств упрочненных поверхностей.

Ключевые слова: инструментальное индентирование, тонкие покрытия, топокомпозиты, модуль упругости.

The analysis methodic of modulus of elasticity of thin hard coating material using modified Hertz theory on the branch of loading curve of indentation diagram at instrumented indentation is presented. The research results can be used at assessment of elastic properties of hardened surfaces.

Keywords: instrumented indentation, thin coatings, topocomposites, modulus of elasticity.

Модуль Юнга и твердость материала — важные характеристики поверхностей трения. Современные технологии упрочнения существенно изменяют поверхностные свойства и характер трения. С целью повышения износостойкости в прецизионных парах трения используют тонкие твердые покрытия, часто значительно превосходящие по пластическим и упругим характеристикам материалы основ, на которые их наносят. Для определения твердости и модуля упругости материала таких покрытий разработано много математических моделей и экспериментальных методик, приводящих к большому разбросу оцениваемых значений параметров при сравнении этих моделей и методик [1]. Во многом это связано с тем, что на значения исследуемых параметров оказывает влияние материал подложки.

При этом критерием истинности измеренной твердости покрытия многие исследователи считают применение на практике эмпирического правила о не превышении глубины индентирования более 0,1 толщины покрытия. Однако для определения истинности значений модуля упругости сегодня большинство исследователей упомянутый критерий считают неправомерным [2]. Пытаются применить в качестве критерия глубину индентирования, не превышающую сотой доли толщины покрытия, что вызвано влиянием упругих свойств материала основы практически с момента внедрения индентора. Это обстоятельство надо учитывать при выборе метода оценки упругих свойств покрытий. Не случайно до сих пор нет российского стандарта на способ определения модуля упругости тонких покрытий, а международный стандарт [3] на инструментальное индентирование предусматривает в виде конечного результата расчета значение, получаемое линейной экстраполяцией до оси ординат аппроксимирующей зависимости текущих значений модуля упругости покрытия от относительной глубины внедрения, полученных при обработке кривых разгружения диаграмм внедрения индентора при разных нагрузках. Рекомендации международного стандарта о необходимости большого числа измерений при разных нагрузках вместе с признанием недостаточно строгого обоснования линейной аппроксимации текущих значений модуля упругости от глубины внедрения подтверждают актуальность решения проблемы отсутствия математических моделей упругого деформирования слоистого тела.

В данной работе рассмотрена модель упругого деформирования слоистой системы в процессе инструментального индентирования пирамидального индентора в поверхность с покрытием. Предложена методика расчета истинного модуля упругости материала покрытия по кривой ветви нагружения диаграммы внедрения индентора. Приведен пример расчета конкретной слоистой системы.

В работе [4] на основе рассмотрения механики контактного взаимодействия жесткой сферы с упругим жесткопластичным двухслойным полупространством была разработана математическая модель, позволяющая рассчитывать деформационно-силовые параметры контакта и ряд эффективных характеристик слоистого тела в широких диапазонах значений толщины покрытия, радиуса сферического индентора, нагрузки, упругих и пластических характеристик материалов, составляющих слоистое тело (топокомпозит). Результат был достигнут при рассмотрении дополнительного модельного двухслойного полупространства в виде верхнего слоя толщиной t_1, жестко закрепленного на основании толщиной H_c. Верхний слой t_1 вычленялся из компактного материала с характеристика-

[1] Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ. Соглашение № 14.607.21.0040 от 22.07.2014. Код проекта RFMEFI60714X0040.

ми материала покрытия, нагруженного жесткой сферой с усилием, аналогичным условиям нагружения анализируемого двухслойного полупространства. Нижнее основание модельного двухслойного полупространства толщиной H_c представляло собой часть компактного материала ($H_c = H - t_0$) с характеристиками материала основы топокомпозита, нагруженного жесткой сферой с усилием, аналогичным условиям нагружения анализируемого двухслойного полупространства. Здесь H — общая толщина слоистой системы, t_0 — толщина верхнего слоя компактного образца из материала основы, отбрасываемая и замещаемая слоем t_1. Адекватность модельной слоистой системы анализиремому слоистому телу обеспечивалась условием равенства деформаций на границе раздела по оси симметрии. Более подробно методика получения аналитических зависимостей изменения глубины внедрения от толщины t_1 верхнего слоя и процедура преобразования модельного двухслойного полупространства в двухслойное анализируемое полупространство приведены в работе [4].

В результате получили ряд аналитических выражений для определения деформационно-силовых параметров контакта и эффективных характеристик поверхностного объема *идеально упругого* и *упругожесткопластичного двухслойного полупространства* при внедрении в его поверхность жесткой сферы радиусом R:

в упругой области деформирования:

глубина внедрения $\delta_c = \delta_0 \times \Phi$;

радиус контакта: $a = a_0\sqrt{\Phi}$;

эффективный коэффициент упругости $K_c = K_0 \times \Phi^{3/2}$;

в момент наступления пластической деформации:

предельная глубина внедрения $\delta_c^{\text{кр}} = \delta_0^{\text{кр}} \times \bar{\Phi}$;

предельный радиус контакта $a_c^{\text{кр}} = a_0^{\text{кр}}\sqrt{\bar{\Phi}}$;

композиционная твердость $H_c = H_0(\bar{\Phi}_i)^{1/2} \times (\Phi)^{-3/2}$.

Здесь:

δ_c — внедрение сферического индентора в идеально упругий однослойный топокомпозит;

δ_0 — внедрение сферического индентора в однородное полупространство, имеющее упругую характеристику материала основы топокомпозита;

$K_0 = \dfrac{1-\mu_0^2}{E_0}$, $K_1 = \dfrac{1-\mu_1^2}{E_1}$ — упругие константы компонентов однослойного топокомпозита — основы и покрытия соответственно, где E_0 и E_1 — модули нормальной упругости материалов основы и покрытия, μ_0 и μ_1 — коэффициенты Пуассона материалов основы и покрытия;

$\Phi = \sum\limits_{i=0}^{m} A_i \bar{t}_0^{\,i} \left(\sum\limits_{j=0}^{n} B_j \bar{t}_0^{\,j} \right)^{-1}$ — упруго-геометрический параметр, где $\bar{t}_0 = t_0/a_0$, $A_j = f(K)$, $B_j = f(K)$; A_1, A_2, A_3, ..., A_i, B_1, B_2, B_3, ..., B_j — коэффициенты двухточечной Паде-аппроксиманты, $K = K_1/K_0$ — упругая константа слоистого тела; a_0 — радиус пятна контакта, рассчитываемый для среды с упругими характеристиками материала основы при внедрении в нее жесткой сферы радиусом R с силой P;

$\delta_0^{\text{кр}}$, $a_0^{\text{кр}}$ — предельные глубина внедрения и радиус контакта, рассчитываемые для упругопластичной компактной среды из материала основы;

$\delta_c^{\text{кр}}$ — предельная глубина внедрения в однослойный топокомпозит;

$\bar{\Phi}$ — предельный упруго-геометрический параметр, диапазон существования которого $1 \le \bar{\Phi} \le K^2Y^2$ для $0 \le h \le \infty$, где $Y = H_1/H_0$, $\bar{h} = h/a_0^{\text{кр}}$, $\bar{\Phi} = M^{\text{I,II,III}}(\Phi)^3$; при $M^{\text{I}} = 1$ имеем: $\dfrac{h}{a_0^{\text{кр}}} = \dfrac{t_0}{a_0^{\text{кр}}}(\Phi)^{3/2}$; при $M^{\text{II}} = \left(\dfrac{0{,}31}{T_k}\right)^2$: $\dfrac{h}{a_0^{\text{кр}}} = \dfrac{t_0}{a_0^{\text{кр}}}\left(\dfrac{0{,}31}{T_k}\right)(\Phi)^{3/2}$; при $M^{\text{III}} = Y^2$ имеем: $\dfrac{h}{a_0^{\text{кр}}} = \dfrac{t_0}{a_0^{\text{кр}}}\dfrac{(\Phi)^{3/2}}{K^{2/3}}$; $T_k = \dfrac{1}{2}\left[\dfrac{3}{2}(1+\bar{t}_0^{\,2})^{-1} - (1+\mu_0) \times \left(1 - \bar{t}_0 \operatorname{arctg}\left(\dfrac{1}{\bar{t}_0}\right)\right)\right]$; $\bar{t}_0^{\text{кр}} = \dfrac{t_0}{a_0^{\text{кр}}}$.

Как видно из структуры полученных аналитических зависимостей, деформационно-силовые параметры контактного взаимодействия жесткой сферы с плоской поверхностью слоистого полупространства выражены через параметры, определяемые по известным выражениям теории Герца. Поэтому разработанную теоретическую модель контактного взаимодействия сферического штампа со слоистым полупространством можно рассматривать как модифицированную теорию Герца.

В работе [5] подробно проанализированы изменения твердости слоистых тел (топокомпозитов) в зависимости от глубины внедрения пирамидального индентора. Анализ показал, что к области композиционной твердости в общепринятом в научной литературе смысле относится область изменения твердости в зависимости от глубины внедрения, описываемая выражением:

$$H_c = H_0(\bar{\Phi}_{\text{II}})^{1/2}(\Phi)^{-3/2}. \qquad (1)$$

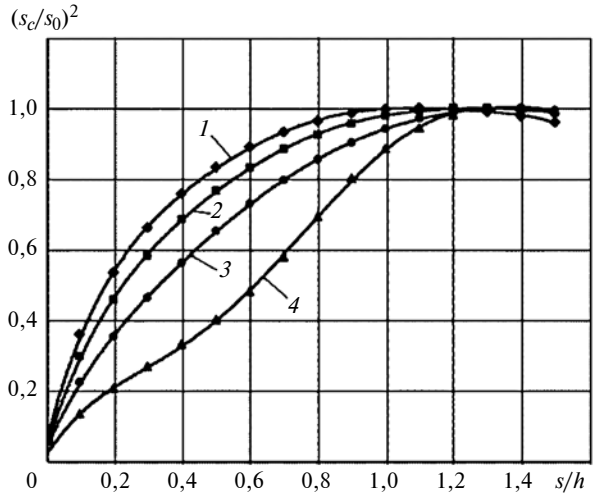


Рис. 1. Расчетные зависимости параметра $(s_c/s_0)^2$ от относительной глубины s/h внедрения пирамидального индентора для контактного модуля K = 1 (*1*); 0,75 (*2*); 0,5 (*3*); 0,25 (*4*)

Дальнейший анализ выражения (1) показал, что оно описывает область упругого деформирования и приводится к виду:

$$H_c = H_0\left(\frac{0{,}31}{T}\right)^2. \qquad (2)$$

В работе [6] получено аналитическое выражение, описывающее ветвь нагружения диаграммы внедрения при инструментальном индентировании пирамидального наконечника в поверхность с покрытием, на основе зависимости композиционной твердости от упруго-геометрического параметра слоистого тела:

$$P_c = \frac{H_c}{\theta} s_c^2 = \frac{s_c^2}{\theta} H_0\left(\frac{0{,}31}{T}\right), \qquad (3)$$

где θ — численный коэффициент, зависящий от формы индентора; s_c — глубина внедрения пирамидального индентора, соответствующая нагрузке P_c.

Зависимость нагрузки от глубины внедрения при инструментальном индентировании в материал основы без покрытия можно также выразить через твердость подложки:

$$P_0 = \frac{H_0}{\theta} s^2. \qquad (4)$$

При равенстве нагрузок P_c и P_0 с учетом выражений (2)—(4) имеем:

$$\frac{s_c^2}{s_0^2} = \frac{T_k}{0{,}31}. \qquad (5)$$

Здесь $T_k = f(K,\ t_0/a_0^{\text{кр}})$ — параметр, зависящий от относительной толщины покрытия и контактного модуля $K = \dfrac{K_1 + K_{\text{и}}}{K_0 + K_{\text{и}}}$, где $K_{\text{и}} = \dfrac{1-\mu_{\text{и}}^2}{E_{\text{и}}}$ — упругая константа материала индентора; $E_{\text{и}}$, $\mu_{\text{и}}$ — модуль Юнга и коэффициент Пуассона материала индентора.

Предельный радиус $a^{\text{кр}}$ контакта любого материала аналитически связан с параметром, используемым при измерении твердости методом внедрения пирамидального индентора, — глубиной s внедрения. Для четырехгранной пирамиды с углом при вершине, равным 136° (пирамида Виккерса), глубина s внедрения связана с предельным радиусом $a^{\text{кр}}$ отпечатка сферы, вписанной в четырехгранную пирамиду, зависимостью $a^{\text{кр}} = 2{,}5s$. Зная, как параметр $t_0/a_0^{\text{кр}}$ связан с относительной толщиной $h/a_0^{\text{кр}}$ покрытия анализируемого двухслойного полупространства и упруго-геометрическим параметром Ф, можно пересчитать параметр T_k и получить зависимость изменения параметра $\left(\dfrac{s_c}{s_0}\right)^2$ [см. выражение (5)] слоистого тела от параметра K и относительной глубины $\dfrac{s}{h}$ внедрения пирамидального индентора. На рис. 1 представлены зависимости изменения расчетного значения параметра $\left(\dfrac{s_c}{s_0}\right)^2$ от относительной глубины $\dfrac{s}{h}$ внедрения индентора для ряда дискретных значений контактного модуля K слоистого тела.

Параметр $\left(\dfrac{s_c}{s_0}\right)^2$ для реального топокомпозита можно получить экспериментально — инструментальным индентированием в поверхность покрытия и в поверхность подложки (без покрытия) и обработкой результатов экспериментов. Это дает возможность сравнить экспериментальные результаты с расчетными и определить искомый параметр.

Экспериментальные данные получают следующим образом. С помощью микро- или нанотвердомера (в зависимости от толщины покрытия) при непрерывной регистрации усилия нагружения и глубины внедрения вдавливают алмазный наконечник в виде пирамиды — четырехугольной (пирамида Виккерса) или треугольной (пирамида Берковича) — в исследуемую слоистую систему (поверхность изделия с тонким твердым покрытием) и записывают диаграмму "P_c — s_c". Индентор в исследуемую поверхность вдавливают на глубину, меньшую толщины покрытия и всегда большую 0,1 толщины покрытия. Проводят дополнительно

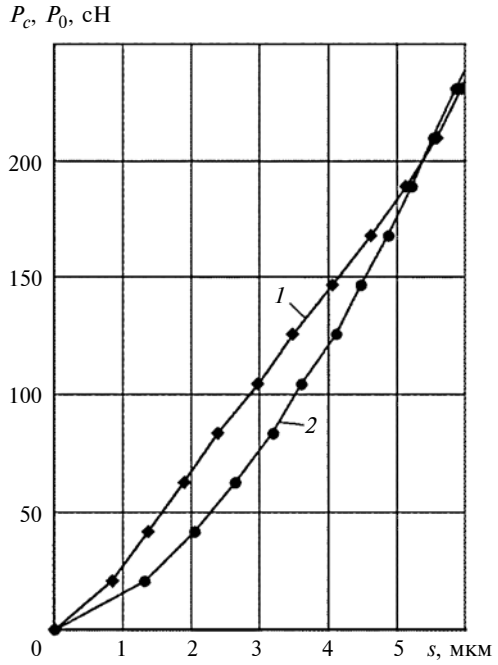


Рис. 2. Диаграммы внедрения индентора в слоистое тело (*1*) и в поверхность основы (*2*)

аналогичную процедуру внедрения с записью диаграммы внедрения "P_0 — s_0" для поверхности, свободной от покрытия (перед нанесением покрытия или в специально созданном месте, локально свободном от покрытия). Диаграммы внедрения для свободной поверхности и слоистой системы представлены на рис. 2. По полученным диаграммам внедрения для слоистой системы и свободной от покрытия поверхности основы рассчитывают значения экспериментального параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ для всего диапазона нагрузки в данном испытании из условия определения текущих значений $(s_0)_i$ при нагрузке, которая соответствует по диаграмме нагружения текущему значению $(s_0)_i$. Рассчитывают относительную величину $\frac{(s_c)_i}{h}$ внедрения индентора, где h — толщина покрытия. Массив значений $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ сопоставляют со значениями $\frac{(s_c)_i}{h}$ и представляют графически и в табличном виде. Графически рассчитанный по данным экспериментов параметр $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ можно представить в виде набора экспериментальных точек в координатах "$\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ — $\frac{s_c}{h}$" и аппроксимировать некоторой функцией, например полиномом n-й степени, сплайном и т. п. (рис. 3).

Сопоставляя массив значений $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$, полученный по данным экспериментального инструментального внедрения для исследуемого изделия с покрытием, с теоретическими зависимостями $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2$ для разных значений K, можно определить значение контактного модуля упругости K слоистого тела (рис. 4). Численная обработка полученных данных по минимизации отклонений экспериментальных данных от расчетных позволяет уточнить значение контактного модуля упругости K.

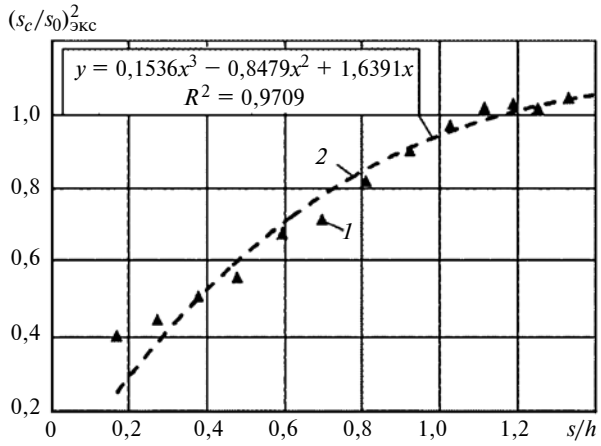


Рис. 3. Зависимости параметра $(s_c/s_0)^2_{\text{экс}}$ от относительной глубины s/h внедрения алмазного индентора в основу изделия с покрытием толщиной h:

1 — расчет по экспериментальным данным; *2* — аппроксимирующая функция

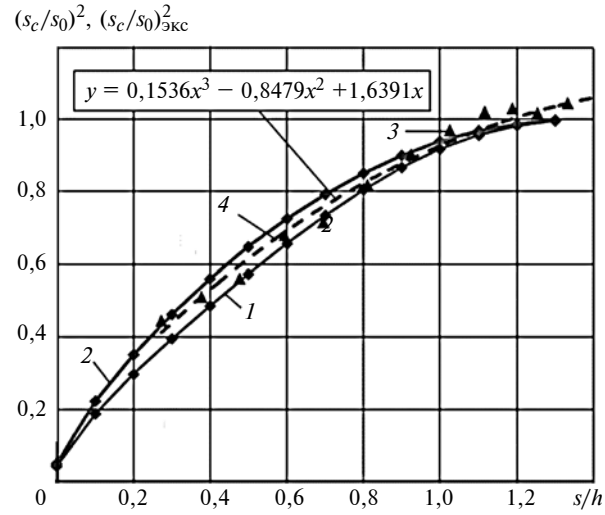


Рис. 4. Зависимости теоретически рассчитанных значений параметра $(s_c/s_0)^2$ для K = 0,4 (*1*) и 0,5 (*2*), значений параметра $(s_c/s_0)^2_{\text{экс}}$, рассчитанных по экспериментальным данным (*3*), и аппроксимирующая экспериментальные данные функция (*4*)

Сопоставлять экспериментальные и расчетные значения параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2$ предлагается при относительных глубинах внедрения $s/h = 0{,}2 \div 1{,}0$. Этот диапазон выбран не случайно. В диапазоне параметра s/h от 0 до 0,2 велика вероятность получения повышенной погрешности измерения глубины внедрения индентора при инструментальном индентировании как из-за малости измеряемых линейных величин, так и вследствие ошибки при определении возможной точки начального касания индентора с исследуемой поверхностью, принимаемой на диаграмме за нулевую точку. При значениях параметра s/h, близких и больших 1,0, которые соответствуют углублению индентора на всю толщину покрытия, вероятность изменения характера деформирования становится значительной вследствие наличия между покрытием и основой границы раздела, представляющей собой протяженный макродефект, и изменения физико-механических характеристик материалов покрытия и основы в слоях, прилегающих к границе раздела, из-за термохимических процессов синтеза покрытия в технологическом процессе получения последнего.

Из выражения для контактного модуля упругости можно определить модуль Юнга материала покрытия по формуле:

$$E_1 = \frac{1 - \mu_1^2}{K_0 K + K_и (K - 1)}.$$

Модификацию теории Герца можно использовать и для варианта расчета модуля упругости покрытия по ветви разгружения диаграммы внедрения индентора с большей точностью, чем по методу, предлагаемому в международном стандарте [3].

Применение предлагаемого метода определения модуля упругости материала тонкого покрытия рассмотрим на примере покрытия из нитрида алюминия толщиной 5 мкм, нанесенного магнетронным способом на корозионно-стойкую сталь 12Х18Н10Т. Модуль Юнга и коэффициент Пуассона алмазной пирамиды Виккерса составляли $E_и = 1140$ ГПа, $\mu_и = 0{,}07$. Упругие характеристики материала основы изделия: $E_0 = 190$ ГПа, $\mu_0 = 0{,}3$. Приняли, что коэффициенты Пуассона материалов покрытия и основы равны. Диаграммы внедрения индентора в материал основы и в поверхность с покрытием записывали на микроиндентометре МТИ 5 с достижением максимальной нагрузки в 2,5 Н (см. рис. 2).

Зависимость параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ от относительной глубины s/h внедрения алмазного индентора в основу изделия с покрытием толщиной h представлена на рис. 3. Там же приведена аппроксимирующая зависимость для параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ в виде $y = 0{,}1536x^3 - 0{,}8479x^2 + 1{,}6391x$, полученная по экспериментальным точкам диаграммы внедрения. Точность аппроксимации $R^2 = 0{,}9709$.

Результаты расчета параметра $\frac{s_c^2}{s_0^2}$ для ряда значений K представлены на рис. 1. Сравнение экспериментально определенного параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ с теоретически рассчитанным значением параметра $\frac{s_c^2}{s_0^2}$ было проведено по степени корреляции массива данных параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ массиву данных $\frac{s_c^2}{s_0^2}$ графически (см. рис. 4) и расчетным путем. Из графиков, приведенных на рис. 4, видно, что экспериментальные точки и аппроксимирующая функция экспериментальных точек параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ располагаются между двумя кривыми, построенными по значениям параметра $\frac{s_c^2}{s_0^2}$ для контактных модулей упругости $K = 0{,}5$ и 0,4. Если рассматривать аргумент полученных функциональных зависимостей в диапазоне от 0,2 до 1,0, то экспериментально полученному параметру $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{экс}$ соответствует значение контактного модуля упругости, близкое к $0{,}42 \div 0{,}47$. Более точный расчет контактного модуля упругости можно получить в результате интерполяционной процедуры расчета промежуточных значений параметра $\frac{s_c^2}{s_0^2}$ в диапазоне значений $K = 0{,}4 \div 0{,}5$ и оценки точности корреляции масси-

ва данных параметра $\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ массиву расчетных данных $\frac{s_c^2}{s_0^2}$.

В данном примере была проведена линейная интерполяция параметра $\frac{s_c^2}{s_0^2}$, определены его значения для $K = 0{,}42$, 0,45 и 0,47 и рассчитана величина R^2 — квадрат коэффициента корреляции Пирсона (таблица).

Экспериментальному массиву данных лучше всех соответствует теоретически рассчитанный массив данных для $K = 0{,}45$ (рис. 5, см. таблицу).

Расчет модуля Юнга покрытия по контактному модулю упругости слоистой системы $K = 0{,}45$ дал значение $E_1 = 345{,}3$ ГПа, что близко к значениям, указанным в технической литературе. Пленки AlN, напыленные реактивным магнетронным распылением согласно работе [7] имеют модуль упругости ≈370 ГПа. Покрытия из нитрида алюминия, полученные газофазным осаждением, при использовании наноиндентометра с пирамидой Берковича имели модуль упругости 332 ГПа [8].

Приведенную методику расчета модуля упругости материала тонкого твердого покрытия с использованием модифицированной теории Герца по ветви кривой нагружения диаграммы внедрения при инструментальном индентировании можно применять при оценке упругих свойств упрочненных поверхностей.

Оценка точности совпадения массива экспериментально полученных и рассчитанных значений параметра s_c^2/s^2

s/h	$\left(\frac{s_c}{s_0}\right)^2_{\text{экс}}$ (полином)	$\frac{s_c^2}{s_0^2}$ для конкретного модуля K				
		0,5	0,4	0,42	0,45	0,47
0,01	0,0163	0,0514	0,0443	0,0457	0,0479	0,0493
0,10	0,1557	0,2229	0,1887	0,1955	0,2058	0,2126
0,20	0,2952	0,3520	0,2982	0,3090	0,3251	0,3359
0,30	0,4197	0,4632	0,3959	0,4093	0,4295	0,4430
0,40	0,5299	0,5618	0,4877	0,5025	0,5247	0,5395
0,50	0,6268	0,6493	0,5749	0,5898	0,6121	0,6270
0,60	0,7113	0,7266	0,6577	0,6715	0,6921	0,7059
0,70	0,7843	0,7942	0,7353	0,7471	0,7647	0,7765
0,80	0,8468	0,8522	0,8062	0,8154	0,8292	0,8384
0,90	0,8998	0,9008	0,8680	0,8746	0,8844	0,8910
1,00	0,9440	0,9397	0,9188	0,9230	0,9293	0,9335
1,10	0,9805	0,9689	0,9574	0,9597	0,9631	0,9655
1,20	1,0101	0,9886	0,9834	0,9845	0,9860	0,9871
1,30	1,0338	0,9985	0,9972	0,9974	0,9978	0,9981
1,40	1,0526	0,9993	0,9997	0,9996	0,9995	0,9995
1,50	1,0673	0,9919	0,9927	0,9925	0,9923	0,9921
R^2		0,9960	0,9964	0,9974	0,9980	0,9976

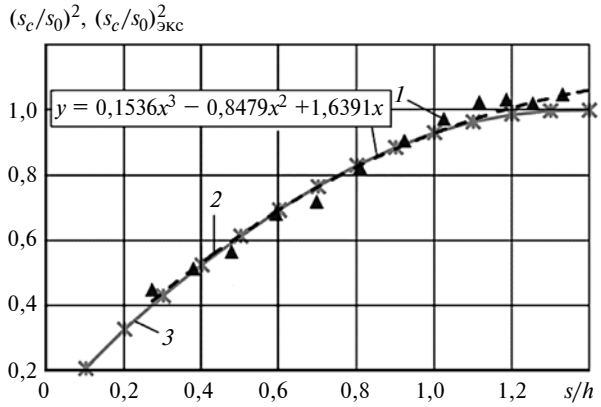


Рис. 5. Результаты сравнения значений параметра $(s_c/s_0)^2_{\text{экс}}$ (*1*, *2*) и теоретически рассчитанного параметра s_c^2/s_0^2 (*3*) для $K = 0{,}45$ от относительной глубины s/h внедрения алмазного индентора в исследуемую поверхность с покрытием (*1* — экспериментальные точки, *2* — полином)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Analysis** of data from various indentation techniques for thin films intrinsic hardness modeling / D. Chicot, E. Bemporad, G. Galtieri, etc. // Thin Solid Films. 2008. N. 516. P. 1964—1971.

2. **Influence** of indentation depth on the determination of the apparent Young's modulus of bi-layer material: experiments and numerical simulation / F. Cleymand, O. Ferry, R. Kouitat, etc. // Surf. Coat. Technol. V. 200 (1—4). 2005. P. 890—893. (авт. выделить цветом название сборника).

3. **ISO 14577-4:2007.** Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters. Part 4: Test method for metallic and non-metallic coatings. 2007. 32 p.

4. **Воронин Н. А.** Эффект толщины покрытия и материала основы на механические свойства и несущую способность упрочненных поверхностей // Методы упрочнения поверхностей деталей машин / Под ред. Г. В. Москвитина. М.: КРАСАНД, 2008. С. 91—122.

5. **Воронин Н. А.** О композиционной, эффективной и истинной твердости тонких покрытий // Трение и износ. 2010. Т. 31, № 4. С. 325—341.

6. **Воронин Н. А.** Теоретическая модель кинетического индентирования жесткого индентора в топокомпозит // Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин. М.: ЛЕНАРД, 2013. С. 125—136.

7. **Knöbber F., Zürbig V., Heidrich N.** Static and dynamic characterization of AlN and nanocrystalline diamond membranes // Physica status solidi (a). 2012. V. 209. Issue 10. P. 1835—1842.

8. **Sheng R. J., Guo J. C., Ting C. L.** Berkovich Nanoindentation on AlN Thin Films // Nanoscale Res. Lett. 2010. N. 5. P. 935—940.

УДК 539. 37

А. А. ДЖАГАНГИРОВ, канд. техн. наук (Азербайджанский технический университет, г. Баку),e-mail:al-akif@mail.ru

Предельная нагрузка кольцевой трехслойной армированной композитной пластинки, свободно опертой по контурам. Сосредоточенное нагружение

Решена задача определения предельной нагрузки для идеально жесткопластической кольцевой трехслойной композитной пластинки с армированным волокнами средним слоем, находящейся под воздействием центрально-симметричной нагрузки. Показано, что пластинка разбивается на четыре кольцевые зоны, в каждой из которых реализуются разные пластические состояния. Определены статические поля моментов, найдены уравнения для неизвестных радиусов, разделяющих пластические зоны, а также уравнения для определения опорной реакции и предельной нагрузки.

Ключевые слова: волокнистый трехслойный композит, несущая способность, изгиб, свободно опертая по контурам кольцевая пластинка.

The problem of determination of limit load for an ideally rigid-plastic ring three-ply composite plate with reinforced by fibers middle ply, which is under action of centrally symmetric load, is solved. It is shown, that the plate is divided into four ring areas, in each of which different plastic states take place. The static fields of moments are determined, the equations for unknown radii, dividing plastic areas, and also the equations for determination of reactions at the supports and limit load are found.

Keywords: fiber three-ply composite, load-carrying ability, bending, all-edge simply supported ring plate.

Предельное состояние армированной волокнами пластинки при изгибе представлено в работах [1—9]. В работах [4, 5] построены гиперповерхности текучести для трехслойных оболочек и пластин, центральный слой которых армирован волокнами. Полученные результаты использованы в работах [6—9] при исследовании несущей способности круглых трехслойных пластинок с армированным волокнами средним слоем, находящихся под воздействием равномерно распределенных нагрузок и свободно опертых по внутреннему и защемленных по наружному контурам. Определены статические допустимые поля изгибающих моментов и кинематические допустимые поля скоростей прогибов.

В данной работе с использованием результатов работ [4, 5] исследуется несущая способность кольцевой трехслойной пластинки, свободно опертой по обеим кромкам, средний слой которой армирован тонкими волокнами. Считается, что на пластинку в поперечном направлении действует кольцевая сосредоточенная нагрузка.

Постановка задачи. Рассмотрим изгиб трехслойной кольцевой композитной пластинки под воздействием поперечной кольцевой нагрузки, занимающей область размерами $a \le r \le b$, $-\frac{H}{2} \le z \le \frac{H}{2}$, $0 \le \varphi \le 2\pi$ в цилиндрической системе координат r, φ, z, где ось z направлена вниз, H — толщина пластинки, a и b — отнесенные к толщине H координаты контуров пластинки, а плоскость $r\varphi$ совпадает со срединной поверхностью пластинки. Средний слой пластинки состоит из идеально жесткопластического материала с условием пластичности типа модифицированного условия Треска для материала с разными пределами текучести при сжатии (σ_0) и растяжении ($k\sigma_0$, где $0 \le k \le 1$), армированного более прочными волокнами, обладающими свойством идеальной пластичности. Внешние слои пластинки — тонкие по сравнению с центральным слоем и имеют разные пределы текучести при сжатии (Q_0) и растяжении (νQ_0, где $0 \le \nu \le 1$). Пусть S_{0i}^{+} и $S_{0i}^{-} = \mu_i S_{0i}^{+}$ — предельные усилия для волокон при растяжении и сжатии соответственно; $S_{0i}^{+} = F_i^{+}\sigma_{0i}^{+}$, $S_{0i}^{-} = F_i^{-}\sigma_{0i}^{-}$, где F_i^{-}, F_i^{+} — площади поперечного сечения волокон; σ_{0i}^{+}, σ_{0i}^{-} — пределы текучести для волокон при растяжении и сжатии; $i = 1, 2$ — ортогональные направления, совпадающие с осями главных изгибающих моментов. Волокна укладываются в двух ортогональных направлениях, совпадающих с осями главных изгибающих моментов: в каждом направлении в двух слоях, несимметричных относительно срединной плоскости. Числа волокон по двум направлениям различны.

В работах [4, 5] получены условия текучести на плоскости безразмерных изгибающих моментов m_1 и m_2, которая представляет собой неправильный шестиугольник $ABCDEF$ (рис. 1). Для сторон шестиугольника получены следующие предельные значения положительных и отрицательных изгибающих моментов:

для сторон AB и AF:

$$m_i = m_{0i}^{+} = c_0 + c_{1i}^{+} s_{0i} - c_{2i} s_{0i}^2 + c_3 q_0 - c_4 q_0^2 - c_{5i} s_{0i} q_0;$$

для сторон CD и DE:

$$m_i = -m_{0i}^{-} = -[c_0 + c_{1i}^{-} s_{0i} - c_{2i} s_{0i}^2 + c_3 q_0 - c_4 q_0^2 - c_{5i} s_{0i} q_0],$$

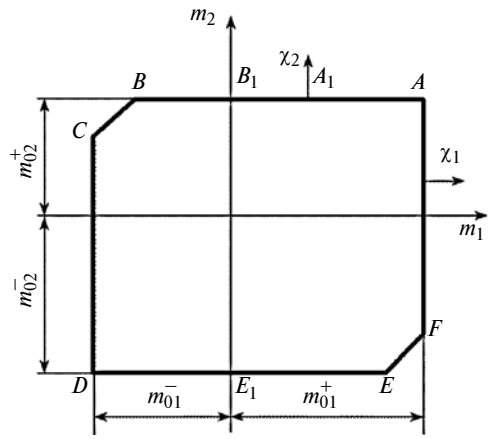


Рис. 1. Шестиугольник текучести

для сторон EF и BC:

$$m_2 = \alpha m_1 + \beta_1; \quad m_2 = \alpha m_1 + \beta_2.$$

Здесь приняты следующие обозначения для коэффициентов [4, 5]:

$$c_0 = \frac{2k}{1+k}; \quad c_{1i}^+ = 4\left(d_i'' + \mu_i d_i' + \frac{1-\mu_i}{2}\frac{1-k}{1+k}\right);$$

$$c_{2i} = \frac{2(1-\mu_i)^2}{1+k}; \quad c_3 = 4\frac{1+\nu k}{1+k}; \quad c_4 = \frac{2(1-\nu)^2}{1+k};$$

$$c_{5i} = \frac{4(1-\mu_i)(1-\nu)}{1+k}, \quad i = 1, 2, \quad 0 \le \nu \le 1;$$

$$c_{1i}^- = 4\left(d_i' + \mu_i d_i'' + \frac{1-\mu_i}{2}\frac{1-k}{1+k}\right), \quad i = 1, 2;$$

$$\alpha = \frac{(1-k)[(1-\mu_2)s_{02} + (1-\nu)q_0] + k}{(1-k)[(1-\mu_1)s_{01} + (1-\nu)q_0] + k}; \quad q_0 = \frac{Q_0}{\sigma_0 H^2};$$

$$\beta_1 = a_2 - \alpha a_1; \quad \beta_2 = a_4 - \alpha a_3; \quad s_{0i} = \frac{S_{0i}}{\sigma_0 H^2};$$

$$a_1 = \frac{1}{1-k^2}\{k(1-k) + (1+k^2)[(1-\mu_1)s_{01} + (1-\nu)q_0] - 2k[(1-\mu_2)s_{02} + (1-\nu)q_0\} + 4(d_1'' + \mu_1 d_1')s_{01}^+ + 2(1+\nu)q_0;$$

$$a_2 = -\frac{1}{1-k^2}\{k(1-k) + (1+k^2)[(1-\mu_2)s_{02} + (1-\nu)q_0] + 2k[(1-\mu_1)s_{01} + (1-\nu)q_0\} + 4(d_2' + \mu_2 d_2'')s_{02} - 2(1+\nu)q_0;$$

$$a_3 = -a_1 - 4(1-\mu_1)(d_1' - d_1'')s_{01};$$

$$a_4 = -a_2 - 4(1-\mu_2)(d_2' - d_2'')s_{02},$$

где d_i' и d_i'' — безразмерные расстояния (отнесенные к толщине H) от срединной плоскости до верхних и нижних слоев волокон.

Решение задачи. Пусть $P(r)$ — заданная внешняя нагрузка, действующая на верхнюю поверхность пластинки и направленная вниз. Так как радиальный изгибающий момент имеет положительное значение (растяжение нижних и сжатие верхних слоев) вплоть до внешнего контура, то пластическое состояние пластинки определяется стороной E_1E шестиугольника текучести (см. рис. 1) около внутренней кромки $r = a$, на которой $m_1 = 0$, и стороной AB_1 шестиугольника текучести около внешней кромки $r = b$, на которой снова $m_1 = 0$. Таким образом, решение задачи надо искать по последовательности режимов текучести $E_1E - EF - FA - AB_1$. При этом пластинка разбивается на четыре кольцевых зоны, в каждой из которых условие текучести — линейное.

Участок $a \le r \le \rho_1$ соответствует пластическому режиму E_1E, согласно которому $m_2 = -m_{20}^-$. Подставим это значение в уравнение равновесия

$$(rm_1)' - m_2 = -T^{ar} + Ta, \tag{1}$$

где $T^{ar} = \int_a^r P(\eta)\eta d\eta$ — безразмерная величина, связанная с внешней нагрузкой $P(r)$; T — погонное усилие на внутреннем контуре пластинки.

После интегрирования получим:

$$rm_1 = (-m_{20}^- + Ta)r - \int_a^r T^{a\xi}d\xi + C,$$

где ξ — параметр интегрирования; C — произвольная постоянная.

Определив C из условия $m_1(a) = 0$, находим:

$$rm_1 = (-m_{20}^- + Ta)(r - a) - \int_a^r T^{a\xi}d\xi;$$

$$m_2 = -m_{20}^-. \tag{2}$$

Определив $m_1(\rho_1)$ из выражения (2) и подставив в формулу $m_2 = \alpha m_1 + b_1$, получим величину $-m_{20}^-$, что даст:

$$m_{20}^-\left(\alpha - 1 - \alpha\frac{a}{\rho_1}\right) = b_1 + Ta\alpha\frac{\rho_1 - a}{\rho_1} - \frac{\alpha}{\rho_1}\int_a^{\rho_1} T^{a\xi}d\xi. \tag{3}$$

В области $\rho_1 \le r \le \rho_2$ имеем состояние, соответствующее стороне EF шестиугольника, при котором $m_2 = \alpha m_1 + b_1$. Тогда уравнение равновесия (1) примет вид:

$$rm_1' + (1-\alpha)m_1 = (Ta + b_1) - T^{ar}.$$

Решение этого уравнения получим в виде:

$$m_1 = Cr^{\alpha-1} + (Ta + b_1)\frac{1}{1-\alpha} - r^{\alpha-1}\int_a^r \xi^{-\alpha}T^{a\xi}d\xi.$$

Определив произвольную постоянную C из условия непрерывности $m_1(\rho_2) = m_{10}^+$, находим:

$$m_1(r) = m_{10}^+\left(\frac{r}{\rho_2}\right)^{\alpha-1} + (Ta + b_1)\frac{1}{1-\alpha}\left[1-\left(\frac{r}{\rho_2}\right)^{\alpha-1}\right] + $$
$$+ r^{\alpha-1}\int_r^{\rho_2}\xi^{-\alpha}T^{a\xi}\mathrm{d}\xi. \quad (4)$$

Используя условие непрерывности $[m_1(\rho_1)] = 0$, т.е. равенство момента $m_1(r)$ влево и вправо от радиуса $r = \rho_1$, получаем:

$$(-m_{20}^- + Ta)(\rho_1 - a) - \int_a^{\rho_1} T^{a\xi}\mathrm{d}\xi = m_{10}^+\frac{\rho_1^\alpha}{\rho_2^{\alpha-1}} +$$
$$+ (Ta + b_1)\frac{\rho_1}{1-\alpha}\left[1-\left(\frac{\rho_1}{\rho_2}\right)^{\alpha-1}\right] + \rho_1^\alpha\int_{\rho_1}^{\rho_2}\xi^{-\alpha}T^{a\xi}\mathrm{d}\xi. \quad (5)$$

Когда напряженное состояние пластинки соответствует стороне FA ($\rho_2 \le r \le \rho_3$), для скоростей деформации имеем:

$$\dot{\varepsilon}_1 = -w'' \ge 0; \quad \dot{\varepsilon}_2 = -\frac{1}{r}w' = 0,$$

где w' и w'' — производные прогиба пластинки по радиальной координате r.

Естественным решением этих уравнений будет $w = w_0 = \mathrm{const}$, т.е. кольцевая часть пластинки ($\rho_2 \le r \le \rho_3$), оставаясь жесткой, перемещается в этой области как абсолютно жесткое тело. Окружности радиусом $r = \rho_2$ и $r = \rho_3$ являются шарнирными окружностями, на которых первая производная скорости прогиба претерпевает разрыв, скорость прогиба непрерывна, а радиальный изгибающий момент имеет максимальное значение.

При $\rho_3 \le r \le b$ имеем состояние, соответствующее AB_1, при котором $m_2 = m_{20}^+$, $m_1(b) = 0$. Из уравнения (1) получаем:

$$rm_1 = (m_{20}^+ + Ta)r - \int_a^r T^{a\xi}\mathrm{d}\xi + C.$$

Здесь произвольную постоянную C определяем из условия $m_1(\rho_3) = m_{10}^+$, тогда

$$rm_1 = (m_{20}^+ + Ta)(r - \rho_3) + m_{10}^+\rho_3 - \int_{\rho_3}^r T^{a\xi}\mathrm{d}\xi. \quad (6)$$

При $r = b$ момент $m_1 = 0$, тогда имеем:

$$(m_{20}^+ + Ta)(b - \rho_3) + m_{10}^+\rho_3 - \int_{\rho_3}^b T^{a\xi}\mathrm{d}\xi = 0. \quad (7)$$

Разность уравнений (6) и (7) дает:

$$rm_1 = (m_{20}^+ + Ta)(r - b) + \int_r^b T^{a\xi}\mathrm{d}\xi.$$

Исследуем возможность продолжения статического поля на область $\rho_2 \le r \le \rho_3$. Принимая, что тангенциальный момент m_2 и перерезывающая сила являются непрерывными функциями, из уравнения равновесия (1) получаем, что производная $\mathrm{d}m_1/\mathrm{d}r$ не может иметь скачков в области пластинки, т.е.

$$\frac{\mathrm{d}m_1}{\mathrm{d}r} = 0 \text{ при } r = \rho_2 \text{ и } r = \rho_3, \quad (8)$$

так как $m_1 = m_{10}^+$ на этих радиусах.

Однако если допустить возможность скачкообразного изменения момента m_2, то из уравнения равновесия (1) получим:

$$r\left[\frac{\mathrm{d}m_1}{\mathrm{d}r}\right] = [m_2], \quad (9)$$

где

$$\left[\frac{\mathrm{d}m_1}{\mathrm{d}r}\right] = \frac{\mathrm{d}m_1^+}{\mathrm{d}r} - \frac{\mathrm{d}m_1^-}{\mathrm{d}r}; \quad [m_2] = m_2^+ - m_2^-,$$

что означает наличие скачков соответствующих величин в рассматриваемой точке.

Так как скачок $[m_2]$ на окружностях $r = \rho_2$ и $r = \rho_3$ имеет положительные значения, а $[\mathrm{d}m_1/\mathrm{d}r]$ на этих радиусах может быть только отрицательным, то выполнение условия (9) невозможно. Из этого заключаем, что поле моментов m_2 должно быть непрерывно в области пластинки, т. е. $[m_2] = [\mathrm{d}m_1/\mathrm{d}r] = 0$.

Выполняя условие (8) с использованием производной формулы (4) при $r = \rho_2$ и производной формулы (6) при $r = \rho_3$, получим:

$$Ta = T^{\alpha\rho_3} + m_{10}^+ - m_{20}^+; \quad (10)$$

$$m_{20}^+ - (\alpha m_{10}^+ + \beta_1) = T^{\rho_2\rho_3}. \quad (11)$$

Формула (10) определяет неизвестную реакцию Ta, а формула (11) —предельную нагрузку.

Используя условие непрерывности $[m_1(\rho_1)] = 0$, получим:

$$(-m_{20}^- + Ta)(\rho_1 - a) - \int_a^{\rho_1} T^{a\xi}\mathrm{d}\xi = m_{10}^+\frac{\rho_1^\alpha}{\rho_2^{\alpha-1}} +$$
$$+ (Ta + b_1)\frac{\rho_1}{1-\alpha}\left[1-\left(\frac{\rho_1}{\rho_2}\right)^{\alpha-1}\right] + \rho_1^\alpha\int_{\rho_1}^{\rho_2}\xi^{-\alpha}T^{a\xi}\mathrm{d}\xi.$$

Уравнения (3), (5), (7), (10) и (11) позволяют определить неизвестные радиусы ρ_1, ρ_2, ρ_3, силу T реакции контура и приведенную нагрузку p.

Из уравнения (11) в случае равномерно распределенной внешней нагрузки $P(r) = p = \mathrm{const}$ для предельной нагрузки получим:

$$\varphi = \frac{pb^2}{m_{20}^+} = \frac{2}{x_3^2 - x_2^2}\left(1 - \frac{\alpha m_{10}^+ + b_1}{m_{20}^+}\right),$$

где $x_i = \rho_i/b$ ($i = 1, 2, 3$) — безразмерные радиусы.

Видно, что благодаря армирующим волокнам и покрытия предельная нагрузка пластинки увеличивается в $y = 1 - \dfrac{\alpha m_{10}^{+} + b_1}{m_{20}^{+}}$ раз, поскольку $\alpha m_{10}^{+} + b_1 < 0$.

Графики зависимости предельной нагрузки pb^2 от безразмерного предельного усилия для волокон в случае $s_0 = s_{01} = s_{02}$ при конкретных значениях k, μ и ν представлены на рис. 2. Здесь верхние три линии относятся к случаю $\nu = 0{,}50$, а нижние три линии — к случаю $\nu = 0{,}25$; сплошные линии соответствуют $\mu = 1$, $k = 1$, штриховые — $\mu = 0{,}8$, $k = 1$, штрихпунктирные — $\mu = 1$, $k = 0{,}8$. Наблюдается значительный рост предельной нагрузки с увеличением предельного усилия S_0 волокон. Также изменяется предельная нагрузка и в зависимости от предельного усилия q_0 покрытий. На рис. 3 приведены зависимости радиусов $x_i = \rho_i/b$ ($i = 1, 2, 3$) от отношения $k = a/b$, а на рис. 4 — зависимости предельной нагрузки φ от $k = a/b$ для композитной (*2*) и обычной (*1*) пластинок.

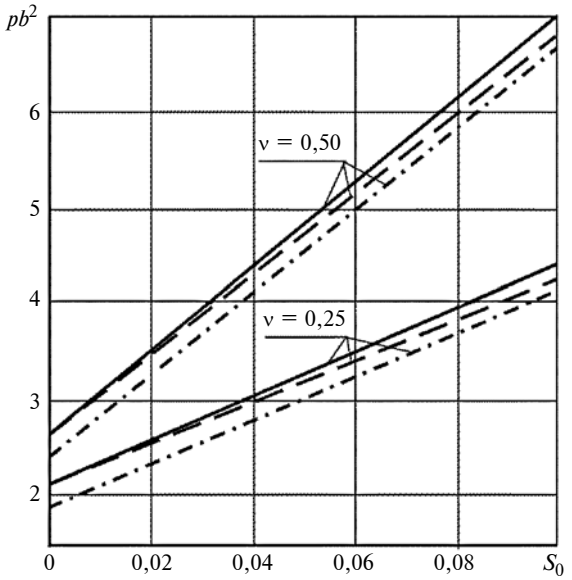


Рис. 2. Зависимости безразмерной предельной нагрузки pb^2 от безразмерного предельного для волокон усилия S_0 при $k = 1$, $\mu = 1$ (———); $k = 1$, $\mu = 0{,}8$ (– – –); $k = 0{,}8$, $\mu = 1$ (– • –)

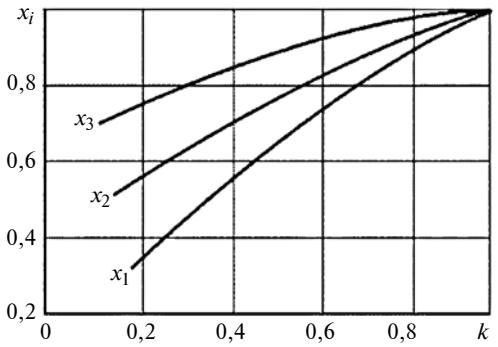


Рис. 3. Зависимости радиусов $x_i = \rho_i/b$ ($i = 1, 2, 3$) от $k = a/b$

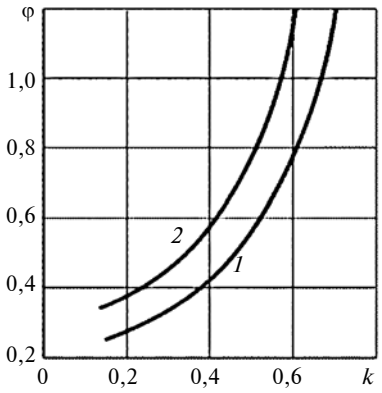


Рис. 4. Зависимости безразмерной предельной нагрузки φ от $k = a/b$ для обычной (*1*) и композитной (*2*) пластинок

Таким образом, определена несущая способность кольцевой трехслойной пластинки, центральный слой которой армирован волокнами. Для равномерно распределенной нагрузки выявлен характер зависимости коэффициента предельной нагрузки от свойств материалов, составляющих пластинки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Mroz Z., Shamiev F. G.** Simplified yield conditions for fibre-rein for cedplate sand shells // Arch. Inz. Lad. 1979. V. 25. N. 3. P. 463—476.
2. **Мовсумов Э. А., Шамиев Ф. Г.** Несущая способность пластинок из волокнистого композита // Механика композитных материалов. 2005. Т. 41. № 2. С. 177—192.
3. **Мруз З., Савчук А.** Несущая способность кольцевых пластин, закрепленных по обеим кромкам // Изв. АН СССР, ОТН. 1960. № 3. С. 72—78.
4. **Ильясов М. Х., Джагангиров А. А.** Гиперповерхности текучести трехслойной композитной оболочки, средний слой которой армирован волокнами // Доклады НАНА. № 5. 2012. С. 20—27.
5. **Ильясов М. Х., Джагангиров А. А.** Гиперповерхности текучести трехслойной композитной оболочки, средний слой которой армирован волокнами // Механика композитных материалов. 2014. Т. 50. № 3. С. 487—500.
6. **Джагангиров А. А.** Гиперповерхности текучести оболочки с покрытыми поверхностями // Машиноведение. 2013. № 2. С. 59—70.
7. **Джагангиров А. А.** Несущая способность армированной волокнами круглой трехслойной композитной пластинки, защемленной по контуру // Экоэнергетика. 2012. № 4. С. 74—80.
8. **Джагангиров А. А.** Несущая способность армированной волокнами свободно опертой круглой трехслойной композитной пластинки // Фундаментальные науки. 2013. № 1. Т. XII (45). С. 50—54.
9. **Джагангиров А. А.** Предельная нагрузка для трехслойной композитной кольцевой пластинки, свободно опертой по внутреннему контуру и защемленной по внешнему контуру // Теоретическая и прикладная механика. 2013. № 2. С. 78—87.

УДК. 621.752.3

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук, С. Н. ОХУЛКОВ, канд. физ.-мат. наук, П. А. ЗЛОБИН (Нижегородский ГТУ, ИПМ РАН, г. Нижний Новгород), e-mail: oxulkovs@mail.ru

Демпфирующие характеристики тросовых виброизоляторов и гидроопор[1]

Приведены спектральные характеристики гидроопор и тросовых виброизоляторов, которые отличаются тем, что в первых энергия поглощается реологической средой, а во вторых — при сухом трении отдельных упругих проволочек в прядях стальной тросовой системы. Условия экспериментальных исследований были полностью идентичными. Установлено, что при равенстве спектров входных вибросигналов выходные спектры значительно отличались.

Ключевые слова: магнитная реология, вибрация, ударная нагрузка, переходные процессы, реологическая суспензия.

The spectral characteristics of hydromounts and rope vibration isolators, which differs by that in the first ones the energy is absorbed by rheological medium, and in the second ones — at dry friction of separate elastic wires in strands of steel rope system, are presented. The conditions of experimental researches were absolutely identical. It is determined, that at equal spectra of input vibration signals the output spectra were significantly different.

Keywords: magnetic rheology, vibration, impact load, transient processes, rheological suspension.

Из современных средств рациональной виброзащиты груза при транспортировке наиболее широко используют гидравлические виброопоры [1] и тросовые виброизоляторы из стального каната [2].

Гидравлические виброопоры предназначены для демпфирования колебаний силовых агрегатов транспортных средств, стационарных энергетических установок, снижения вибрации в производственных и жилых помещениях, а также при транспортировке высокотехнологичного оборудования, хрупких и опасных грузов на грузовых автотранспортных средствах. В ИПМ РАН разработаны и изготовлены разные типы гидроопор для автомобильной промышленности, железнодорожного транспорта и военно-морского флота.

Гидравлические виброопоры (гидроопоры) объединяют в себе упругий резиновый элемент и гидравлический гаситель колебаний. В конструкции нет трущихся частей с фрикционным сухим контактом. Объемы полостей с жидкостью изменяются в результате изменения формы гидроопоры при ее деформации. Трение обеспечивается конструкционным трением в резине и гидравлическим вязким сопротивлением жидкости [3—5]. Наиболее перспективными являются гидроопоры с магнитореологическими заполнителями, которые изменяют свою вязкость под действием внутренних и внешних магнитных полей [3]. Такие конструкции можно настраивать в меняющихся условиях эксплуатации.

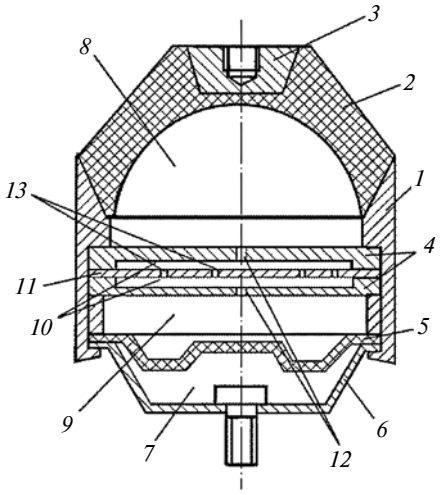


Рис. 1. Структурная схема гидроопоры типа ОГ-300

На рис. 1 приведена структурная схема одного из вариантов гидроопоры, которая содержит герметичную заполненную жидкостью рабочую камеру *8*, ограниченную эластичной обечайкой *2* и опорной платой *3*. Камера *8* соединена дроссельными каналами *12*, не являющимися продолжением друг друга, с внутренней полостью *10*, расположенной в перегородке *4* и разделенной на две равные части гибкой диафрагмой *11*. Части сообщаются через дроссельные отверстия *13* в диафрагме. Нижняя часть полости *10* через дроссельные каналы *12* сообщается с компенсационной камерой *9*, ограниченной снизу эластичной мембраной *5*, отделяющей рабочую жидкость от воздушной полости *7* и уплотненную в корпусе *1* поддоном *6*, предохраняющем мембрану *5* от механических повреждений.

Гидравлическая виброопора работает следующим образом.

При воздействии на плату *3* статической нагрузки от силового агрегата транспортного средства обечайка *2* деформируется и объем рабочей камеры несколько уменьшается. Это вызывает повышение давления рабочей жидкости в компенсационной камере *9*, что приводит к деформации мембраны *5* и увеличению объема компенсационной камеры. Вследствие перепада давлений в рабочей и компенсационной камерах жидкость из рабочей камеры *8* через дроссельные каналы *12* начинает поступать в полость *10*. Так как рабочая жидкость практически несжимаема,

[1] Исследование выполнено по гранту Российского научного фонда (проект № 15-19-10026).

то одновременно через дроссельные каналы *12* она поступает в камеру *9*, ограниченную мембраной *5* и корпусом *1*. При поступлении рабочей жидкости в полость *10* вследствие турбулентных потоков и переходных процессов в ее верхней и нижней частях на диафрагму *11* воздействуют знакопеременные стохастические нагрузки и она начинает изгибаться по закону:

$$u(r, t) = \\ = \sum_{n=1}^{N} A_n J_0\left(\frac{\mu_n r}{R}\right) \sin\left(\frac{a\mu_n}{R} t + \varphi_n\right). \quad (1)$$

Здесь $u(r, t)$ — смещение элементов гибкой диафрагмы; A_n и φ_n — амплитуда и фаза каждого отдельного колебания; r — радиус узловых окружностей диафрагмы; t — текущее время; $\mu_n = kR$ — n-й корень уравнения Бесселя $J_0(\mu_n) = 0$ (k — коэффициент, зависящий от натяжения T — упругости гибкой диафрагмы; R — текущий радиус диафрагмы); $a = \sqrt{T/\rho}$ — параметр гибкой диафрагмы в исходном положении при отсутствии виброперегрузок и постоянной плотности ρ ее материала [10].

Из формулы (1) следует, что свободные радиальные колебания диафрагмы складываются из N гармонических колебаний с частотами

$$\omega_n = \frac{A\mu_n}{R} = \frac{\mu_n}{R}\sqrt{\frac{T}{\rho}}. \quad (2)$$

Узловые линии круглой диафрагмы определяются из условия

$$J_0\left(\frac{\mu_n r}{R}\right) = 0. \quad (3)$$

Из уравнения (3) следует, что n-я гармоника входного вибросигнала имеет n узловых линий [10].

Дроссельные отверстия в диафрагме можно разместить как в узлах, так и в пучностях. При выполнении отверстий в узлах рабочая жидкость дросселирует через них как в неподвижной перегородке и эффект настройки гидроопоры на заданную частоту спектра отсутствует. Для увеличения амплитуды A_n n-й гармоники в пучностях, образующих стоячие волны на диафрагме, для обеспечения настройки на заданные частоты в ней необходимо выполнить дополнительные дроссельные отверстия меньшей площади. Выполнение дроссельных отверстий в узлах снижает эффективность работы гидроопоры.

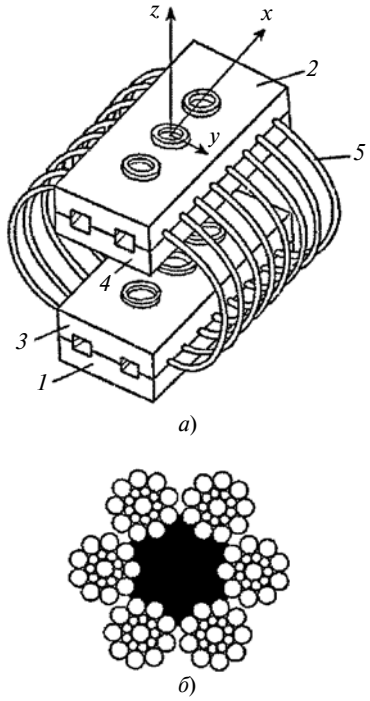


Рис. 2. Тросовый виброизолятор из стального каната (*а*) и сечение каната (*б*): *1* и *2* — нижнее и верхнее основания; *3* и *4* — обжимающие планки; *5* — стальной трос

При работе гидроопоры, настроенной на определенную частоту спектра входного вибросигнала, через отверстия в пучностях диафрагмы рабочая жидкость протекает с большей скоростью, чем через отверстия в узлах диафрагмы. Следовательно, диссипация энергии колебаний на данной частоте будет выше. Подобные гидроопоры можно настраивать на определенные частоты и использовать их как заградительные узкополосные фильтры. Аналогичные процессы происходят при смене полярности входного вибросигнала.

Одним из перспективных направлений виброзащиты является использование в виброизоляторах упругого элемента — стального троса. Цельнометаллические ТВИ сухого трения могут иметь разные упругодемпфирующие элементы [2, 6, 8]. На рис. 2, *а* приведен цилиндрический ТВИ, который содержит две параллельные разъемные обоймы, соединенные упругим элементом, выполненным из отрезка троса в виде кольцевой спирали [2]. Трос виброизолятора и разъемные обоймы изготовлены из коррозионно-стойкой стали, например 12Х18Н10Т (ГОСТ 5632—72), или стали 20 (ГОСТ 1050—88). Обоймы имеют форму вытянутых крепежных стальных планок с выемками для защемления упругого элемента (троса). Стальной канат марки ЛК-О (трос) (ГОСТ 3066—80) поочередно протягивается через отверстия, сформированные выемками двух опорных планок, и фиксируется крепежными элементами. Стальной канат (рис. 2, *б*) состоит из прядей пружинной углеродистой проволоки с модулем упругости $E = 2 \cdot 10^5$ Н/мм^2. Проволока может иметь традиционное круглое сечение или треугольное, шестигранное и квадратное сечения. Выбор сечения определяется созданием желаемого распределенного контакта во фрикционных парах и повышением стабильности упругодиссипативных свойств виброизоляторов [2].

Применяют ТВИ для виброизоляции и гашения энергии толчков и ударов. Они температуроустойчивы и с одинаковой надежностью выдерживают нагрузки сжатия, растяжения и сдвига. Поглощение энергии колебаний в них связано с трением элементов конструкции. Нелинейность характеристик элементов затрудняет расчет виброзащитной системы. Для создания распределенного контакта во фрикционных

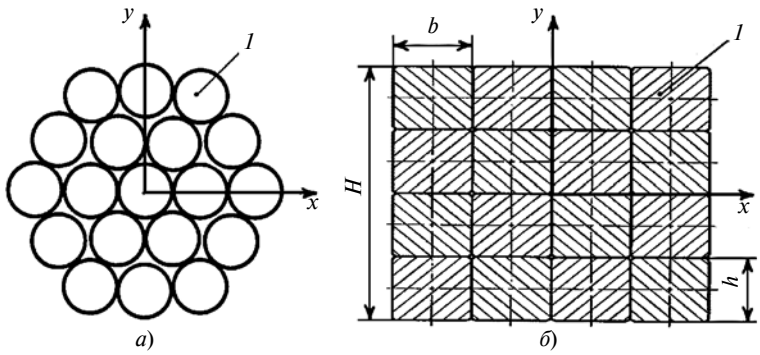


Рис. 3. Поперечные сечения упругого стального троса (*а*) и многослойного упругого элемента, выполненного в виде пространственного пакета (*h* < *b* — стержни прямоугольного сечения) (*б*)

парах и повышения стабильности упругодиссипативных свойств ТВИ рассмотрим прядь троса как стержень прямоугольного сечения.

Стальной канат из прядей *1* (рис. 3, *а*) пружинной проволоки представим в виде многослойного упругого пространственного пакета высотой *H* (рис. 3, *б*), сформированного из *n* стальных стержней прямоугольного поперечного сечения [6, 11], которые обладают пружинными свойствами. В таком пространственном пакете каждый слой имеет высоту *h*, ширину *b* и длину *l*. (Здесь под слоем понимается пара трения, образованная сопряженными участками боковых поверхностей соседних стальных стержней).

В пакете боковые поверхности каждого из стержней прямоугольного поперечного сечения, имеющего взаимно перпендикулярные прямолинейные участки, плотно сопряжены друг с другом. Число стержней в пакете и длины прямолинейных сопряженных участков определяют жесткость виброизолятора. Распределенный по площади контакт прямоугольных стержней в пакете обеспечивает высокие упругодемпфирующие характеристики и стабильность виброизолятора.

Если в пакете стержней на их контактных поверхностях (см. рис. 3, *а*) создаются пары трения с коэффициентом *f*, уменьшающимся в обе стороны от нейтральной оси, то на самой оси коэффициент *f* трения в паре определяется зависимостью [6]

$$f = \frac{3P}{2bhmq}\left[1 - \frac{4y^2}{m^2h^2}\right], \qquad (4)$$

где *P* — поперечная сила, при которой обеспечивается расслоение пакета; *y* — расстояние от нейтральной оси до каждой контактной боковой поверхности каждого из стержней, мм; *q* — сдавливающая нагрузка, Н/мм^2; *m* — число слоев пар трения пружинных стержней прямоугольного сечения в многослойном пакете вдоль оси.

Сдавливающая нагрузка *q* вызывает силы трения в парах стержней многослойного пакета. При сдавливающей нагрузке, равной распределенной силе трения, возникающие касательные напряжения τ_0 начинают превышать силы трения, т. е. $\tau_0 > f_0$, где f_0 — максимальный коэффициент трения в паре на нейтральной оси пакета. В этом случае происходит проскальзывание всех сопряженных пар трения прямоугольных стальных стержней в многослойном пакете [6].

Коэффициент поглощения входного сигнала в многослойном пакете стальных стержней определяется по формуле [6]

$$\psi = 16b\tau_0 h f_0\left(1 - \frac{1}{m}\right)/3P. \qquad (5)$$

Из формулы (5) видно, что коэффициент ψ поглощения зависит от нагрузки *q* и касательных напряжений τ_0 в парах трения.

В многослойном упругом пространственном пакете трение на контактных поверхностях упругодемпфирующих элементов распределяется одновременно с равномерным распределением нагрузки *q* [2]. В тросе с круглым сечением проволоки имеют место линейные и точечные фрикционные пары. Очевидно, что в тросах с точечно-линейным контактом фрикционных пар износ больше, чем в тросах с распределенным контактом. Поэтому для создания ТВИ с бóльшими стабильностью и ресурсом предпочтительнее выбирать тросы с некруглым поперечным сечением проволоки.

Конструкции ТВИ и гидравлических виброопор позволяют крепить защищаемый груз как к вертикальным переднему и боковым бортам грузовой платформы или контейнера, так и к потолку. Так как конструктивно оба типа виброизоляторов выполнены как системы, состоящие из набора разных элементов, то при экспериментальном исследовании их частотных характеристик целесообразно рассмотреть спектральные составы входных и выходных вибросигналов.

Экспериментальные стендовые испытания ТВИ и гидроопор

Экспериментальные исследования амплитудно-частотных характеристик (АЧХ) гидроопор и ТВИ проводили на вибростенде ЭВ-342 в диапазоне фиксированных частот 10÷50 Гц с шагом 5 Гц. На каждой из частот входного управляющего вибросигнала виброперегрузки на входе и выходе виброопор ОГ-300 и ТВИ измеряли по 5 раз, что позволило точнее оценить влияние каждой из гармоник входных сигналов на степень ее действия.

В действительности чисто гармонических сигналов не существует, вибросигналы — не исклю-

чение. Поэтому в реальных стационарных вибропроцессах присутствуют основная гармоника и множество кратных ей гармоник. Так как ТВИ и гидроопора являются нелинейными узлами в системах виброгашения, то выходной сигнал в еще большей степени обогащается кратными гармониками. Некоторые из них могут превосходить основную гармонику.

Спектральный анализ входных и выходных вибросигналов, получаемых с испытуемых изделий виброзащиты, необходим для оценки их нелинейности исходя из того, что сигнал, генерируемый на любой постоянной частоте вибростенда, не является чисто гармоническим. В его спектре всегда присутствуют кратные основной частоте гармоники [9], амплитуда которых может быть меньше амплитуды основной гармоники на 20 дБ. Однако игнорировать их нельзя, так как некоторые из гармонических составляющих эффективнее гасятся гидроопорами, чем ТВИ, и наоборот. Ранее в работе [11] исследовали спектральные составы входных и выходных сигналов при стендовых испытаниях ТВИ; испытания гидравлических виброопор тогда не проводили.

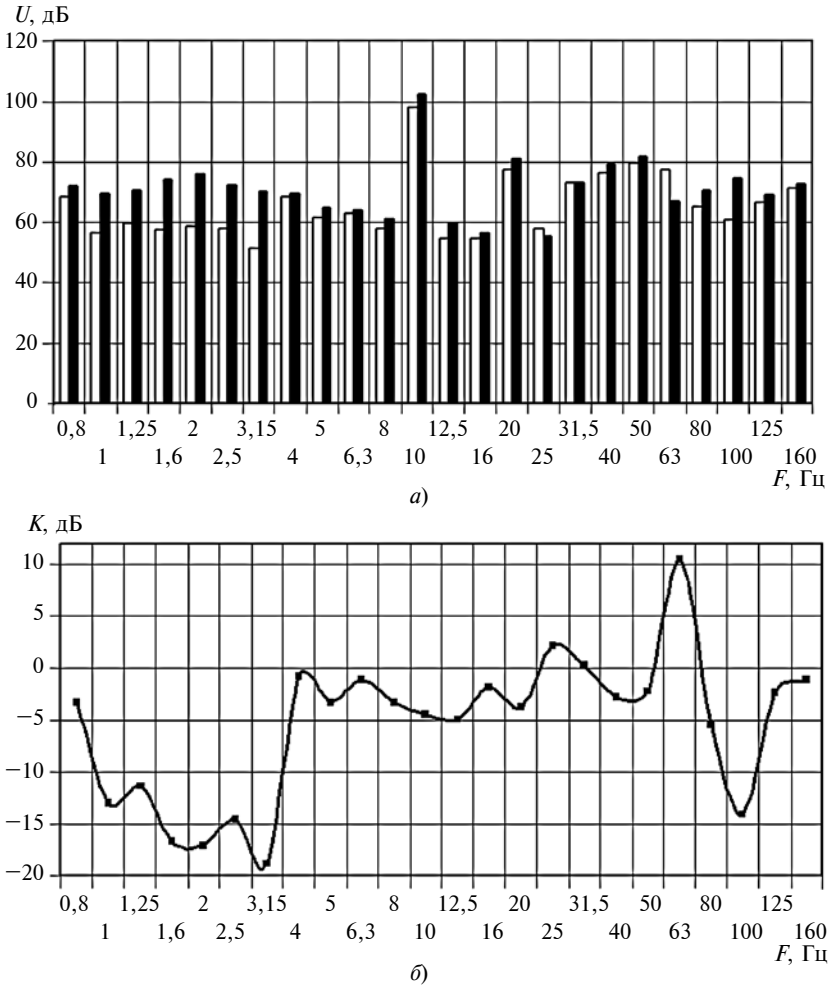


Рис. 5. Спектры входных (■) и выходных (□) вибросигналов (*а*) и демпфирующая характеристика (*б*) гидроопор ОГ-300 на частоте возбуждения вибростенда 10 Гц; изм. 2

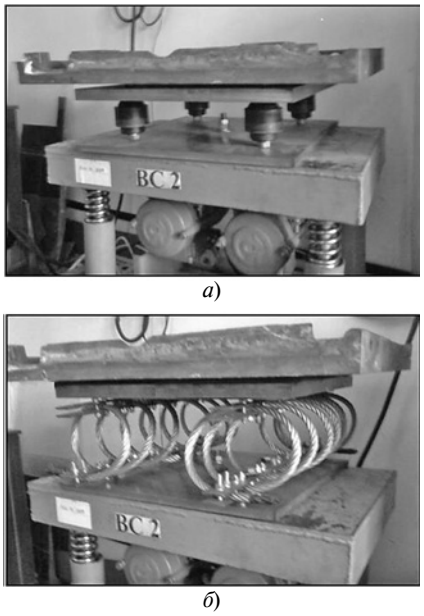


Рис. 4. Фотографии четырех гидравлических виброопор ОГ-300 (*а*) и двух тросовых цилиндрических виброизоляторов из стального троса ∅13 мм (*б*)

Фотографии гидравлических виброопор ОГ-300 и ТВИ из стального троса ЛК-О ∅13 мм (ГОСТ 3066—80) под нагрузкой массой 108 кг, установленных на вибростенде, приведены на рис. 4.

По результатам проведенных измерений построены амплитудные спектры виброускорений входных и выходных вибросигналов гидравлических виброопор ОГ-300 и ТВИ из стального троса ∅13 мм при частоте гармонических составляющих спектра 0,8÷160 Гц на частоте возбуждения вибростенда 10 Гц (рис. 5 и 6). Демпфирующие АЧХ рассчитывали по формуле

$$K = \Delta U_{рез} = U_{вых} - U_{вх},$$

где $K = \Delta U_{рез}$ — демпфирование на данной частоте, дБ; $U_{вых}$ — амплитуда выходного сигнала на этой же частоте, дБ; $U_{вх}$ — амплитуда выходного сигнала, дБ.

Анализ спектральных характеристик гидравлических виброопор

При анализе виброметром ОКТАВА-110В/101ВМ вибраций в диапазоне частот 0,8÷160 Гц на частоте возбуждения вибростенда 10 Гц установлено, что в центральных контрольных точках стола вибростенда или нагрузки гидравлических виброопор ОГ-300 проявляется широкополосная низкочастотная случайная вибрация, характеризующаяся большим числом гармонических составляющих. Анализ спектров

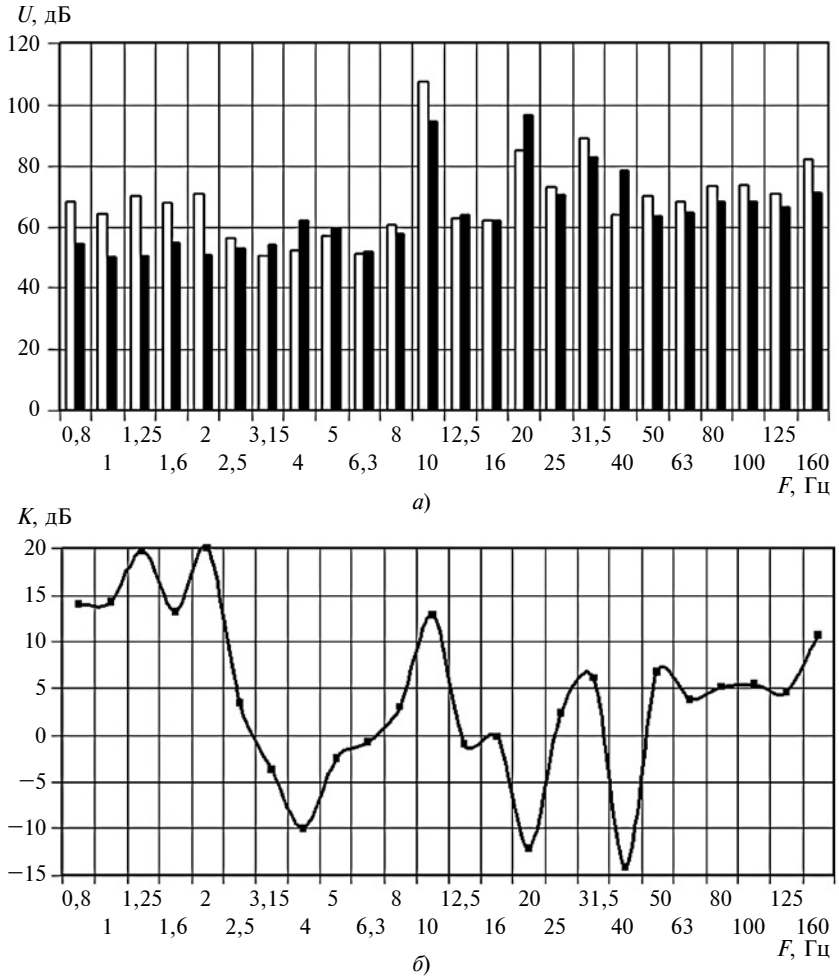


Рис. 6. Спектры входных (■) и выходных (□) вибросигналов (*а*) и демпфирующая характеристика (*б*) ТВИ на частоте возбуждения вибростенда 10 Гц; изм. 1

входных и выходных вибросигналов и демпфирующих АЧХ показал, что гидравлические виброопоры являются нелинейными гидромеханическими изделиями (см. рис. 5).

Нелинейность гидравлических виброопор подтверждается неравномерностью демпфирующих АЧХ во всем частотном диапазоне вибросигналов. Установлено, что гармонические составляющие спектра входного вибросигнала гидравлических виброопор превышают выходные на всех гармониках в среднем на 4÷5 дБ. Только на третьей и пятой гармониках спектра выходные вибросигналы больше входных. В диапазоне частот 0,8÷4 Гц снижение АЧХ гидравлических виброопор достигает — 7,5÷ —19 дБ, что указывает на их способность осуществлять виброизоляцию грузов и кузовов многоосных транспортных средств при частотах вибросигналов 2÷4,6 Гц. Кроме того, измерительная аппаратура выявила в спектре вибросигнала дополнительные низкочастотные гармоники, которые трудно объяснить нелинейностью характеристик вибростенда. Возможно, что эти гармоники вызваны собственными частотами нагруженной дополнительными массами колебательной системы.

Анализ спектральных характеристик тросовых виброизоляторов

Анализ амплитудных спектров входных и выходных вибросигналов и демпфирующих АЧХ тросовых виброизоляторов (см. рис. 6) показал, что ТВИ также являются нелинейными гасителями вибросигналов, что подтверждается неравномерностью АЧХ во всем частотном диапазоне действия вибросигналов.

Из рис. 6 видно, что на гармонических составляющих спектра входного вибросигнала до 10 Гц ТВИ не работает. Вибросигнал снижается в среднем на 10 дБ только на второй и четвертой гармониках.

Выводы

Стендовые испытания тросовых виброизоляторов и гидравлических виброопор в одинаковых условиях показали большую эффективность последних, АЧХ которых в среднем на 3÷4 дБ меньше на частотах вибростенда от 10 до 30 Гц, что очень важно при демпфировании вибрации силовых агрегатов транспортных средств.

Демпфирующие характеристики гидравлических виброопор в низкочастотном спектре входного вибросигнала составляют 4÷5 дБ. Выходной сигнал на 2÷3 дБ больше входного на третьей гармонике и на 10 дБ — на пятой (см. рис. 4). Общее снижение вибросигнала составляет 5÷10 дБ.

Демпфирование низкочастотных составляющих спектра ТВИ наблюдается только на второй и четвертой гармониках. Общий отрицательный эффект составляет 2÷3 дБ. Заметное увеличение амплитуды выходного сигнала на низкочастотных субгармониках относительно амплитуды выходного сигнала гидроопор составляет 2÷3 дБ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Системы** виброзащиты с использованием инерционности и диссипации реологических сред / Б. А. Гордеев, В. И. Ерофеев, А. В. Синев, О. О. Мугин. М.: Физматлит, 2004. 176 с.

2. **Пономарев Ю. Л.** Теоретические основы высокоэффективных

УДК 621.01

А. С. МЕЛЬНИКОВ, канд. техн. наук, М. А. ТАМАРКИН, д-р техн. наук, Г. А. ПРОКОПЕЦ, Э. Э. ТИЩЕНКО, кандидаты технических наук (Донской ГТУ, г. Ростов-на-Дону), e-mail: amelnikov@lenta.ru

Технологическое обеспечение требуемой точности размеров расположения поверхностей детали

Для однозначного выбора технологических баз при проектировании предлагается ввести понятия "конструкторская размерная база", "конструкторский размер", "технологический размер". Это позволит систематизировать все элементарные погрешности, возникающие при обработке, связав их с технологическими операциями и создаваемыми на них размерами установки, статической и динамической настроек, для чего разработан соответствующий алгоритм.

Ключевые слова: механическая обработка, точность, технологический размер, технологическая база, выбор, управление точностью.

For clear selection of technological bases at design it is suggested to introduce the following definitions: "design dimensional base", "design dimension", "technological dimension". This will allow to systematize all individual errors, taking place at processing, and have connected them with technological operations and created on them installation dimensions, static and dynamic setups, for which the corresponding algorithm is developed.

Keywords: mechanical processing, accuracy, technological dimension, technological base, selection, accuracy control.

Обеспечение требуемого качества, а следовательно, и конкурентоспособности изделий машиностроения зависит от заданной точности их изготовления. Имеющийся опыт решения таких задач сегодня нуждается в обобщении и систематизации, попытка которой сделана в настоящей статье применительно к технологическим процессам (ТП) обработки деталей.

Все размеры, описывающие конструктивную форму детали, можно разделить на две группы:

1) параметры, определяющие каждую отдельную поверхность, — размер, требуемая точность которого задается допуском; макрогеометрия, задаваемая допуском формы (цилиндричность, плоскостность и т. д.); микрогеометрия, задаваемая параметрами шероховатости *Ra* или *Rz* и др.;

2) размеры взаимного расположения поверхностей (линейные и угловые размеры между двумя поверхностями, их соосность, параллельность и др.).

Существуют разные возможности технологического обеспечения каждой группы размеров. Требуемая точность размерного описания каждой поверхности обеспечивается выбором одного или последовательности нескольких методов обработки. Информации о возможностях каждого метода и правилах построения плана обработки поверхности в зависимости от требуемой точности ее размерного описания достаточно много [1—5 и др.]. Рекомендаций о типовых планах обработки поверхностей для технолога, проектирующего ТП обработки конкретной детали, достаточно содержится в справочной литературе.

Заданные конструктором размеры взаимного расположения поверхностей в конструктивной форме детали и их точность обеспечиваются чаще всего соот-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 18)

виброизоляторов: Электронное учебное пособие. Самара: Изд-во СТАУ, 2011. 102 с.

3. **Пат. 2407029 Рос. Федерация:** МПК F16F13/08, F16F13/30, Гидравлическая виброопора.

4. **Пат. 2471098 Рос. Федерация:** МПК F16F9/53, F16F5/00. Гидравлическая виброопора.

5. **Пат. 127847 Рос. Федерация:** МПК F16F9/53, F16F5/00. Адаптивная гидравлическая виброопора.

6. **Гвоздев А. С., Мелентьев В. С., Пономарев Ю. К.** О возможности управления характеристиками многослойных виброизоляторов с конструкционным демпфированием // Известия Самарского НЦ РАН. 2009. Т. 11. № 5. С. 177—184.

7. **Гордеев Б. А., Тумаков С. Ф., Бугайский В. В.** Экспериментальные исследования характеристик гидроопор на вибростендах // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. № 5. С. 84—87.

8. **Расчетное** исследование нагрузочных характеристик тросовых виброизоляторов г-образного типа / Д. Ю. Пономарев, И. К. Михалкин, Д. Е. Керенцев, Ю. К. Пономарев // Сб. науч. тр. по итогам XV междунар. науч.-техн. конф. "Новые материалы и технологии в машиностроении". Вып. 8. Брянск: БГИТА, 2012. С. 75—78.

9. **Гоноровский И. С.** Радиотехнические цепи и сигналы: Учебник для вузов. М.: Радио и связь, 1986. 512 с.

10. **Тихонов А. Н., Самарский А. А.** Уравнения математической физики. М.: Наука, 2004. 798 с.

11. **Демпфирующие** характеристики тросовых виброизоляторов / Б. А. Гордеев, А. Н. Осмехин, С. Н. Охулков, В. В. Бугайский // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 1. С. 11—15.

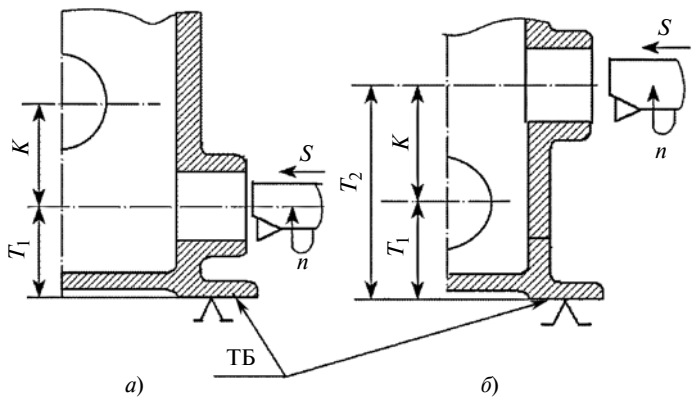


Рис. 1. Схемы обработки отверстий в корпусе червячного редуктора под подшипники червяка (*а*) и вала червячного колеса (*б*):
S — подача; *n* — частота вращения резца

ветствующим выбором технологической базы (ТБ). Важно иметь правила выбора ТБ, позволяющие технологу принять обоснованное и однозначное решение, а также научить будущих технологов делать такой выбор. Например, авторы работ [5—8] рекомендуют совмещать ТБ с конструкторской (КБ) и измерительной (ИБ) базами для обеспечения наибольшей точности задаваемых конструктором размеров. Автор работы [7] рекомендует совмещать ТБ с основной конструкторской базой (ОКБ) и называет это "принципом совмещения баз". Считается, что при его соблюдении технолог может "...полностью использовать заданный конструктором допуск".

К сожалению, на основании такой рекомендации сделать однозначный выбор ТБ практически невозможно.

Во-первых, потому что КБ согласно ГОСТ 21495—76 может быть основной или вспомогательной, а конструктивная форма каждой детали содержит практически обе базы. Тогда с какой из них совмещать ТБ?

Например, при проектировании корпуса червячного редуктора обязательно задают размер между отверстиями под подшипники червяка и червячного колеса, точность которого (допуск $\pm f_a$) назначается конструктором в результате расчета размерной цепи, описывающей формирование межосевого расстояния передачи. Точность межосевого расстояния зависит от степени точности червячной передачи, вида сопряжения и регламентируется ГОСТ 9774—81. Размер между осями отверстий в корпусе в размерной цепи является составляющим звеном, а исходным (замыкающим) звеном является межосевое расстояние червячной передачи. Основная база корпуса редуктора в направлении межосевого расстояния отверстий — плоскость основания. Если при обработке отверстий в соответствии с вышеприведенной рекомендацией принять эту поверхность в качестве ТБ, то межосевое расстояние *K* после обработки двух отверстий в лучшем случае может получиться на двух технологических переходах одной операции, а в других случаях — на технологических переходах обработки каждого отверстия на своей отдельной операции (рис. 1). Можно ли при этом на размеры T_1 и T_2, получаемые на разных операциях, в соответствии с приведенной рекомендацией назначить допуски, равные допуску заданного конструктором размера *K*. Далее покажем, что нельзя и почему.

Во-вторых, ИБ согласно ГОСТ 21495—76 используется, когда деталь уже изготовлена и использована ТБ. В этом случае можно говорить о выборе ИБ, но она вряд ли совместится с ТБ.

Вместе с тем принципу совмещения баз можно придать однозначность. Для этого нужно разделить понятия "***конструкторский размер",*** которым конструктор задает положение поверхности в конструктивной форме детали, и "***технологический размер",*** который получает технолог, обеспечивая заданную точность конструкторского размера.

Описывая положение поверхности в конструктивной форме детали, конструктор использует другую поверхность, ее ось или точку симметрии, от которой и задает размер расположения. Эта поверхность, ее ось или точка симметрии используются, по сути, как КБ для определения положения проектируемой поверхности. Предлагается дополнить классификацию конструкторских баз по назначению, установленную ГОСТ 21495—76 "Базирование и базы в машиностроении", третьей, которую назовем **конструкторской размерной базой (КРБ) — это база, принадлежащая детали и используемая для определения положения относительно нее другой поверхности в конструктивной форме детали.**

Конструкторская размерная база позволяет определить понятие ***"конструкторский размер"*** — **размер, описывающий положение поверхности в конструктивной форме детали относительно КРБ.**

При обработке поверхности для достижения ее заданного положения в конструктивной форме детали для установки заготовки в технологическую систему (ТС) технолог использует ТБ и получает ***технологический размер***, который описывает положение обработанной поверхности относительно ТБ, используемой при ее обработке (см. рис. 1 размеры T_1 и T_2). В зависимости от выбора ТБ этот размер может

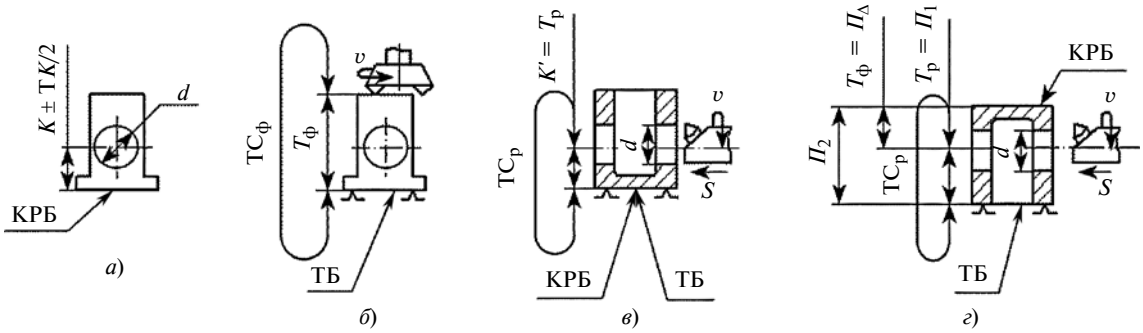


Рис. 2. Варианты обеспечения точности конструкторского размера *K* при разных схемах базирования корпуса на операции растачивания:

Т*K* — допуск размера, заданного конструктором; $ТС_р$ — технологическая система расточной операции; $T_р$ — технологический размер при растачивании; $ТС_ф$ — технологическая система операции фрезерования; $T_ф$ — технологический размер при фрезеровании; *v* — скорость резания

быть или не быть равным конструкторскому.

Используя предлагаемые понятия, принцип совмещения баз можно сформулировать следующим образом: **"Для достижения наибольшей точности конструкторского размера расположения поверхности следует при ее обработке в качестве технологической базы использовать конструкторскую размерную базу".** Справедливость этого правила подтверждает простой пример. В корпусе (рис. 2, *а*) необходимо обработать отверстие, положение которого задано размером *K* относительно плоскости основания, выполняющей функцию КРБ. Связанные размером *K* плоскость КРБ и отверстие обрабатываются в двух ТС: фрезерной (рис. 2, *б*) и расточной (рис. 2, *в*, *г*). Требуемые показатели точности отверстия (диаметр, форма, параметр шероховатости) обеспечиваются выбранным методом обработки, например, чистовым растачиванием. Условия получения этих показателей и результат одинаковы для обоих вариантов выполнения расточной операции.

Варианты отличаются используемыми в каждом случае ТБ: в варианте на рис. 2, *в* в качестве ТБ в направлении размера *K* технолог использует КРБ — плоскость основания лап; в варианте на рис. 2, *г* — верхнюю плоскость корпуса, т. е. поверхность, не совпадающую с КРБ.

При обработке отверстия сам технолог выбором ТБ может создать одну из двух ситуаций, отличающихся совмещением ТБ с КРБ. Выбор разных ТБ для выполнения одной и той же операции приводит к существенным отличиям обеспечения точности заданного конструктором размера *K*. В первом варианте при совмещении ТБ с КРБ (см. рис. 2, *в*) конструкторский размер *K′* получается равным технологическому размеру $T_р$ расточной операции. Величина и погрешность такого размера определяются только используемой для обработки ТС и условиями ее работы. Технологический размер и его погрешность не зависят от предшествующих или последующих операций обработки других поверхностей детали. Он формируется как замыкающее звено некоторой технологической размерной цепи, составляющими звеньями которой являются внутренние размеры используемой ТС.

На рис. 2 технологические размерные цепи, описывающие формирование технологических размеров, условно показаны дугами, а их хорды являются технологическим размером $T_р$. Итак, при совмещении ТБ с КРБ (растачивание отверстия по схеме на рис. 2, *в*) заданный конструктором размер *K* получается равным технологическому размеру $T_р$: $K = K' = T_р$.

Таким образом, технолог может задать допуск технологического размера равным допуску конструкторского размера:

$$\omega K = \omega T_р;$$

$$ТT_р = ТK.$$

Требуемая точность размера *K* на операции растачивания обеспечивается при выполнении условия

$$\omega T_р \leqslant ТK. \qquad (1)$$

Во втором варианте (при несовмещении ТБ с КРБ, см. рис. 2, *г*) после растачивания отверстия на детали также образуется размер $K = K''$, однако его величина формируется уже как замыкающее звено $П_Δ$ некоторой внешней по отношению к ТС расточного станка размерной цепи $П_1$, составляющие звенья которой получаются на разных операциях обработки детали. В этом случае технологический размер $T_р = П_1$ отличается от размера *K* и, оставаясь замыкающим для внутренней технологической размерной цепи ТС расточного станка, теперь входит первым составляющим звеном в размерную цепь *П*. Вторым составляющим звеном цепи *П* (см. рис. 2, *г*) является размер $П_2$ между выбран-

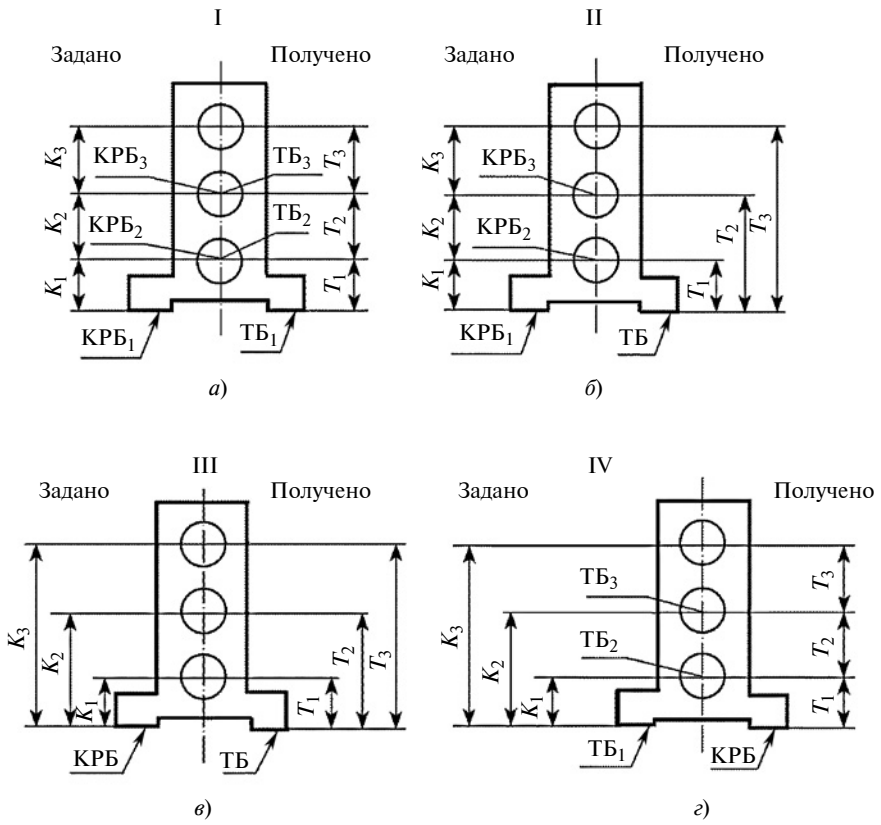


Рис. 3. Варианты технологического обеспечения конструкторских размеров расположения поверхностей

ной ТБ (верхняя плоскость корпуса) и КРБ (плоскость основания лап). Поэтому согласно теории размерных цепей погрешность конструкторского размера K'' составит:

$$\omega K'' = \omega \Pi_{\Delta} = \omega \Pi_1 + \omega \Pi_2 = \\ = \omega T_{\text{р}} + \omega \Pi_2. \qquad (2)$$

Размер Π_2, полученный на детали при операции фрезерования (см. рис. 2, *б*), и является ее технологическим размером:

$$\Pi_2 = T_{\text{ф}};$$

$$\omega \Pi_2 = \omega T_{\text{ф}}.$$

С учетом равенства (2) обеспечиваемая во втором варианте точность конструкторского размера определяется погрешностью, равной сумме погрешностей технологических размеров на операциях фрезерования ($\omega T_{\text{ф}}$) и растачивания ($\omega T_{\text{р}}$):

$$\omega K = \omega K'' = \omega T_{\text{р}} + \omega T_{\text{ф}}. \qquad (3)$$

При фрезеровании и растачивании должны выполняться условия:

$$\begin{cases} \omega T_{\text{ф}} \le \text{T} T_{\text{ф}}; \\ \omega T_{\text{р}} \le \text{T} T_{\text{р}}. \end{cases} \qquad (4)$$

Это значит, что для обеспечения заданной конструктором точности размера K во втором варианте необходимо назначить более жесткие допуски на технологические размеры, получаемые на обеих операциях, отвечающие уравнению (3), записанному в полях допусков:

$$\text{T}K = \text{T}T_{\text{р}}\text{T}T_{\text{ф}}.$$

Отметим, что выполнение условий (4) при обработке во втором варианте и технически, и экономически технологу выполнить труднее, чем условие (1) в первом варианте базирования на расточной операции.

Конструктивная форма детали — это совокупность множества поверхностей, взаимное расположение которых описано конструкторскими размерами, заданными от разных КРБ. Технологу необходимо выбрать ТБ для обработки каждой поверхности и не всегда он может следовать принципу совмещения баз.

Используя предлагаемые понятия, можно обосновать и правила выбора ТБ по всему ТП для обеспечения заданной точности размеров расположения всех поверхностей в конструктивной форме детали. Положение каждой поверхности на чертеже детали описано одним конструкторским размером в каждом координатном направлении. Не обсуждая выбор КРБ для каждой поверхности конструктором, отметим, что при задании положения каждой поверхности от новой КРБ (рис. 3, *а*, *б*) размеры можно расположить в виде цепи, что определяется термином "цепной способ задания размеров", или задать от одной КРБ (рис. 3, *в*, *г*), что определяется термином "координатный способ задания размеров". Технолог, выбирая ТБ для обработки каждой поверхности, может следовать или не следовать принципу совмещения баз. При выборе ТБ может возникнуть один из вариантов, показанных на рис. 3 и в таблице.

Варианты технологического обеспечения конструкторских размеров расположения поверхностей

Вариант, рис. 3	Способ задания размеров конструктором	Способ получения размеров технологом
I	Цепной	Цепной
II	Цепной	Координатный
III	Координатный	Координатный
IV	Координатный	Цепной

В вариантах I и III соблюдается принцип совмещения баз, поэтому каждый технологический размер и его допуск равны конструкторскому размеру и его допуску. В варианте I каждая поверхность обрабатывается при установке на новую ТБ, для чего необходимы другое приспособление и, возможно, другая ТС. Это связано с дополнительными материальными затратами на технологическую оснастку и увеличением времени всего ТП. Поэтому с организационно-экономической точки зрения предпочтительнее вариант II, не требующий переустановок ТБ для обработки следующей поверхности, т. е. ТП обработки детали в целом оказывается более эффективным.

В вариантах II и IV принцип совмещения баз не соблюдается и, следовательно, необходимо рассчитать и назначить технологические размеры для обеспечения требуемой точности расположения каждой обрабатываемой поверхности. В варианте II каждый конструкторский размер обеспечивается получением двух технологических размеров, которые рассчитываются из технологических размерных цепей, аналогичных приведенной на рис. 2, *г*. Допуски этих размеров должны удовлетворять условиям (4), но при этом достигаются организационно-экономические преимущества варианта III. Это делает вариант II более привлекательным. Для варианта IV характерны, во-первых, организационно-экономические недостатки варианта I, во-вторых, необходимость назначения технологических размеров, как в варианте II, но таких размеров в технологической размерной цепи конструкторского размера может быть и более двух (например, размер K_3 на рис. 3, *г* обеспечивается получением трех технологических размеров). При этом повышаются дополнительные затраты, связанные с обеспечением более высокой точности размеров или даже с невозможностью ее достижения. Поэтому вариант IV следует считать недопустимым.

Сравнительный анализ вариантов обеспечения точности конструкторских размеров расположения поверхностей позволил обосновать важнейший принцип выбора ТБ для всех операций ТП — принцип единства баз, который гласит: **"При выборе технологических баз необходимо стремиться использовать при обработке всех или большинства поверхностей детали единую (одну и ту же) технологическую базу (ЕТБ)".**

Этот анализ дает технологу достаточно простую методику обоснованного назначения технологических размеров и их допусков. Однако этого недостаточно. Конечный результат проекта — создание ТС, обеспечивающей точность технологического размера. Для того чтобы выбрать или спроектировать такую ТС, необходимо знать механизм формирования технологического размера, определить значимость каждого элемента ТС (станка, приспособления, инструмента, заготовки) в образовании его погрешности и количественно оценить ее. Для этого необходимо иметь модель формирования технологического размера за время обработки поверхности в ТС. Такой моделью может быть размерная цепь, замыкающим размером которой является технологический размер. Рассмотрим пример, основанный на предложенном Б. С. Балакшиным разделении обработки в одной ТС на три независимых этапа — **установку, статическую и динамическую настройки.** На каждом этапе формируется свой размер, который становится составляющим звеном внутренней размерной цепи ТС.

Содержание и значимость этапов в образовании технологического размера хорошо иллюстрирует пример фрезерования плоскости, положение которой на призматической детали задано конструкторскими размерами $A_к$ и $\varphi_к$ (рис. 4, *а*).

Первый этап — **установка, под которой понимают часть технологической операции, включающей действия, направленные на введение заготовки в кинематические и размерные цепи ТС, а также на придание ей определенного положения.**

В примере для фрезерования плоскости ТБ выбрали в соответствии с принципом совмещения баз (рис. 4, *б*). Поэтому технологические размеры равны конструкторским размерам: $A_т = A_к$ и $\varphi_т = \varphi_к$. Поверхности ТБ заготовки материализуют ее собственную систему координат $X_1Y_1Z_1$. В качестве выбранной использовали систему координат XYZ, построенную на исполнительных поверхностях установочных элементов приспособления (рис. 4, *в*). При базировании обеспечивается контакт в опорных точках 1—5 ТБ заготовки с исполнительными поверхностями установочных элементов приспособления. Достигнутое при этом положение фиксируется силовым замыканием — силой Q зажима. Идеальным в примере на рис. 4 будет совмещение систем координат заготовки ($X_1Y_1Z_1$) и приспособления (XYZ), т. е. размеры установки в каждом координатном направлении равны нулю. В силу ряда причин при установке реальных заготовок полного совмещения координатных систем не происходит. Получение на детали размеров $A_т = A_к$ и $\varphi_т = \varphi_к$ в координатном направлении Z приведено на рис. 4, *г*.

Таким образом, на этапе установки в ТС формируются установочные размеры $A_у$ и $\varphi_у$. При установке партии заготовок происходит рассеяние размеров, а поля рассеяния размеров называют погрешностями $\omega A_у$ и $\omega\varphi_у$ установки, которые в общем случае обозначаются $\omega_у$.

Поле рассеяния является результатом пяти причин, а его величина есть функция элементарных погрешностей, соответствующих им:

$$\omega_у = f(\omega_{ТБ}, \omega_{изг}, \omega_{изн}, \omega_{н.б}, \omega_з),$$

где $\omega_{ТБ}$ — погрешность изготовления ТБ заготовки, которой соответствует ее система координат; $\omega_{изг}$ и $\omega_{изн}$ — погрешность изготовления и допустимый износ установочных элементов приспособления, которым соответствует выбранная система координат; $\omega_{н.б}$ — погрешность неопределенности базирования (если в схеме базирования заготовки таковая допущена); $\omega_з$ — погрешность закрепления.

Так как все составляющие элементарные погрешности представляют собой поля рассеяния случайных величин, то погрешность установки для каждого конкретного случая можно определить их квадратичным суммированием.

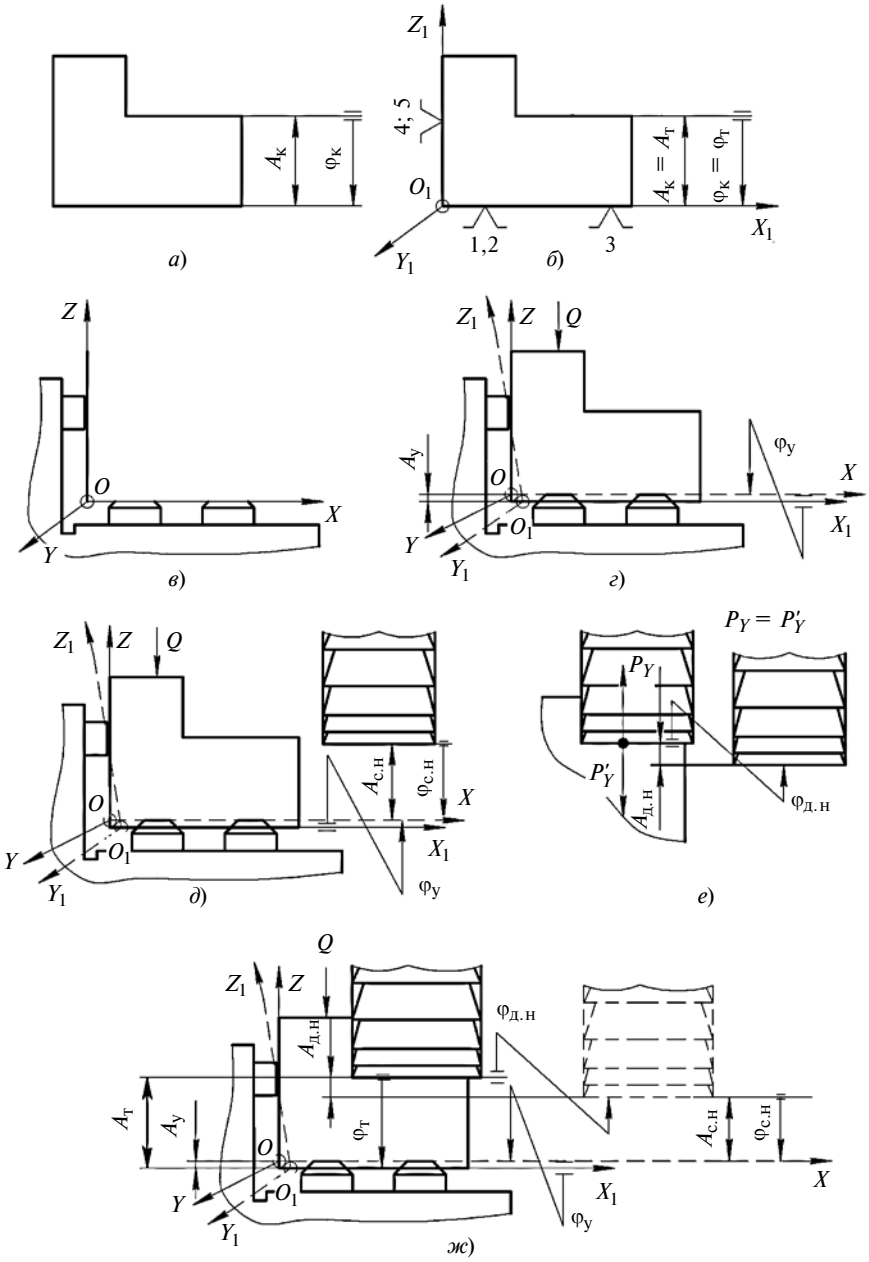


Рис. 4. Схема построения размерной цепи — модели формирования технологического размера

Второй этап — **статистическая настройка, под которой понимают совокупность действий, направленных на придание режущим кромкам рабочего инструмента определенного начального положения в неработающей (находящейся в статическом состоянии) технологической системе.**

Положение режущих кромок инструмента определяется относительно тех же исполнительных поверхностей приспособления (станка), которые использовались на этапе установки для определения положения заготовки, т. е. относительно плоскостей координатной системы *XYZ*.

В примере на рис. 4, *д* положение инструмента в координатном направлении *Z* в статическом состоянии ТС определяется размерами $A_{с.н}$ и $\varphi_{с.н}$ статической настройки относительно исполнительных поверхностей установочных элементов приспособления, которые формируются как замыкающие звенья внутренних размерных цепей статической настройки ТС. В примере составляющими звеньями этих цепей являются размеры: оборудования (параллельность оси шпинделя плоскости зеркала стола); приспособления (параллельность плоскости *YX* установочных элементов плоскости основания приспособления); инструмента (параллельность рабочих кромок фрезы оси базового отверстия); размер установки инструмента (параллельность осей базового отверстия фрезы и шпинделя станка). Образующиеся поля рассеяния называют погрешностями $\omega A_{с.н}$ и $\omega\varphi_{с.н}$ статической настройки, которые в общем случае обозначают $\omega_{с.н}$.

Третий этап — **динамическая настройка, т. е. собственно обработка — непосредственное взаимодействие режущих кромок инструмента с материалом заготовки. В результате на детали создается новая поверхность, заданная конструктором.**

Взаимодействие режущих кромок инструмента с материалом заготовки сопровождается всей совокупностью явлений, присущих резанию. В результате изменяется взаимное положение заготовки и инструмента, достигнутое в статическом состоянии ТС на первых двух этапах. Все эти изменения взаимного положения заготовки и инструмента можно придать инструменту, сохранив мысленно положение заготовки и других частей ТС в статике. Тогда результат этих изменений можно описать размерами $A_{д.н}$ и $\varphi_{д.н}$, которые определяют положение режущей кромки инструмента во время обработки относительно ее положения в статике (рис. 4, *е*). Мысленно сконструированные размеры называют ***размерами динамической настройки.*** Они достаточно удобны для анализа причин, вызывающих изменения взаимного положения заготовки и инструмента, и их значения в формировании технологического размера на детали.

Размеры $A_{д.н}$ и $\varphi_{д.н}$ изменяются даже при обработке одной заготовки, а тем более при обработке партии заготовок, что приводит к образованию их полей рассеяния за время обработки. Поля $\omega A_{д.н}$ и $\omega\varphi_{д.н}$ рассеяния размеров $A_{д.н}$ и $\varphi_{д.н}$ называют погрешностями динамической настройки и в общем случае обозначают $\omega_{д.н}$.

После выполнения всех трех этапов получим обработанную деталь с технологическими размерами $A_т$ и $\varphi_т$. Из схемы на рис. 4, *ж* видно, что эти размеры вместе с размерами $A_у$, $A_{с.н}$, $A_{д.н}$ и $\varphi_у$, $\varphi_{с.н}$, $\varphi_{д.н}$ образуют замкнутые контуры, отвечающие определению размерной цепи, так как они образуются в ТС в разное время, независимо друг от друга и каждый из них участвует в решении поставленной технологической задачи: создать на готовой детали размеры $A_т = A_к$ и $\varphi_т = \varphi_к$. Эти размерные цепи и представляют собой модели формирования технологических размеров. На основании теории размерных цепей запишем:

$$A_т = \xi_у A_у + \xi_{с.н} A_{с.н} + \xi_{д.н} A_{д.н};$$

$$\alpha_т = \xi_у \varphi_у + \xi_{с.н} \varphi_{с.н} + \xi_{д.н} \varphi_{д.н};$$

$$\omega A_т = \omega A_у + \omega A_{с.н} + \omega A_{д.н};$$

$$\omega \alpha_т = \omega \varphi_у + \omega \varphi_{с.н} + \omega \varphi_{д.н}$$

или в общем виде

$$\omega A_т = \omega_у + \omega_{с.н} + \omega_{д.н}, \qquad (5)$$

т. е. погрешность технологического размера при обработке есть сумма погрешностей установки, статической и динамической настроек.

Из уравнения (5) следует, что повысить точность обработки, т. е. уменьшить погрешность технологического размера, можно, уменьшив погрешности установки, статической и динамической настроек. Для наибольшего эффекта можно уменьшить все три слагаемые, но в этом случае необходимо знать причины появления погрешностей $\omega_у$, $\omega_{с.н}$, $\omega_{д.н}$ и меры воздействия на их величины.

Предлагаемая модель формирования технологического размера, а также результаты многолетних и многочисленных исследований ТП точности обработки деталей позволяют сегодня представить последовательность проектирования технологической операции и ТС для ее реализации, обеспечивающих требуемую точность технологического размера, а также описать их содержание.

Последовательность проектирования технологической операции для обеспечения требуемой точности конструкторского размера приведена в виде алгоритма на рис. 5.

В ходе проектирования ТП на этапе выбора ТБ, используя принципы совмещения и единства баз для обработки каждой поверхности, разработали схему базирования заготовки (блок 2), позволяющую определить технологические размеры, обеспечивающие получение заданного конструктором размера расположения обработанной на операции поверхности. Если ТБ совмещается с КРБ, то конструкторский размер получается как технологический на проектируемой операции (блок 4). Если принцип совмещения баз не выдерживается, то конструкторский размер получается в результате выполнения двух операций — проектируемой и одной из предыдущих, и образуется как замыкающее звено размерной цепи, в которой составляющими являются два технологических размера, получаемые на этих операциях (блок 5). В любом случае рассчитывается и затем назначается допуск технологического размера на проектируемой операции (блоки 6 и 7).

Дальнейшая разработка операции должна обеспечить условие, приведенное в блоке 8 алгоритма: выбрать ТБ из числа имеющихся или скомпоновать и спроектировать ТС, позволяющую получить на выходе поле рассеяния технологического размера, не превышающее заданное поле допуска (блоки 6 и 7). Как построить такую технологическую систему?

Погрешность технологического размера складывается из погрешностей установки, статической и динамической настроек (блок 9).

После определения схемы установки заготовки на операции можно рассчитать погрешность установки (блок 10). Точность ТБ ($\omega_{ТБ}$) известна, требования к точности установочных элементов ($\omega_{изг}$) приспособления можно задать. Так как параметры режима резания определены, то можно рассчитать силу зажима и погрешность закрепления ($\omega_з$). Если

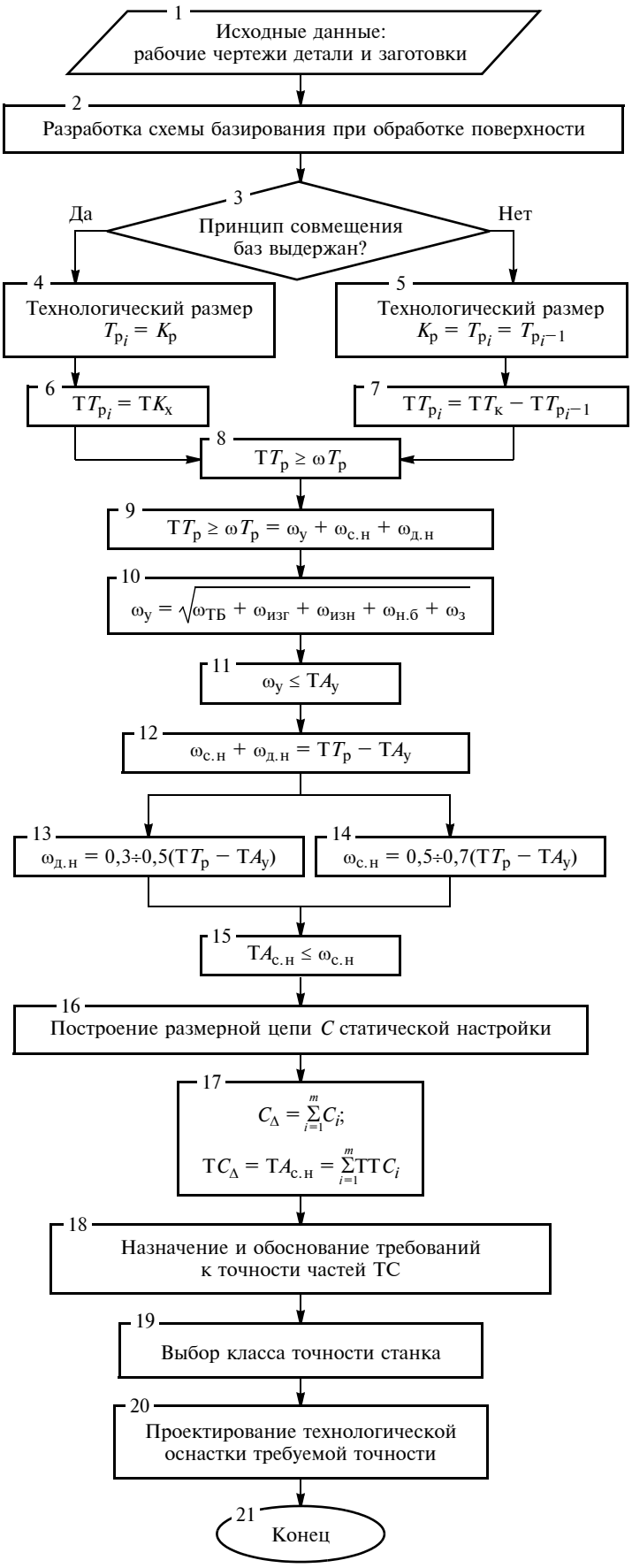


Рис. 5. Алгоритм обеспечения требуемой точности конструкторского размера при проектировании технологической операции

в схеме базирования предусмотрена неопределенность базирования, то можно определить и погрешность $\omega_{н.б}$ как минимальный зазор в посадке соединения "заготовка — установочный элемент приспособления" (например, в соединении "базовое отверстие заготовки — цилиндрический палец"). Рассчитанную погрешность установки можно принять за допуск установочного размера (блок 11), назначив который, можно определим часть допуска технологического размера, оставшуюся для компенсации погрешностей статической и динамической настроек (блок 12).

Существующие на сегодняшний день сведения о соотношении погрешностей динамической и статической настроек (блоки 13 и 14) в определенной сумме (блок 12) позволяют приближенно определить погрешность $\omega_{с.н}$ статической настройки и назначить допуск ее размера (блок 15), который образуется как замыкающее звено технологической размерной цепи, используемой на операции ТС. Поэтому предусматривается построение такой размерной цепи C (блок 16), замыкающее звено которой и есть размер статической настройки (блок 17). Пример таких размерных цепей приведен на рис. 6, где A — расстояние плоскости фрезерования от ТБ и параллельно ей с точностью угла α; $Б$ и γ — размерные цепи; $A_{с.н} = Б_\Delta$ и $\alpha_{с.н} = \gamma_\Delta$ — линейный и угловой размеры (см. рис. 6, *а*); $\gamma_1 = \beta_\Delta$ — размер приспособления (параллельность плоскости исполнительных поверхностей установочных элементов основной базе корпуса); $\gamma_2 = \eta_\Delta$ — показатель точности станка (перпендикулярность оси шпинделя к плоскости стола); $\gamma_3 = \theta_\Delta$ — размер установки фрезы на шпиндель станка (перпендикулярность плоскости вершин зубьев фрезы к оси шпинделя станка) (см. рис. 6, *б—г*).

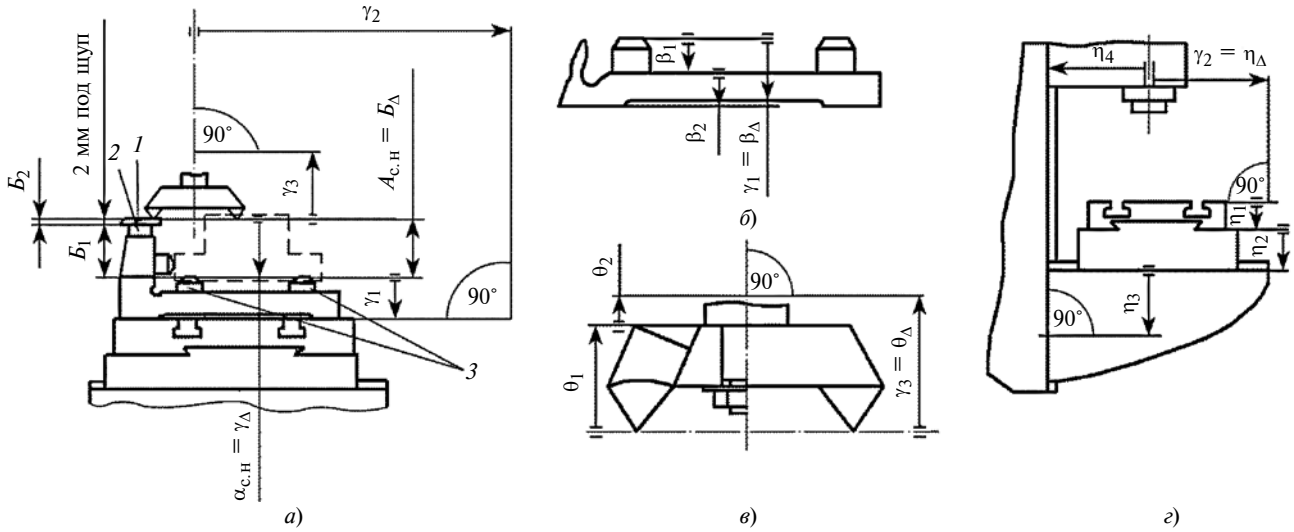


Рис. 6. Размерные цепи статической настройки (*а*) и производные размерные цепи подсистем (*б—г*) ТС вертикально-фрезерной операции:

1 — щуп; *2* — установ; *3* — установочные элементы приспособления

Решением прямой задачи (см. рис. 5, блок 15) допуск размера статической настройки распределяется между составляющими звеньями размерной цепи, которые являются размерами составляющих элементов ТС "станок — рабочий инструмент — приспособления для установки заготовки и рабочего инструмента" (блок 18). Это позволяет, во-первых, обосновать требуемую точность технологического оборудования, рабочего инструмента и приспособлений (блоки 17, 19, 20), во-вторых, создать основу для обоснованного назначения размерной точности проектируемых приспособлений и рабочих инструментов при расчете производных размерных цепей (см. рис. 6, *б—г*).

Таким образом, проведенные расчеты позволяют сформировать ТС, которая с высокой вероятностью обеспечит точность технологического размера, гарантирующую заданную точность конструкторского размера.

Использование предлагаемых понятий "конструкторская размерная база", "конструкторский размер", "технологический размер" позволит:

определить принцип совмещения баз, позволяющий технологу принять однозначное и обоснованное решение при выборе ТБ, обеспечивающей наивысшую точность конструкторского размера расположения обрабатываемой поверхности;

дать методику определения технологических размеров при обработке всех поверхностей детали в разных ТС, назначить их величины и требуемую точность для обеспечения точности конструкторских размеров;

разработать алгоритм проектирования технологической операции и технологической системы, обеспечивающих требуемую точность размеров расположения обрабатываемой поверхности;

более логично изложить в учебниках по технологии правила выбора ТБ при обработке деталей. Большой опыт в этой области имеет кафедра технологии машиностроения Донского ГТУ [2—4].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Колесов И. М.** Основы технологии машиностроения М.: Высшая школа, 2007. 367 с.

2. **Мельников А. С.** Технология машиностроения: основы достижения качества машин. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 2009. 430 с.

3. **Мельников А. С., Тамаркин М. А.** Инженерное обеспечение качества машин: Монография. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 2011. 230 с.

4. **Физико-технологические** основы методов обработки / А. П. Бабичев, М. А. Тамаркин, В. А. Лебедев и др. Под ред. А. П. Бабичева. Ростов-на-Дону: Феникс, 2006. 409 с.

5. **Тимирязев В. А., Вороненко В. П., Схиртладзе А. Г.** Основы технологии машиностроительного производства. СПб.: Изд-во Лань, 2012. 442 с.

6. **Технология** машиностроения: Учебник для вузов / Л. В. Лебедев, А. У. Мнацаканян, А. А. Погонин и др. М.: Издательский центр "Академия", 2006. 528 с.

7. **Суслов А. Г.** Технология машиностроения: Учебник для студентов машиностроительных специальностей вузов. М.: Машиностроение, 2007. 430 с.

8. **Технология** машиностроения. В 2 кн. Кн. 1. Основы технологии машиностроения: Учеб. пособие для вузов / Э. Л. Жуков, И. И. Козарь, С. Л. Мурашкин и др. Под ред. С. Л. Мурашкина. М.: Высшая школа, 2003. 278 с.

УДК 621.791

В. С. КЛИМОВ, А. С. КЛИМОВ, кандидаты технических наук, А. К. КУДИНОВ (Тольяттинский ГУ),
e-mail: klimovv@gmail.com

Диагностика контактной точечной сварки с использованием нейронной сети Хемминга[1]. Часть. 2. Моделирование нейронной сети[2]

Предложен способ диагностирования контактной точечной сварки, основанный на расчете динамического сопротивления по измеренным вторичному току, углу открытия сварочных тиристоров и длительности их включения в каждом периоде. Качество сварки прогнозировали с использованием сети Хемминга.

Ключевые слова: нейронная сеть Хемминга, контактная сварка, диагностика и контроль качества, динамическое сопротивление.

The diagnostics method of resistance spot welding based on analysis of dynamic resistance on measured secondary current, opening angle of weld thyristors and duration of their turning-on in each period, is suggested. The weld quality is forecasted using Hemming neural network.

Keywords: Hemming neural network, contact welding, diagnostics and quality control, dynamic resistance.

При контактной сварке количественная оценка динамического сопротивления $R_{ээ}$ позволяет успешно диагностировать качество соединений в узкой области исходных условий (материал и толщина свариваемых деталей, подготовка их поверхностей, жесткость режима сварки). Интеллектуальные вычисления [1—3] повышают точность диагностирования путем автоматической настройки алгоритмов обработки данных, однако они недостаточно универсальны и требуют трудоемкой перенастройки при переходе на сварку новых деталей.

Предложенный в первой части[2] алгоритм измерения динамического сопротивления $R_{ээ}$ позволяет перейти от количественной к качественной его оценке, что повысит универсальность и достоверность диагностики. Для проведения этой оценки предложено использовать сеть Хемминга (рис. 1), показавшую свою эффективность при обработке сигналов контактной сварки [4]. На вход сети подаются биполярные сигналы X_1, ..., X_n, соответствующие графику измеренного динамического сопротивления $R_{ээ}(t)$. Первый слой сети содержит информацию о шаблонных графиках $R_{ээ}(t)$ в количестве m, соответствующих разным результатам сварки в зависимости от принятого критерия качества (прочность соединения, диаметр литого ядра, эффективное тепловыделение и пр.). Второй слой сети служит для поиска шаблона, максимально приближенного к совокупности входных сигналов X_1, ..., X_n. На выходе сети присутствует один из сигналов Y_1, ..., Y_m, соответствующий номеру найденного шаблона. Далее принимаем, что характеристики диагностируемого соединения соответствуют характеристикам выбранного шаблона.

Для получения биполярных сигналов X_1, ..., X_n (значения которых равны −1 или +1) график $R_{ээ}(t)$ преобразуют в матрицу размерностью $[n\times 1]$, для чего график $R_{ээ}(t)$ нормируют путем линейного преобразования к диапазону [0, 1]. На результат преобразования накладывают прямоугольную сетку $a\times b = n$ с одинаковыми ячейками. При пересечении нормированным графиком соответствующей ячейки ее значение принимают равным +1, в противном случае −1 (рис. 2). Значения ячеек полученной таким образом биполярной матрицы передаются к соответствующим входам нейронной сети (рис. 3).

Информация о шаблонных графиках $R_{ээ}(t)$ в количестве m хранится в первом слое сети в виде матрицы весовых коэффициентов размерностью $[m\times n]$. В каждом j-м столбце хранится инфор-

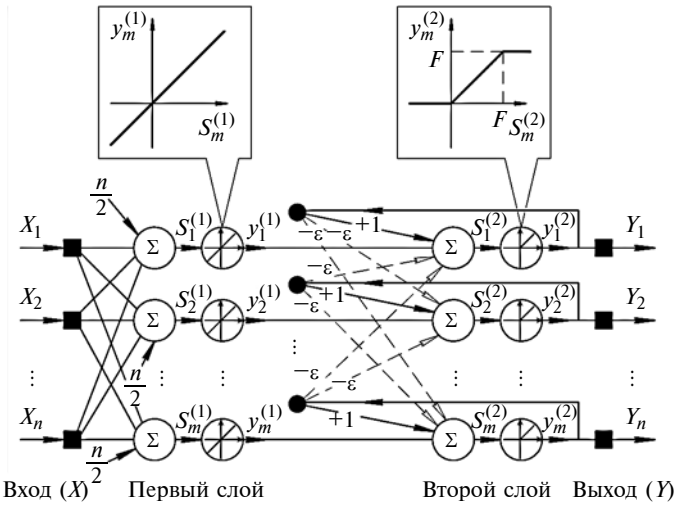


Рис. 1. Структура нейронной сети Хэмминга

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке гранта Российского фонда фундаментальных исследований в рамках договора № НК 15-08-03125.

[2] Часть 1 опубликована в журнале "Вестник машиностроения" № 10 за 2016 г.

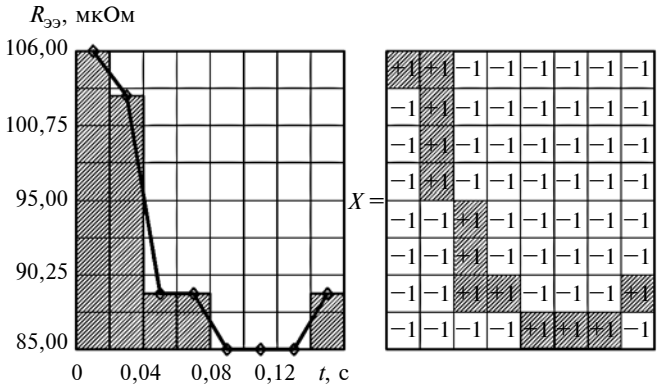


Рис. 2. Преобразование графика $R_{ээ}(t)$ в биполярную матрицу

мация о сигналах $X_1, \ldots, X_n$, ответствующих j-му шаблону:

$$\omega(j) = \begin{pmatrix} X_1 \\ X_2 \\ \vdots \\ X_n \end{pmatrix} 0{,}5, \quad j = 1, \ldots, m. \qquad (1)$$

В процессе работы на вход сети подается биполярная матрица X. Затем рассчитывается состояние аксонов (выходов) нейронов первого слоя:

$$y_j^{(1)} = \sum_{i=1}^{n} \omega_{i,j} X_i + \frac{n}{2}, \quad j = 1, \ldots, m.$$

Далее полученными значениями $y_j^{(1)}$ инициализируют значения $y_j^{(2)}$ аксонов (выходов) второго слоя:

$$y_j^{(2)} = y_j^{(1)}, \quad j = 1, \ldots, m.$$

Затем рассчитывают состояния синапсов $s_j^{(1)}$ нейронов второго слоя:

$$s_j^{(2)}(p+1) = y_j^{(2)}(p) - \varepsilon \sum_{i=1}^{m} y_i^{(2)}(p), \qquad (2)$$
$$i \neq j, \quad i = 1, \ldots, n, \quad j = 1, \ldots, m,$$

где p — номер итерации функционирования нейронной сети.

Выходной сигнал с каждого нейрона второго слоя определяется по формуле

$$y_j^{(2)}(p+1) = f[s_j^{(2)}(p+1)], \qquad (3)$$
$$j = 1, \ldots, m,$$

где f — активационная функция с порогом $F = m$:

$$f(x) = \begin{cases} 0, & x < 0; \\ x, & 0 \le x < F; \\ F, & x \ge F. \end{cases}$$

При дальнейшем функционировании сети выходные сигналы со второго слоя нейронов проверяются на наличие в них изменений за последнюю итерацию. Если изменения есть, сигналы подаются с помощью обратной связи на входы второго слоя нейронов. С этого момента начинается следующая итерация функционирования сети и по уравнениям (2) и (3) рассчитываются новые выходные сигналы. Если выходные сигналы второго слоя нейронов за последнюю итерацию не изменились, то они передаются на выход Y нейронной сети:

$$Y_j = y_j^{(2)}, \quad j = 1, \ldots, m.$$

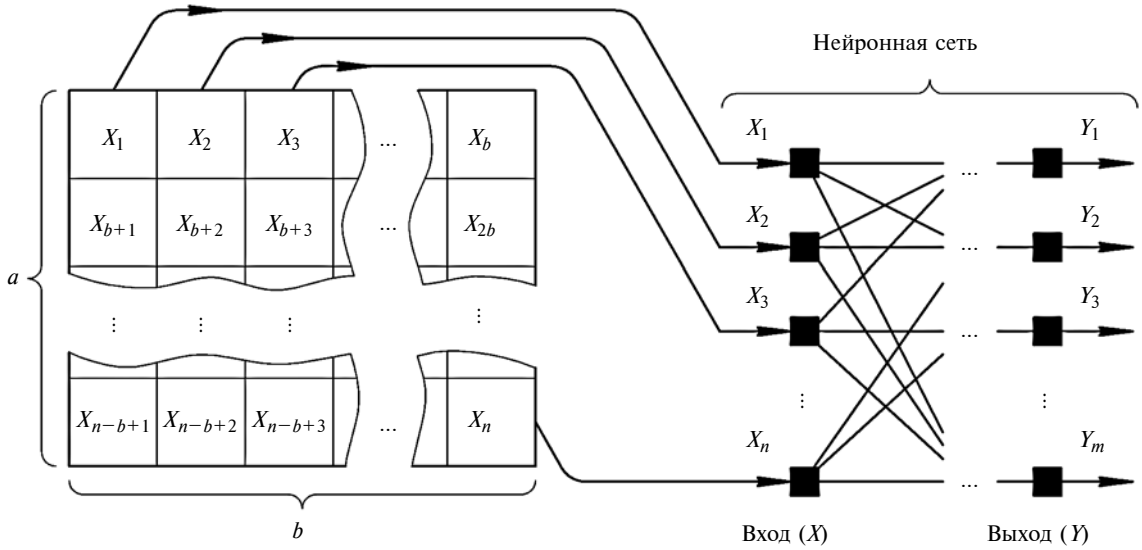


Рис. 3. Схема подачи сигналов на входы нейронной сети

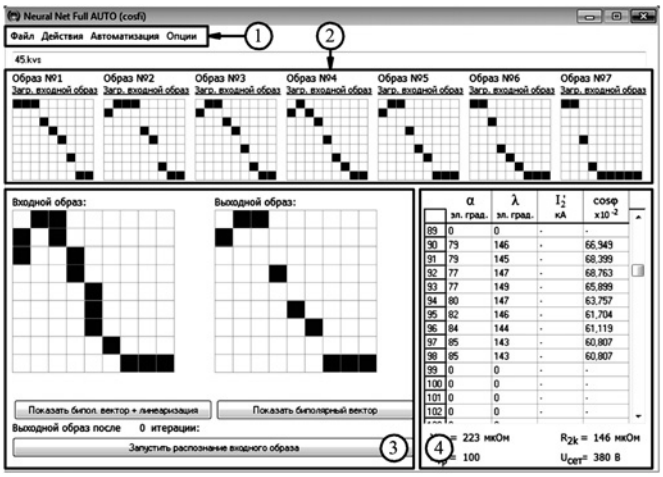


Рис. 4. Интерфейс программы SW NeuralNet

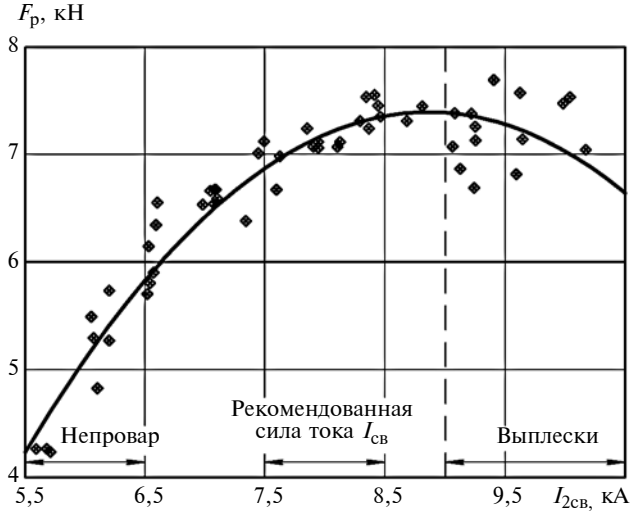


Рис. 5. Сила разрушения $F_р$ образцов 0,8 + 0,8 мм при обучении сети:

точки — полученные значения; линия — аппроксимация

Номер нейрона на выходе *Y* сети, сигнал которого больше нуля, соответствует номеру шаблона, наиболее близкого к входному сигналу *X*.

Предложенный алгоритм реализован на ПЭВМ с помощью собственного программного обеспечения SW Neural Net, позволяющего автоматизировать получение графиков $R_{ээ}(t)$, их преобразование в биполярные матрицы, обучение и функционирование нейронной сети, а также наглядно представить результаты работы. Интерфейс программы включает в себя следующие блоки (рис. 4): *1* — панель операций; *2* — область представления шаблонных сигналов нейронной сети (образов); *3* — область представления входного сигнала и выхода нейронной сети; *4* — таблицу параметров, измеренных в процессе сварки.

Связь ПЭВМ с машиной контактной сварки осуществляется с использованием блока гальванической развязки, согласования интерфейсов и управляющего контроллера СК-300 [5].

При обучении сети на машине МТПУ-300 сваривали образцы из стали 08кп толщиной 0,8 + 0,8 мм на V ступени трансформатора в режиме стабилизации тока при силе сжатия электродов 3 кН и длительности сварочного импульса 0,18 с. Сварочный ток изменяли в диапазоне 5,5÷10,5 кА. После сварки образцы испытывали на срез по методике [6] на разрывной машине H50KT (Tinius Olsen, Ltd., Великобритания). По результатам измерений 50 образцов методом наименьших квадратов [7] определяли динамику изменения силы $F_р$ разрушения образцов в зависимости от условий сварки (рис. 5). Выделили семь диапазонов сварочного тока $I_{2св}$ силой от 6,5 до 10 кА с шагом 0,5 кА, для которых построили шаблоны $R_{ээ}(t)$, как среднее арифметическое всех экспериментальных графиков, полученных для соответствующих значений сварочного тока. Далее для каждого шаблона $R_{ээ}(t)$ получали биполярные матрицы (рис. 6), которые заносили в нейронную сеть согласно формуле (1). Для каждого шаблона был принят свой диапазон силы разрушения (рис. 7).

Тестирование нейронной сети в процессе сварки проводили при силе тока 6,5; 8 и 9,5 кА и диаметре электрода 5; 6 и 7 мм. Нейронная сеть сравнивала биполярные матрицы тестовых сварок (рис. 8) с полученными ранее шаблонными матрицами (см. рис. 6). Прочностные характеристики изучаемого сварного соединения принимали соответствующими характеристикам наиболее близкого к нему шаблона. Сила разрушения экспериментальных образцов в большинстве случаев совпадала с диапазоном силы разрушения соответствующего шаблона (рис. 9), при этом относительная погрешность не превышала 10 %.

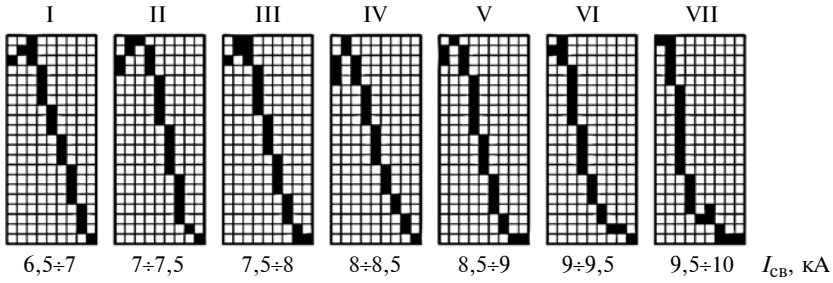


Рис. 6. Биполярные матрицы шаблонов $R_{ээ}(t)$ для разных диапазонов сварочного тока $I_{св}$

Предложенный подход соответствует требованиям ISO 9000:2015 о непрерывном контроле и документировании каждого сварного соединения. Для хранения биполярной матрицы каждой сварной точки в информационной системе предприятия требуется 24 байта. При этом хранящаяся информация позволяет восстанавливать динамику формирования каждой точки и использовать эти данные для анализа и оптимизации технологических процессов.

Таким образом, показана возможность использования нейронной сети Хемминга для диагностики контактной точечной сварки по динамическому сопротивлению $R_{ЭЭ}$ зоны сварки, при этом погрешность прогнозирования силы разрушения не превышает 10 %. Предложен механизм кодирования информации о динамическом сопротивлении в биполярные сигналы, необходимые для настройки и работы сети Хемминга.

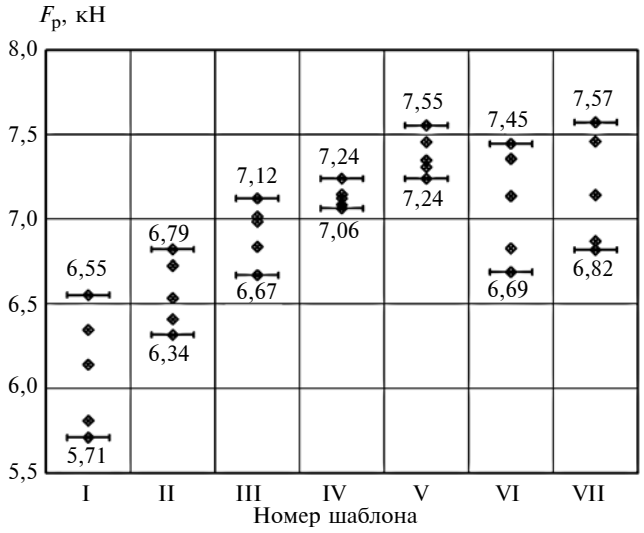


Рис. 7. Диапазоны полученных значений силы разрушения $F_р$ для каждого шаблона при обучении сети

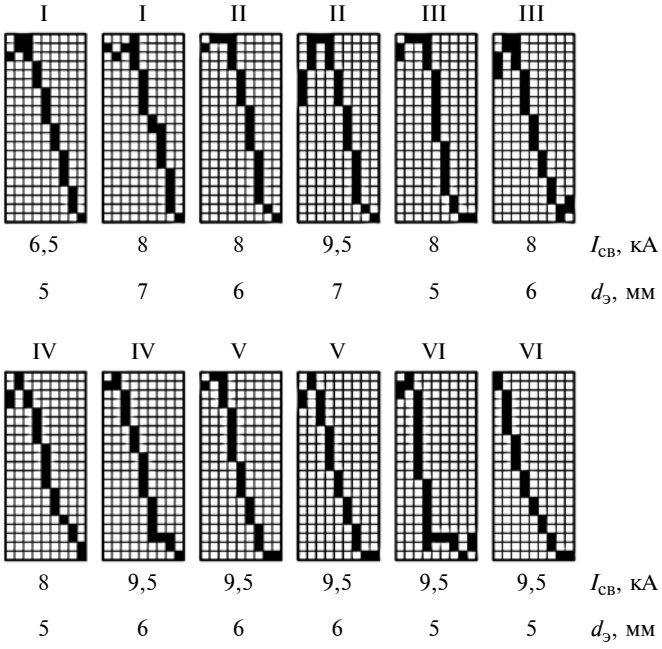


Рис. 8. Биполярные матрицы тестовых сварок при разных токах $I_{св}$ и диаметрах $d_э$ электрода с указанием ближайшего шаблона

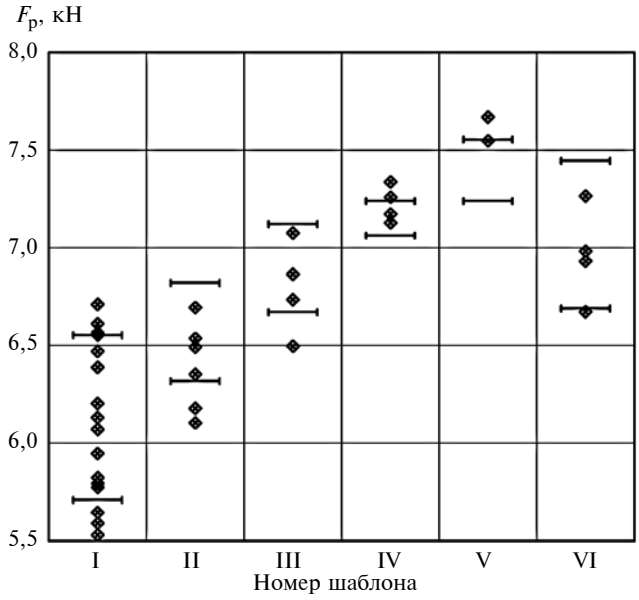


Рис. 9. Результаты испытания на прочность экспериментальных соединений и диапазон значений для каждого шаблона

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **El-Banna M., Filev D., Chinnam R. B.** Online qualitative nugget classification by using a linear vector quantization neural network for resistance spot welding // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2008. V. 36. P. 237—248.

2. **Подола Н. В., Руденко П. М., Гавриш В. С.** Адаптивный алгоритм контроля качества контактной точечной сварки на основе нейронной сети // Автоматическая сварка. 2002. № 1. С. 46—48.

3. **Yongjoon Cho, Sehun Rhee.** Y Quality Estimation of Resistance Spot Welding by Using Pattern Recognition With Neural Networks // Transactions on Instrumentation and Measurement. 2004. N. 2. P. 330—334.

4. **Климов В. С., Комиренко А. В.** Применение нейросетевых технологий распознавания образов для диагностики контактной сварки // Сварка и Диагностика. 2013. № 2. С. 40—44.

5. **Микропроцессорное** управление контактной сваркой / А. В. Комиренко. А. С. Климов, В. С. Климов, А. Н. Анциборов // Автоматизация и современные технологии. 2012. № 9. С. 3—10.

6. **ISO 14273:2000.** Размеры образца и методика испытания на срез для сварных швов, полученных при контактной точечной, рельефной и роликовой сварке.

7. **Амосов А. А., Дубинский Ю. А., Копченова Н. В.** Вычислительные методы для инженеров: Учебное пособие. М.: Изд-во МЭИ, 2003. 596 с.

УДК 621.192

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

Разработка заготовок конуса синхронизатора с молибденовым газотермическим покрытием для трансмиссий транспортных машин

Рассматривается разработка заготовок конуса синхронизатора с молибденовым покрытием, полученным по технологии плазменного напыления. Газотермическое покрытие повышает триботехнические и эксплуатационные характеристики, а также надежность узлов трансмиссий транспортных машин.

Ключевые слова: заготовка, конус синхронизатора, гусеничная машина, трансмиссия, газотермическое покрытие, молибден, трение в масле.

The development of synchronizer cone billets with molybdenum coating, obtained by plasma spraying technology, is considered. The gas-thermal coating increases tribotechnical and performance characteristics, and also reliability of transmission units of transport vehicles.

Keywords: billet, synchronizer cone, track vehicle, transmission, gas-thermal coating, molybdenum, friction in oil.

В статье рассматривается разработка заготовки конуса синхронизатора, эксплуатируемого в масле, для механизма передач и поворота гусеничной машины массой 7÷8 т с повышенным ресурсом и улучшенными технологическими характеристиками по сравнению с серийным стальным закаленным конусом, работающим в паре со стальным закаленным контртелом [1]. Для этого предлагается использовать молибденовое покрытие, наносимое на заготовку конуса. Такое покрытие, полученное по технологии плазменного напыления, повышает надежность изделия и триботехнические и эксплуатационные характеристики.

Работа проводилась Волгоградским тракторным заводом совместно с Институтом проблем материаловедения АН Украины (ИПМ). Подбор состава молибденового фрикционного материала и его напыление на основу осуществляли в ИПМ [2].

Конус синхронизатора с молибденовым покрытием предназначен для механических коробок передач с зубчатыми муфтами и постоянным зацеплением зубчатых колес трансмиссий гусеничных или колесных машин, в которых применяются инерционные конусные синхронизаторы для безударного включения передач. Конус имеет фигурные пазы под пальцы на цилиндрической поверхности синхронизатора, внутреннюю кольцевую трапециевидную канавку под фиксаторы, конические рабочие поверхности. Конус работает в паре со стальными коническими поверхностями зубчатых колес, установленных на валу коробки передач.

Недостатками стального конуса инерционного синхронизатора являются невысокая надежность при значительных нагрузках и небольшой ресурс работы узла. При трении однородных стальных поверхностей синхронизатора возникают процессы, присущие граничному трению, т. е. имеют место периодический разрыв масленой пленки и металлический контакт двух тел на кольцевых участках, на которых в результате высоких контактных нагрузок возникает пластическая деформация металла, достигающая критических значений, приводящих к передеформированию поверхностных слоев металла и износу [3]. Наряду с этим на локальных участках поверхностей трения происходит схватывание, которое при повышении нагрузок может распространиться на всю поверхность трения и привести к выходу конуса синхронизатора из строя.

Конус синхронизатора с фрикционным газотермическим покрытием (рис. 1) состоит из стальной основы *1* и покрытия *2* толщиной 0,3÷0,5 мм. На наружные поверхности стальной основы конуса после дробеструйной обработки наносится покрытие из триботехнического материала с пористостью 10÷25 %. На рабочих конических поверхностях конуса выполнены равномерно расположенные продольные полуцилиндрические канавки *3* глубиной 1÷2 мм для удаления смазочного материала и продуктов износа.

Особенностью работы предлагаемой конструкции является то, что при скольжении конических поверхностей конуса и контртела пористые покрытия могут значительно уменьшать схватывание на локальных участках трения и предотвращать его распространение на всю поверхность. Это возможно благодаря тому, что основа покрытия, имеющая поры, заполненные маслом, под действием повышенных нагрузок деформируется и уплотняется без полного выдавливания масла из зоны трения, что обеспечивает надежную работу узла. При этом

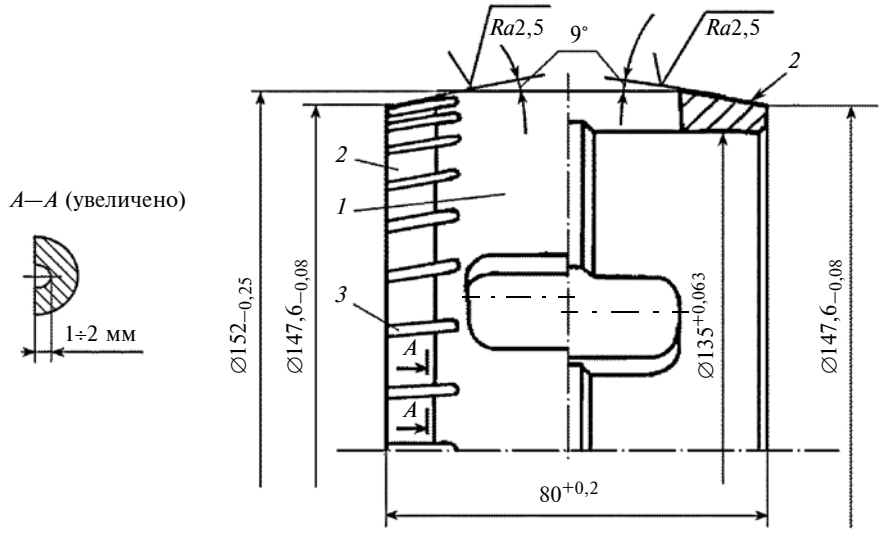


Рис. 1. Конус синхронизатора с фрикционным газотермическим покрытием:
1 — основа (сталь 12ХН3А); *2* — покрытие; *3* — канавки

может достигаться режим полусухого трения, что предотвращает переход к сухому трению, снижает вероятность выхода рабочей поверхности из строя и обеспечивает высокую надежность работы конуса синхронизатора. Уменьшение локального схватывания и наличие дополнительного смазочного материала в порах покрытия снижают также интенсивность изнашивания сопряженных поверхностей, следовательно, повышается ресурс конуса синхронизатора.

Использование молибдена в качестве фрикционного газотермического покрытия обусловлено его свойствами. Этот тугоплавкий металл с температурой плавления $t_{пл}$ = 2620 °С имеет плотность 10,2 г/см^3, химически стоек, на воздухе окисляется при температуре выше 400 °С. Он широко применяется при легировании сталей для повышения их прочности и твердости. Молибденовая проволока доступна для практического использования и удобна для плазменного напыления покрытий.

На рис. 2, *а*, *б* показаны микрошлифы восьми разных участков торцов конусов, на которых видно, что плазменные молибденовые покрытия имеют слоистую структуру. Слой состоит из плавно вытянутых частиц, которые не везде плотно прилегают друг к другу. Пристенные зоны слоев и отдельные частицы имеют щели и микрополости. При большом увеличении (×600) во внутренней структуре плазменных молибденовых покрытий можно видеть мелкозернистое строение частиц. Молибденовое покрытие имеет довольно большую пористость.

К заготовкам конуса предъявляются следующие требования:

для нанесения покрытия на основу из стали 12ХН3А (ГОСТ 4543—81) используется молибденовая проволока ∅2 мм (ТУ 48-19-203—85);

форма и размеры основы конуса должны соответствовать рис. 1;

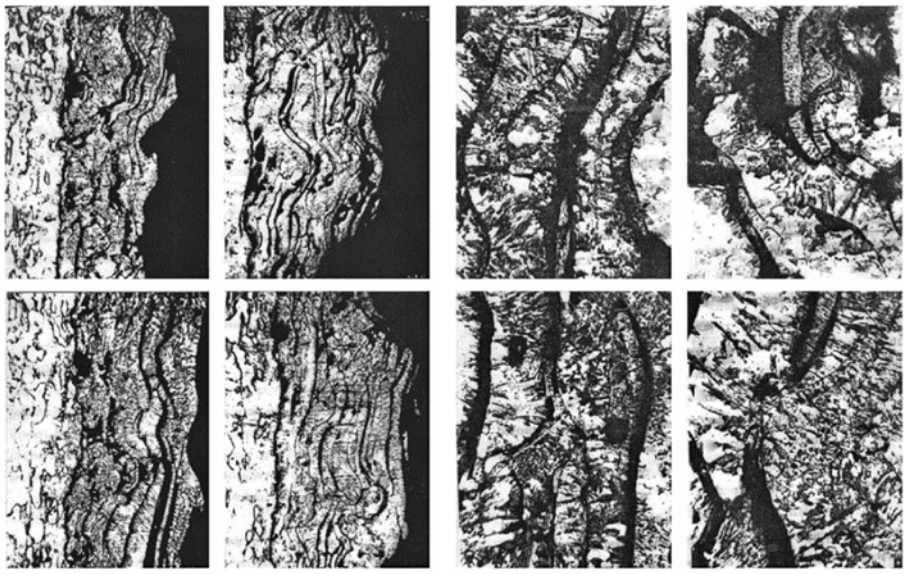
твердость наносимого покрытия не менее 4800÷5200 МПа по Виккерсу;

адгезионная прочность покрытия не менее 22 МПа;

пористость покрытия — 18÷21 % при плотности 8,2÷8,15 г/см^3.

При испытании покрытия на машине трения МТ-68 со смазочным материалом ТСЗП-8 при скорости скольжения 20 м/с и давлении 2 МПа в паре со сталью 20Х2Н4А получены следующие триботехнические характеристики: коэффициент трения 0,18÷0,2; интенсивность изнашивания не более 5 мкм/км.

Покрытие не должно иметь трещин, сколов и вздутий, видимых невооруженным глазом, и не должно отслаиваться.



а) *б*)

Рис. 2. Плазменное молибденовое покрытие на подложке из стали Ст. 3 при ×115 (*а*) и ×600 (*б*)

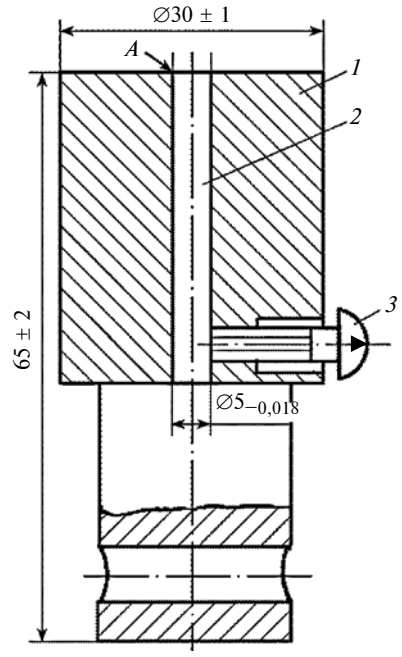


Рис. 3. Образец для определения адгезионных свойств покрытий:
1 — обойма; *2* — штырь; *3* — винт

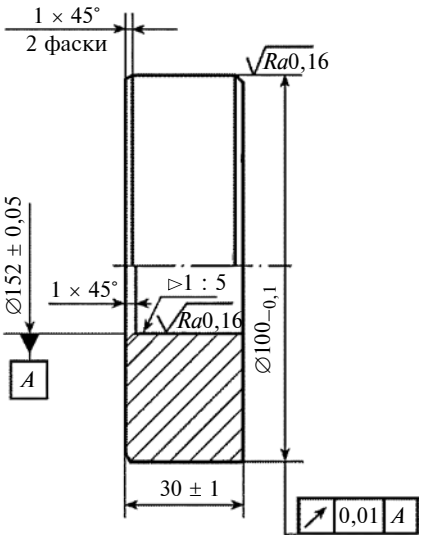


Рис. 4. Образец контртела из стали 20Х2Н4А (*НВ* 260÷311)

Перед испытаниями синхронизатора размеры заготовок измеряют штангенциркулем.

Для определения твердости на два образца заготовок (рис. 3) размерами ∅30 ± 1 мм с параметром шероховатости цилиндрической поверхности $Ra = 2{,}5$ мкм и толщиной 10 + 1 мм напыляли покрытие толщиной 1,3 ± 0,1 мм на плазменной установке УПУ-3. Далее покрытие шлифовали на плоскошлифовальном станке до металлического блеска и получения шероховатости не более 160 мкм, а затем на полировальном станке обрабатывали до удаления видимых рисок. Толщина полученного покрытия должна быть не менее 1 ± 0,1 мм.

Твердость покрытия определяли по минимальному значению из десяти измерений, полученных в пяти точках, равномерно распределенных на каждом из двух образцов.

Адгезионную прочность определяли согласно ГОСТ 1497—84 на универсальной разрывной машине МР-05-1 (ГОСТ 7855—84). Использовали 10 образцов (см. рис. 3), в которых штырь *2*, вставленный в обойму *1*, стопорили винтом *3*. Поверхность *А* каждого образца обезжиривали спиртом и обрабатывали дробью. После обработки стопорные винты отпускали, штыри выводили из обойм и удаляли образовавшиеся при дробеструйной обработке заусеницы. Затем образцы собирали в последовательности, обратной разборке. На подготовленные таким образом поверхности *А* образцов наносили покрытие толщиной 1,2 ± 0,1 мм по режиму напыления заготовок конусов. На остывших до нормальной температуры образцах отпускали стопорные винты.

После подготовки, напыления и определения твердости образцы шлифовали на плоскошлифовальном станке так, чтобы плоскость шлифа была перпендикулярна плоскости напыления, и полировали с применением алмазной пасты до получения зеркально гладкой поверхности. Шлифы сушили и с помощью микроскопа (×400) определяли микроструктуру покрытия.

Для определения пористости покрытия в качестве образцов использовали цилиндрические медные стержни ∅35 ± 5 мм, поверхности которых обрабатывали дробью таким образом, чтобы площадь обработанной (шероховатой) поверхности составляла 30÷40 %, что определяли визуально. Молибденовое покрытие толщиной 1 ± 0,1 мм и шириной 20 ± 5 мм наносили на стержень по режиму напыления покрытий на основу заготовки. Затем напыленный слой разрубали вдоль оси стержня и покрытие, имеющее форму браслета, снимали со стержня и распиливали (или разламывали) на пять частей произвольной формы. Пористость определяли гид-

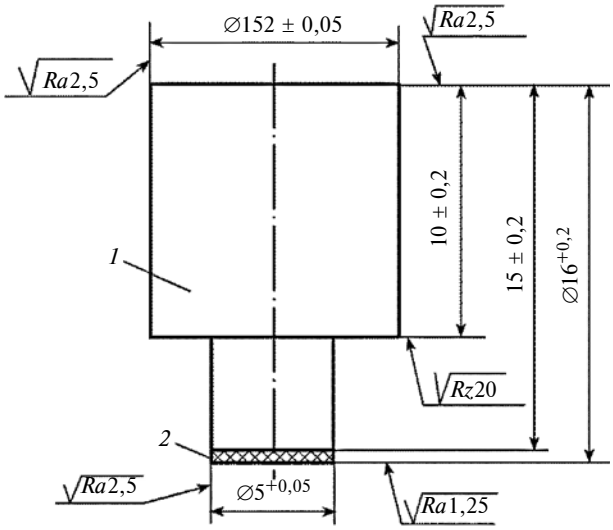


Рис. 5. Образец для определения триботехнических свойств:
1 — основа (сталь 65Г); *2* — фрикционный материал

ростатическим методом согласно ГОСТ 18898—73 как среднее арифметическое значение, полученное при испытании пяти образцов.

Триботехнические характеристики покрытия определяли на машине трения МТ-68 в паре с контртелом из стали 65Г (ГОСТ 1050—71). На 10 образцов, предназначенных для испытаний на трение и изнашивание, наносили покрытие толщиной 1 ± 0,1 мм по режиму напыления на основу диска. Испытания проводили согласно ГОСТ 26614—85 со смазкой ТСЗП-8 при скорости скольжения 20 м/с и давлении 2 МПа. Коэффициент трения и скорость изнашивания покрытий определяли как среднее арифметическое, полученное по испытаниям пяти образцов. Контртело и образец для определения триботехнических свойств приведены соответственно на рис. 4 и 5.

Условия работы конуса синхронизатора коробки передач КП механической трансмиссии гусеничной машины массой 7÷8 т приведены ниже:

Удельная работа трения, кДж/м^2 . . .	380
Максимальная линейная скорость скольжения относительно контртела, м/с	12,95
Максимальное удельное давление на поверхности трения, МПа	1,237
Температура в зоне трения, °С:	
средняя	100
допустимая	150
Диапазон рабочих температур, °С	−60÷150
Время буксования, с	0,39
Тип смазки	Масло МТ-16П (ГОСТ 6360—83)
Материал контртела	Сталь 20Х2Н4А, *HRC* ≥ 58 (ГОСТ 4543—71),

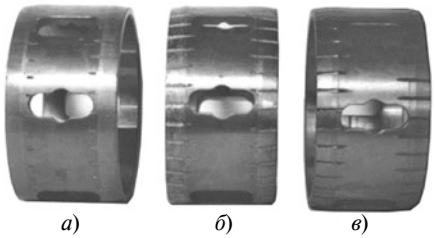
Опытный синхронизатор с конусом с молибденовым газотермическим покрытием прошел полевые испытания на гусеничной машине массой 7,2 т с удельной мощностью N_e = 24,5 кВт/т при общем пробеге 3790 км. Отклонений в работе синхронизатора при переключении передач не обнаружено, их быстрое безударное включение свидетельствует о достаточном коэффициенте трения. При разборке КП установлены хорошая прирабатываемость и равномерное прилегание поверхностей трения синхронизатора. Микрометраж показал, что конусы пригодны к дальнейшей эксплуатации. Состояние стальных контртел, эксплуатируемых в паре с опытным конусом, хорошее. Износы поверхностей трения опытного и серийного конусов после испытаний приведены в таблице.

Пробег, км	Конус синхронизатора	Износ поверхностей трения на третьей/четвертой передачах, мм	
		конуса	контртела
3790	С молибденовым покрытием	0,124/0,059	0,07/0,065
10 000*	Из стали 12ХН3А	0,255/0,2	0,1/0,1

* Штатная эксплуатация гусеничной машины.

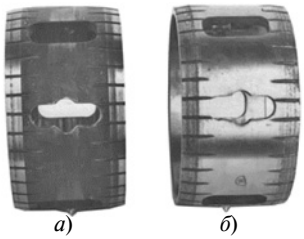
Новый конус с молибденовым покрытием показан на рис. 6, после испытаний машин — на рис. 7.

Таким образом, предлагаемый конус синхронизатора с пористым молибденовым фрикционным покрытием соответствует техническим требованиям, предъявляемым к его работе в паре со стальным контртелом в условиях смазывания маслом при эксплуатации КП транспортной гусеничной машины массой 7÷8 т. Испытания подтвердили, что триботехнические и эксплуатационные характеристики конуса с молибденовым покрытием выше чем у серийного стального конуса. Схватывания и следов припекания рабочих конических поверхностей на фрикционном контакте после испытаний не обнаружено.



а) *б*) *в*)

Рис. 6. Новые конусы синхронизатора с молибденовым (*а*) и БрАЖ9-4 (SiC) (*б*) плазменным фрикционным слоем и из стали 12ХН3А (*HRC* ≥ 52) (*в*)



а) *б*)

Рис. 7. Конусы синхронизатора после пробега машин:

а — из стали 12ХН3А, *HRC* ≥ 52, пробег 5000 км; *б* — с плазменным фрикционным молибденовым слоем, пробег 4500 км

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

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

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

3. **Федорченко И. М., Крячек В. М., Панаиоти И. И.** Современные фрикционные материалы. Киев: Наукова думка, 1975. 334 с.

УДК 519.95:621.3.049.774

Е. Н. ИВАШОВ, Б. Г. ЛЬВОВ, доктора технических наук, В. О. ЯГОВЦЕВ (Национальный исследовательский университет "Высшая школа экономики"), e-mail: eivashov@hse.ru

Локальные алгоритмы для зондовых методов исследования поверхности и статистического моделирования стохастических задач

Рассмотрены общие свойства локальных алгоритмов. Для ряда задач доказано существование наилучших локальных алгоритмов с заданными параметрами. Показано, что для ряда дискретных задач не существует универсальных локальных алгоритмов с приемлемыми параметрами, т. е. отсутствуют алгоритмы с малым перебором.

Ключевые слова: локальный алгоритм, дискретная задача, статистическое моделирование, стохастическая задача.

The general properties of local algorithms are considered. For a number of problems the existence of the best local algorithms with specified parameters is verified. It is shown, that for a number of discrete problems the universal local algorithms with acceptable parameters do not exist, i.e. there are no algorithms with low search.

Keywords: local algorithm, discrete problem, statistical modeling, stochastic problem.

Для решения таких задач как построение минимальных нормальных форм для функций алгебры логики, целочисленного программирования, построения кратчайшего пути между вершинами графа легко написать алгоритм для перебора большого числа вариантов. Однако эффективных и универсальных алгоритмов для широких классов подобных задач, как правило, построить не удается [1].

Естественным классом алгоритмов, не содержащих алгоритмов с перебором всех или почти всех возможных вариантов, является класс локальных алгоритмов, которые можно охарактеризовать следующим образом. Пусть дано множество, из элементов которого следует выбрать все или некоторые элементы, удовлетворяющие определенным условиям. Например, из всех ребер графа выделить такие, которые входят в кратчайший путь между двумя вершинами, из допустимых планов задачи целочисленного программирования выбрать оптимальные и т. д.

В исходном множестве определяется понятие близости; локальный алгоритм на каждом шаге изучает совокупность элементов, близких к некоторому элементу (окрестность элемента), и запоминает ряд признаков об элементах окрестности. Накопленная информация используется на последующих шагах алгоритма.

Локальный алгоритм можно охарактеризовать двумя параметрами: величиной окрестности, изучаемой на каждом шаге, и числом признаков, запоминающихся о каждом элементе [1].

Алгоритм A полностью определяется системой предикатов $p_1, \ldots, p_l$, ее разбиением на основные $(p_1, \ldots, p_s)$ и вспомогательные $(p_{s+1}, \ldots, p_l)$ предикаты, системой монотонных функций $\varphi_1, \ldots, \varphi_l$, $\varphi_i = \varphi_i(\text{Ш}, a_1, \ldots, a_l, s, m^*)$ $(i = 1, 2, \ldots, l)$ и алгоритмом A_π [1].

Пусть $m^* = \bigcup_{i=1}^{m} \text{Ш}_i^{a_{i1}\ldots a_{il}}$, $m^* \in I(m)$, $m \in \{m\}$. Опишем первый шаг алгоритма. К множеству $M\tilde{x}N$ (здесь $M = m^*$, $N = \{1, 2, \ldots, l\}$) применяем алгоритм A_π. Выделяем первую по порядку пару $(\text{Ш}^{\alpha_1\ldots\alpha_l}, j)$. Вычисляем $\varphi_i(\text{Ш}, a_1, \ldots, a_l, s, m^*) = (\beta_1, \ldots, \beta_l)$. Элемент $\text{Ш}^{\alpha_1\ldots\alpha_l}$ заменяем на $\text{Ш}^{\beta_1\ldots\beta_l}$. Если $(\alpha_1, \ldots, \alpha_l) = (\beta_1, \ldots, \beta_l)$, берем вторую по порядку пару и т. д. Если для всех элементов $(\beta^{\gamma_1\ldots\gamma_l}, j) \in M\tilde{x}N$ выполнено равенство $\varphi_j(\beta, \gamma_1, \ldots, \gamma_l, s, m^*) = (\gamma_1, \ldots, \gamma_l)$ алгоритм A заканчивается после просмотра всех пар из $M\tilde{x}N$. В противном случае найдется первая по порядку пара $(\text{Ш}^{\alpha_1\ldots\alpha_l}, j)$, для которой $\varphi_j(\text{Ш}, a_1, \ldots, a_l, s, m^*) = (\beta_1, \ldots, \beta_l) \neq (\alpha_1, \ldots, \alpha_l)$. Элемент $\text{Ш}^{\alpha_1\ldots\alpha_l}$ заменяем на $\text{Ш}^{\beta_1\ldots\beta_l}$. Множество m^* переходит в m_1^*. Проверяем, остались ли в m_1^* элементы, у которых информационный вектор имеет хотя бы одну из координат с номерами $1, 2, \ldots, s$, равную Δ. Если таких элементов нет, алгоритм A заканчивается; если такие элементы есть, то заканчивается первый шаг алгоритма.

Пусть выполнено n шагов алгоритма A. Описание $(n + 1)$-го шага в точности повторяет описание первого шага, если вместо множества m^* рассматривать множество m_n^*, в которое перешло m^* после первых n шагов алгоритма A. В силу монотонности φ_j $(j = 1, 2, \ldots, l)$ алгоритм A закончится за конечное число шагов.

Каждому алгоритму A и множеству $m^* \wedge m_0^*$ можно сопоставить последовательность множеств m_0^*, m_1^*, ..., m_a^* [обозначение $\pi(m^*, A)$], обладающую следующими свойствами:

1) алгоритм A последовательно переводит: m_0^* в m_1^*; m_1^* в m_2^*; ...; m_{a-1}^* в m_a^*;

2) соседние элементы последовательности $\pi(m^*, A)$ отличаются только информационными векторами одного элемента, причем сами векторы отличаются лишь одной координатой.

Каждому алгоритму A можно взаимно однозначно сопоставить набор $\pi(m^*, A)\langle A_\pi, \varphi_1, ..., \varphi_l, p_1, ..., p_l, s\rangle$, где s указывает, что первые s предикатов среди $p_1, ..., p_l$ являются основными, остальные $(n - s)$ — вспомогательными [1].

Среди локальных алгоритмов над информационными множествами существует естественная упорядоченность. Пусть алгоритмы A и B принадлежат соответственно классам $K(\varphi_{11}, ..., \varphi_{1l}, p_1, ..., p_l, s)$ и $K(\varphi_{21}, ..., \varphi_{2l}, p_1, ..., p_l, s)$. В классе алгоритмов с одинаковой памятью выделим подкласс π_s алгоритмов $\langle A_\pi, \varphi_{1a}, ..., \varphi_{la}, p_1, ..., p_l, s\rangle$, у которых совпадают области определения функций $\varphi_{1a}, ..., \varphi_{la}$, т. е. у разных алгоритмов из π_s окрестности $s(Ц, m)$ определены одинаково.

Подкласс π_s назовем классом локально равных алгоритмов с одинаковой памятью.

Определение: *Алгоритм A называется мажоритарным (наилучшим для класса K), если для всех B из K выполнено условие* $A \geq B$ [1].

Пусть некоторым способом для пар $(Ц, m)$, $Ц \in m$, $m \in \{m\}$ введена последовательность $s_1(Ц, m), ..., s_k(Ц, m)$ главных окрестностей порядков 1, 2, ..., k соответственно.

Определение. *Алгоритм* $A \in K\langle\varphi_1, ..., \varphi_l, p_1, ..., p_l, s\rangle$ *называется алгоритмом индекса k, если область определения* $\left(Ц^{a_1 ... a_l}, s\left(Ц^{a_1 ... a_l}, m^*\right)\right), m^* \in \bigcup\limits_{m \in \{m\}} I\{m\}$ $Ц^{a_1 ... a_l} \in m^*$ *функций* $\varphi_1, ..., \varphi_l$ *удовлетворяет следующим условиям:*

1) $s(Ц, m) \subseteq s_k(Ц, m)$;

2) *найдется пара* $(Ц, m)$, *при которой* $s(Ц, m) \not\subseteq s_{k-1}(Ц, m)$.

В дальнейшем будем рассматривать окрестности $s(Ц, \Gamma)$, где Γ — конечный неориентированный граф; $Ц$ — вершина или ребро графа такие, что $s(Ц, \Gamma)$ есть конечный неориентированный граф.

Пусть $p_1(Ц, \Gamma), ..., p_l(Ц, \Gamma)$ — предикаты, заданные на вершинах или ребрах графов (только на вершинах или только на ребрах). Среди алгоритмов индекса k над графами с фиксированными основными предикатами $p_1, ..., p_s$ и вспомогательными предикатами $p_{s+1}, ..., p_l$ существует мажоритарный алгоритм A_k. Среди мажоритарных алгоритмов A_k найдется алгоритм A_k из класса $k\langle\varphi_1, ..., \varphi_l, p_1, ..., p_l, s\rangle$, у которого функции $\varphi_1, ..., \varphi_l$ определены на парах $s_k\left(Ц^{a_1 ... a_l}, \Gamma\right)$, где $Ц$ — вершина или ребро графа; если $k_1 \leq k_2$, то $A_{k_1} \leq A_{k_2}$.

В классе алгоритмов индекса k с фиксированными основными и вспомогательными предикатами существует мажоритарный алгоритм A_k. Среди мажоритарных алгоритмов A_k найдется алгоритм A_k: $\widetilde{A_k} \in K\langle\varphi_1, ..., \varphi_l, P_1, ..., P_l, s\rangle$, при котором

$$\varphi_i = \varphi_1\left(Ц^{a_1 ... a_l}, s_k\left(Ц^{a_1 ... a_l}, m_f^*\right)\right),$$
$$i = 1, 2, ..., l; \quad 3°;$$

если $k_1 \leq k_2$, то $\widetilde{A_{k_1}} \leq \widetilde{A_{k_2}}$.

Функционал качества $\varphi(A)$ алгоритма A

Определение: Функционалом качества $\varphi(A)$ *по контрольному множеству* $S_1', ..., S_q'$ *называется величина* $f_q\,(p(\tilde{a}_1, \tilde{a}_1^A), ..., p(\tilde{a}_q, \tilde{a}_q^A))$.

В дальнейшем "по контрольному множеству" будем опускать.

Определение является весьма общим. При конструктивном построении оптимальных алгоритмов используется специальное понятие функционала качества.

Пусть дана пара (S_i', K_j) — объект из контрольной выборки, класс из числа $K_1, ..., K_l$ и для каждой пары задана табл. 1. Здесь a_{ij}^A — значение предиката $P_j(S_i')$ — $\ll S_i' \in K_j\gg$, вычисленное в алгоритме A; $P_j(S_i')$ — истинное значение этого предиката; $\varphi_{ij}^{a,\beta}$ — числовая оценка (поощрение или штраф) события $P_j(S_i') = a$, $a_{ij}^A = \beta$, $a \in \{0, 1\}$, $\beta \in \{0, 1, \Delta\}$.

Для контрольной выборки $S_1', ..., S_q'$ по набору истинных информационных векторов $\tilde{a}_i$ и векторов $\tilde{a}_i^A$ строим матрицу $\{\gamma_{ij}\}_{qxl}$, где $\gamma_{ij} = \varphi_{ij}^{a_{ij}, a_{ij}^A}$.

Определение: *Линейным функционалом качества называется функционал* $\varphi^*(A) = \dfrac{1}{ql}\sum\limits_{i=1}^{q}\sum\limits_{i=1}^{l}\gamma_{ij}$.

Важным частным случаем линейного функционала является функционал $\varphi^*(A)$, у которого табл. 1 одинаковы для всех (i, j), $i = 1, 2, ..., q$, $j = 1, 2, ..., l$, и имеют вид табл. 2.

Функционал $\varphi^*(A)$ называется долей правильных прогнозов.

Таблица 1

a_{ij}^A $P_j(S_i')$	0	1	Δ
0	φ_{ij}^{00}	φ_{ij}^{01}	$\varphi_{ij}^{0\Delta}$
1	φ_{ij}^{10}	φ_{ij}^{11}	$\varphi_{ij}^{1\Delta}$

Таблица 2

a_{ij}^{A} $P_j(S_i')$	0	1	Δ
0 1	1 0	0 1	0 0

Примером использования рассмотренных алгоритмов является устройство наноперемещений (рис. 1), которое содержит: неподвижную платформу *1*; установленный на ней пьезопривод *2*, на торце которого закреплен зонд *3*; электрически связанный с подложкой *4*, закрепленной на подложкодержателе *5*. Зонд *3* выполнен из немагнитного материала — пара- или диамагнетика. На наружной стороне цилиндрической поверхности зонда закреплен магнит *6*, выполненный в виде трубчатого элемента с осевой намагниченностью.

Устройство наноперемещений работает следующим образом. Зонд *3* перемещается относительно неподвижной платформы *1* с помощью пьезопривода *2*, взаимодействуя с подложкой *4*, закрепленной на подложкодержателе *5* посредством магнита *6*. Данное устройство наноперемещений обеспечивает формирование магнитоориентированных структур.

Кроме задач, требующих для решения алгоритмов перебора, существуют классы задач, решаемых алгоритмами другого типа. Так, для решения стохастических задач по квантовым точкам методом статистического моделирования необходимо численно строить реализации случайных процессов. При этом иногда особенно важно передавать корреляционную функцию и одномерные распределения, так как в негауссовском случае часто нет удовлетворительной информации о многомерных распределениях. Однако желательно иметь набор моделей случайных процессов, позволяющих проверять чувствительность изучаемых функционалов к изменению многомерных распределений при их сходимости к распределениям некоторого процесса с подходящими, например непрерывными, реализациями.

Рассмотрим случай абсолютно монотонной функции $k(t)$, которую представим в виде $k(t) = \int_0^\infty e^{-\lambda t}\mu(d\lambda)$, где μ — вероятностная мера на $(0, \infty)$ такая, что $P(\lambda = 0) = 0$ и $\int_0^\infty \lambda\mu(d\lambda) < \infty$. В этом случае для $p_0(t) = k(t)$ имеем:

$$f(x) = \int_0^\infty \lambda^2 e^{-\lambda t}\mu(d\lambda)\left[\int_0^\infty \lambda\mu(d\lambda)\right]^{-1},$$

$$f_1(x) = \int_0^\infty \lambda e^{-\lambda t}\mu(d\lambda).$$

Если меры μ и $\lambda\mu$ удобно моделируются, то для построения реализаций величин n_i целесообразно использовать метод суперпозиций.

Заметим, что возможен рандомизированный способ построения процесса с абсолютно монотонной корреляционной функцией $k(t)$, т. е. построение процесса $\xi(t; e^{-\lambda t})$ для случайного значения λ, предварительно выбранного соответственно μ. Такой процесс, очевидно, не эргодичен, в то время, как введенный здесь процесс $\xi(t; k)$ является эргодичным, что делает его более естественным и важным для приложений.

Пусть D — область n-мерного пространства, целиком лежащая в кубе $[0, T]^n$. Построим случайное поле $\xi(r)$ $[r = (x_1, ..., x_n)]$ в D следующим образом:

1) на i-й координатной оси строим поток Пальма $\{\tau_k^{(i)}\}$ с $p_0^{(i)}(t) = k_i(t)$;

2) для каждого параллелепипеда вида $[\tau_{k_1-1}^{(1)}, \tau_{k_1}^{(1)}] \times ... \times [\tau_{k_1-1}^{(n)}, \tau_{k_1}^{(n)}]$ выбираем свое независимое значение $\xi(r)$ соответственно функции распределения $F_\xi(x)$. Такое поле обозначим через $\xi(r; k)$, где $k = (k_1, ..., k_n)$.

Поле $\xi(r; k)$ однородно с нормированной корреляционной функцией

$$K(r; k) = \prod_{i=1}^{n} k_i(|x_i|), \quad r = (x_1, ..., x_n). \qquad (1)$$

Класс моделируемых корреляционных функций можно расширить, сделав в выражении (1) замену $x_i \to \lambda_i x_i$, причем $\lambda = (\lambda_1, ..., \lambda_n)$ выбирается случайно для каждой реализации поля соответственно вероятностной мере $\mu(d\lambda)$, заданной на $[0, \infty]^n$. Так можно построить поля с корреляционными функциями

$$K(r) = \int_0^\infty \exp\{-\lambda_1|x_1| - ... - \lambda_n|x_n|\}\mu(d\lambda). \qquad (2)$$

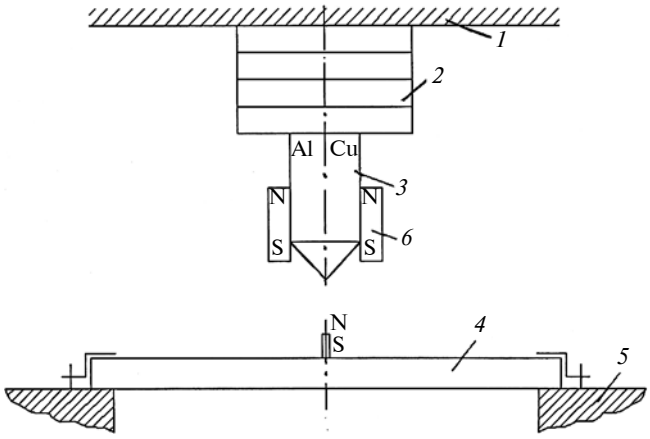


Рис. 1. Устройство наноперемещений

Для моделирования изотропного случайного поля воспользуемся следующим естественным приемом. Построив реализацию поля $\xi(r;\ k)$, повернем ее, ориентировав соответственно единичному изотропному вектору $\omega = (\omega_1, \ldots, \omega_n)$. При вычислении корреляционной функции такого поля можно считать ориентацию реализации фиксированной, а r — изотропным, т.е. $r = r\omega$, поэтому $K(r) = \int k_1(|\omega_1|r)\ldots k_n(|\omega_n|r)\mathrm{d}\omega$.

Наиболее простую модель данного типа получим следующим образом:

1) строим поток Пальма $\{\tau_k\}$ с $p_0(t) = k(t)$ вдоль изотропного направления ω и в пределах области D;

2) для каждого из слоев, ограниченных плоскостями, перпендикулярными к ω в точках $\{\tau_k\}$, выбираем свое независимое значение ξ соответственно $F_\xi(x)$.

Такую модель поля назовем изотропной слоистой, для нее имеем:

$$K(r) = c_n \int_0^{\pi/2} k(r\cos\vartheta)\sin^{n-2}\vartheta\mathrm{d}\vartheta.$$

Например, если k абсолютно монотонна и $n = 3$, то

$$K(r) = \int_0^1 \int_\Lambda e^{-\lambda r\theta}\mu(\mathrm{d}\lambda)\mathrm{d}\vartheta = \int_\Lambda \frac{1 - e^{-\lambda r}}{\lambda r}\mu(\mathrm{d}\lambda).$$

Распределение изотропного слоистого поля для ряда приложений неестественно, но в некоторых случаях его можно улучшить простой модификацией.

Предположим, что распределение ξ безгранично делимо, т. е. для каждого натурального m характеристическая функция удовлетворяет выражению $\varphi(u) = \varphi_\xi(u) = \varphi_m^m(u)$, и можно использовать представление $\xi = \xi_1^{(m)} + \ldots + \xi_m^{(m)}$, где $\xi_i^{(m)}$ независимые и одинаково распределены с характеристической функцией $\varphi_m(u)$.

Рассмотрим процесс

$$\zeta_m(t) = \sum_{i=1}^{m} \xi_i^{(m)}(t;\ k), \qquad (3)$$

где $\xi_i^{(m)}(t;\ k)$, — независимые реализации процесса $\xi^{(m)}(t;\ k)$ с одномерным распределением, соответствующим $\varphi_m(u)$. Ясно, что функция одномерного распределения процесса $\zeta_m(t)$ равна $F_\xi(x)$, а корреляционная функция равна $k(t)$. Реализации процесса $\zeta_m(t)$ улучшены по сравнению с $\xi(t;\ k)$ относительно близости к непрерывным функциям, так как $\zeta_m(t)$ принимает постоянные значения в меньших областях и эти значения зависимы.

Алгоритм параллельных вычислений на квантовых точках

Для описания последовательных алгоритмов существует множество формальных способов: машины Тьюринга (МТ), грамматики Хомского типа 0, нормальные алгоритмы Маркова (НАМ), системы Поста, а также большинство языков программирования. Записанный с одним из этих способов алгоритм можно промоделировать алгоритмом, записанным с любым из них, так как все вышеперечисленные способы эквиваленты.

Работу МТ можно промоделировать с помощью кинетической машины Кирдина (КМК). МТ детерминирована, следовательно, соответствующая ей КМК также будет детерминирована и будет состоять только из команд прямой замены. Такую КМК моделируют с помощью нормальных алгоритмов Маркова. Отсюда следует алгоритмическая универсальность КМК, так как существует тезис Черча—Тьюринга, который указывает на то, что любой вычислительный процесс, который можно назвать алгоритмом, можно промоделировать на МТ [2].

В состав МТ входит управляющее устройство и бесконечная лента, разбитая на ячейки, где в каждой ячейке может быть записан единственный символ заданного алфавита $A = \{a_1, \ldots, a_m\}$; считывающая и пишущая головка, которая в зависимости от символа, записанного в этой ячейке, и состояния управляющего устройства записывает символ в ячейку, затем либо сдвигается влево или вправо на одну ячейку, либо остается на месте; управляющее устройство принимает новое состояние.

Для любого внутреннего состояния q_i и символа a_i однозначно заданы: следующее состояние q_i; новый символ a_{j+1}, который нужно записать вместо a_j в ту же ячейку; направление сдвига головки d_k, обозначаемое символом в алфавите $D = \{L,\ R,\ E\}$; $L = Left$; $R = Right$; $E = Equal$) [1]. Это задание описывается таблицей или системой команд, имеющих вид $q_i a_j \to q_i' d_k$ [2].

Понятие КМК. Пусть L — алфавит символов; L^* — множество всех конечных слов или цепочек в алфавите L. Обрабатываемой единицей является ансамбль слов M из алфавита L, который отождествляется с функцией FM с конечным носителем на L^*, принимающей неотрицательные целые значения, т. е. FM: $L^* \to N \cup \{0\}$. Значение $FM(s)$ интерпретируется как число экземпляров слова s в ансамбле M [2].

Обработка состоит в совокупности элементарных событий, которые происходят недетерминировано и параллельно. Элементарное событие S состоит в том, что из ансамбля M изымается ансамбль K^- (это возможно, если для всех s справедливо $F_K^-(s) \le F_M(s)$) и добавляется ансамбль K^+,

т. е. $F_{M'} = F_M - F_K^- + F_K^+$. Ансамбли K^- и K^+ однозначно задаются правилами или командами, которые объединяются в программу.

Пусть u, ω, ν, f, g, k, q, s — терминальные символы, обозначающие некоторые цепочки символов из L, являющиеся подцепочками слов из L^* [2]. Машина Тьюринга детерминирована и последовательна, следовательно, КМК также будет детерминирована, и в каждый момент времени будет существовать лишь одно допустимое событие. Алфавитом для КМК будет являться $L = A \cup Q$. Начальный ансамбль состоит из одного слова, соответствующего стандартной конфигурации МТ: $M_0 = \{q_0\,\alpha\}$, где $\alpha \in A^*$. Моделирование команд МТ можно описать таблицей, где команде МТ соответствует ответная команда КМК [3]:

Команда МТ	**Команда КМК**
$q_i a_j \to q_i' a_j' R$	$u q_i a_j \omega \to u q_i' a_j' \omega$;
	$u a_j q_i \omega \to u a_j' q_i' \lambda$;
$q_i a_j \to q_i' a_j' L$	$u a_1 q_i a_j \omega \to u q_i' a_1 a_j' \omega$;
	$\vdots$
	$u a_m q_i a_j \omega \to u q_i' a_m a_j' \omega$;
	$q_i a_j \omega \to q_i' \lambda a_j' \omega$
$q_i a_j \to q_i' a_j' E$	$u q_i a_j \omega \to u q_i' a_j' \omega$

Программа для полученной детерминированной КМК состоит только из команд прямой замены [2].

Данные алгоритмы можно применить в устройстве получения квантовых точек (рис. 2), которое содержит: магнетронный источник *1*; распылитель вещества, выполненный в виде постоянного магнита *2*; мишени-катода *3*; анод *4*; источник питания *5*; подложку-приемник *6* распыляемого вещества, закрепленную на подложкодержателе *7*. Устройство имеет мишень-катод *3* из железа, не связанный с постоянным магнитом *2*. Анод *4* выполнен в виде сетки *8*. Устройство снабжено источником *9* лазерного излучения, установленным снаружи полого цилиндра *10*, внутренняя поверхность *11* которого выполнена зеркальной и имеет прорезь по образующей, где установлена лучеобразующая часть источника *9*, и возможность изменения направления луча.

Данное устройство работает следующим образом. Источник *5* создает электрическое поле, под действием которого электроны вылетают из мишени-катода *3*. При прохождении электронов в магнитном поле, создаваемом магнитом *2*, они испытывают воздействие сил Лоренца и начинают двигаться по окружности, ось которой перпендикулярна вектору скорости движения электронов и параллельна линиям магнитного поля.

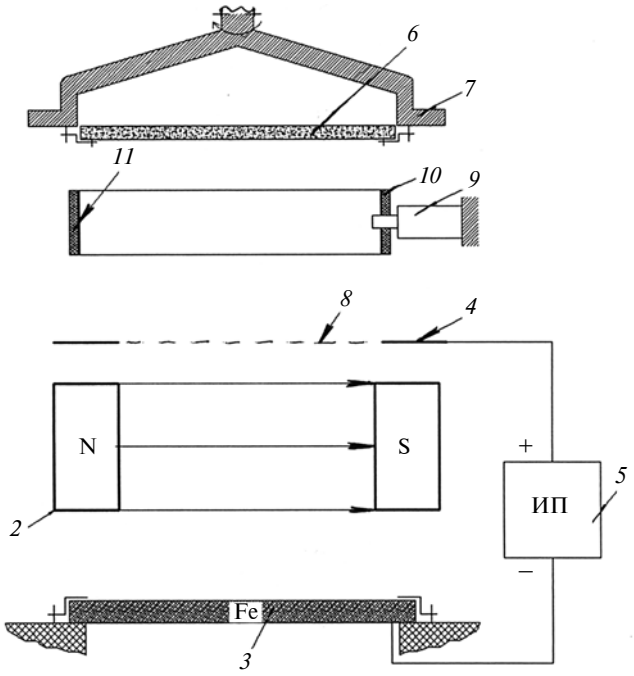


Рис. 2. Устройства для получения квантовых точек

Поэтому электроны периодически взаимодействуя с мишенью-катодом *3* и инертным газом (например, аргоном). При выбивании одного электрона аргон превращается в положительно заряженный ион, который взаимодействует с отрицательно заряженной мишенью-катодом *3*, выбивая из него атомы железа. Нейтральные атомы железа перемещаются в сторону подложки, проходя через анод *4* и цилиндр *10*. При этом атомы железа взаимодействуют с лучами от источника *9*, что и вызывает фотоэффект. На подложку осаждаются положительно заряженные ионы железа, образуя квантовые точки. Положительный заряд иона железа обеспечивает неслипание ионов и равномерное их расположение относительно друг друга. Таким образом, каждый атом железа (или несколько атомов) представляет собой квантовую точку.

Предложенное устройство обеспечивает управление процессом формирования квантовых точек.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Журавлев Ю. И.** Избранные научные труды. М.: Магистр, 1998. 420 с.

2. **Горбунова Е. О.** Алгоритмическая универсальность кинетической машины Кирдина. Методы нейроинформатики / Под ред. А. Н. Горбаня. Красноярск: КГТУ, 1998. 205 с.

3. **Ивашов Е. Н., Князева М. П.** Алгоритмы последовательных и параллельных вычислений на основе квантовых точек с изомерными ядрами // Автоматизация и современные технологии. 2014. № 1. С. 26—30.

УДК [621.983: 539.374].001.573

С. С. ЯКОВЛЕВ, М. В. ГРЯЗЕВ, доктора технических наук (Тульский ГУ), О. В. ПИЛИПЕНКО, д-р техн. наук (Государственный университет — УНПК, г. Орел), e-mail: mpf-tula@rambler.ru

Технологические параметры операции вытяжки с утонением стенки осесимметричных деталей из двухслойных анизотропных материалов[1]

Рассмотрена математическая модель операции вытяжки с утонением стенки осесимметричных деталей из двухслойных анизотропных материалов в конических матрицах. Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований напряженного и деформированного состояний, силовых режимов и предельных возможностей деформирования операции вытяжки с утонением стенки осесимметричных деталей из двухслойных анизотропных материалов в конических матрицах.

Ключевые слова: анизотропия, эксперимент, вытяжка, двухслойный материал, скорость деформации, деформация, напряжение, разрушение, повреждаемость, сила, пластичность.

The mathematical model of drawing operation with thinning of wall of axisymmetric parts from two-ply anisotropic materials in conical matrices is considered. The results of theoretical and experimental researches of stressed and deformed states, force modes and limiting deformation opportunities of drawing operation with wall thinning of axisymmetric parts from two-ply anisotropic materials in conical matrices are presented.

Keywords: anisotropy, experiment, drawing, two-ply material, deformation rate, deformation, stress, failure, damageability, force, plasticity.

В современном машиностроении двухслойные материалы широко применяются для изготовления цилиндрических сосудов высокого давления с повышенной коррозионной стойкостью. К таким изделиям предъявляются высокие требования по надежности, так как в процессе эксплуатации они испытывают внутреннее давление до 30 МПа [1]. Процессы пластического формоизменения двухслойных анизотропных материалов в настоящее время изучены мало.

Материал, подвергаемый штамповке, как правило, обладает анизотропией механических свойств, обусловленной маркой материала и технологическими режимами его получения [2—5]. Анизотропия механических свойств материала заготовки может оказывать как положительное, так и отрицательное влияние на устойчивое протекание технологических процессов обработки металлов давлением, в частности операций глубокой вытяжки.

Рассмотрим процесс вытяжки с утонением стенки цилиндрической заготовки из анизотропного материала с цилиндрической анизотропией. Заготовка — двухслойная с разными механическими свойствами материалов, подчиняющимися условию пластичности Мизеса—Хилла и ассоциированному закону пластического течения [6, 7].

Принимаем, что отношение диаметра заготовки к толщине $D_з/h_0 \gg 1$. В этом случае можно считать, что течение материала происходит в условиях плоской деформации. Простейшим является радиальное течение в системе координат $x0z$ (рис. 1).

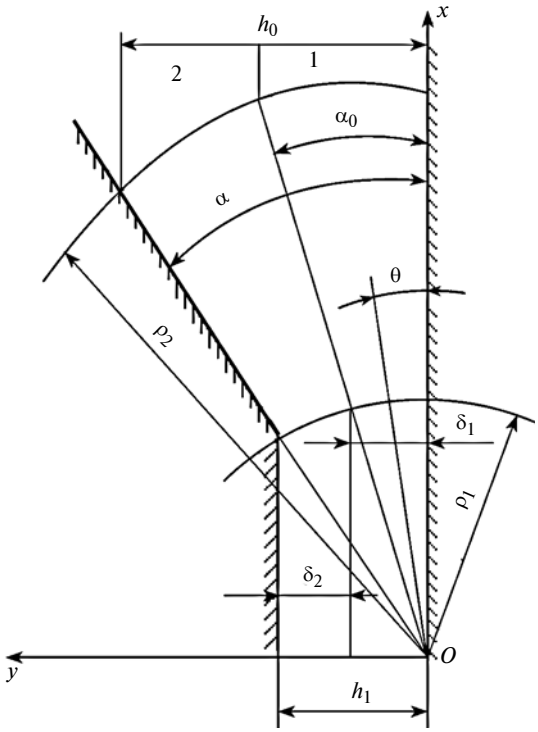


Рис. 1. Схема к расчету кинематики течения двухслойного материала (I, II — слои материала заготовки)

[1] Работа выполнена по гранту РФФИ № 13-08-97-519р_центр_а.

На контактных поверхностях детали и инструмента задаем касательные напряжения по закону Кулона. Изменение направления скоростей течения материала на границе очага пластической деформации при входе и выходе из него учитывается изменением величины радиального напряжения по методу баланса мощностей [8].

Приближенное решение этой задачи реализуется с привлечением:

уравнений равновесия [8]

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\partial\sigma_\rho}{\partial\rho}+\frac{1}{\rho}\frac{\partial\tau_{\rho\theta}}{\partial\theta}+\frac{\sigma_\rho-\sigma_\theta}{\rho}=0;\\ &\frac{\partial\tau_{\rho\theta}}{\partial\rho}+\frac{1}{\rho}\frac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta}+\frac{2\tau_{\rho\theta}}{\rho}=0;\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

условия несжимаемости материала:

$$\xi_x=-\xi_y\ (\xi_z=0,\ \xi_{zy}=\xi_{zx}=0);$$

условия пластичности Мизеса—Хилла при плоской деформации:

$$(\sigma_x-\sigma_y)^2+4(1-c)\tau_{xy}^2=4(1-c)\tau_{sxy}^2;$$

уравнений связи между напряжениями σ_ρ, σ_θ, $\tau_{\rho\theta}$ и скоростями ξ_y, ξ_{xy} деформации:

$$\sigma_\rho=\sigma+\frac{4(1-c)}{(1+a)}\mu_i\xi_y(a\sin^2\theta-\cos^2\theta)+2\mu_i\xi_{xy}\sin2\theta;$$

$$\sigma_\theta=\sigma+\frac{4(1-c)}{(1+a)}\mu_i\xi_y(a\cos^2\theta-\sin^2\theta)-2\mu_i\xi_{xy}\sin2\theta;$$

$$\tau_{\rho\theta}=2(1-c)\mu_i\xi_y\sin2\theta+2\mu_i\xi_{xy}\cos2\theta.$$

Здесь $c=1-\dfrac{N(F+G)}{2(FG+CH+HF)}$, где F, G, H, N — параметры, характеризующие текущее состояние анизотропии; τ_{sxy} — сопротивление материала пластическому деформированию на сдвиг в плоскости xy (x, y, z — главные оси анизотропии); μ_i — коэффициент трения.

Поле скоростей течения материала в очаге деформации характеризуется уравнениями:

$$V_\rho=V_\rho(\rho,\theta);\quad V_\theta=0,\quad V_z=0.$$

Величину радиальной скорости V_ρ предложено определять по выражению

$$V_\rho=\Phi_k(\theta)/\rho.$$

Здесь k принимает значения 1, 2 в зависимости от рассматриваемого слоя:

$$\Phi_1(\theta)=A_1e^{2\theta}+B_1e^{-2\theta}-D_1/4-V_0\delta_1(e^{2\theta}-1)N_1;$$

$$\Phi_2(\theta)=A_2e^{2\theta}+B_2e^{-2\theta}-D_2/4-$$
$$-V_0\delta_2(e^{-2\theta}-e^{-2\alpha})M_2,$$

где A_k, C_k, B_k, D_k, N_1 и M_2 — константы; V_0 — скорость пуансона; δ_1 и δ_2 — толщины первого и второго слоев в готовом изделии.

С привлечением уравнений связи между напряжениями и скоростями деформации и кинематически возможных скоростей течения материала в очаге деформации, удовлетворяющих граничным условиям, записываются дифференциальные уравнения равновесия относительно функций $\Phi_1(\theta)$, $\Phi_2(\theta)$ и средних напряжений σ_1, σ_2 в первом и втором слоях. Интегрирование полученных уравнений относительно функций $\Phi_k(\theta)$ и σ_k в первом и втором слоях выполняется после разделения переменных по скоростям течения и напряжениям в уравнениях равновесия (1) в каждом слое и наложения требования об удовлетворении уравнений относительно $\Phi_k(\theta)$ (о необходимости прохождения их через $\theta=0$ и $\theta=\alpha$). Кинематика течения материала, напряженного и деформированного состояний процесса вытяжки с утонением стенки цилиндрических деталей из двухслойных анизотропных материалов подробно проанализирована в работах [6, 7].

Компоненты напряжений в очаге пластической деформации в каждом слое предложено определять по формулам:

$$\left.\begin{aligned}
&\sigma_{\rho k}=-4\beta_k\Phi_k(\theta)-2\beta_k\Phi_k(\theta)+\\
&+4\beta_kc_k\int\left(\Phi_k(\theta)\cos2\theta+\frac{1}{2}\Phi'_k(\theta)\sin2\theta\right)\sin2\theta d\theta+\\
&+4c_k\beta_k\cos2\theta\left(\Phi_k(\theta)\cos2\theta+\frac{1}{2}\Phi'_k(\theta)\sin2\theta\right)-\\
&-D_k\beta_k\ln\rho-C_k;\\
&\sigma_{\theta k}=-2\beta_k\Phi_k(\theta)+\\
&+4\beta_kc_k\int\left(\Phi_k(\theta)\cos2\theta+\frac{1}{2}\Phi'_k(\theta)\sin2\theta\right)\sin2\theta d\theta-\\
&-D_k\beta_k\ln\rho-C_k;\\
&\tau_{\rho\theta k}=\beta_k\Phi'_k(\theta)-\\
&-2c_k\beta_k\left(\Phi_k(\theta)\cos2\theta+\frac{1}{2}\Phi'_k(\theta)\sin2\theta\right)\sin2\theta.
\end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Здесь $k=1, 2$; c_k и τ_{sxyk} — характеристика анизотропии и сопротивление материала пластическому деформированию в условиях плоского деформированного состояния в плоскости x, y в первом и втором слоях заготовки; h_1 — толщина стенки получаемой заготовки; α — угол матрицы; $\beta_1=\dfrac{\tau_{sxy}\alpha_0}{2V_0\delta_1}$; $\beta_2=\dfrac{\tau_{sxy2}(\alpha-\alpha_0)}{2V_0\delta_2}$. Остальные условные обозначения приведены на рис. 1.

Десять постоянных A_k, C_k, B_k, D_k, где $k=1, 2$, N_1 и M_2 определяются из следующих условий:

1) постоянство расхода металла:

$$\int_0^{\alpha_0} V_{\rho 1}\rho d\theta + \int_{\alpha_0}^{\alpha} V_{\rho 2} d\theta = -V_0(\delta_1 + \delta_2);$$

2) непрерывность скоростей течения металла на границе раздела слоев металла:

$$V_{\rho 1}(\rho, \alpha_0) = V_{\rho 2}(\rho, \alpha_0).$$

3) непрерывность напряжений σ_θ на границе раздела слоев:

$$\sigma_{\theta 1}(\rho, \alpha_0) = \sigma_{\theta 2}(\rho, \alpha_0).$$

Это условие дает два соотношения между искомыми неизвестными коэффициентами;

4) непрерывность касательных напряжений, возникающих на границе раздела слоев металла:

$$\tau_{\rho\theta 1}(\rho, \alpha_0) = \tau_{\rho\theta 2}(\rho, \alpha_0);$$

5) реализация закона трения Кулона на контактной поверхности заготовки с пуансоном:

$$\tau_{\rho\theta 1}(\rho, 0) = -\mu_п \sigma_{\theta 1}(\rho, 0),$$

где $\mu_п$ — коэффициент трения пуансона;

6) реализация закона трения Кулона на контактной поверхности заготовки с матрицей:

$$\tau_{\rho\theta 2}(\rho, \alpha) = -\mu_м \sigma_{\theta 2}(\rho, \alpha),$$

где $\mu_м$ — коэффициент трения матрицы;

7) оценка изменения направления течения материала на входе в очаг пластической деформации в первом и втором слоях по наибольшей величине угла поворота:

$$\sigma_{\rho 1}(\rho_2, \alpha_0) = \tau_{s1xy}\mathrm{tg}\alpha_0, \text{ если } \tau_{s1xy} < \tau_{s2xy};$$
$$\sigma_{\rho 2}(\rho_2, \alpha) = \tau_{s2xy}\mathrm{tg}\alpha, \text{ если } \tau_{s1xy} < \tau_{s2xy};$$

8) удовлетворение дифференциальным уравнениям равновесия относительно функции $\Phi_1(\theta)$ в первом слое при $\theta = 0$:

$$L_1[\Phi_1(0), N_1] = 0;$$

9) удовлетворение дифференциальным уравнениям равновесия относительно функции $\Phi_2(\theta)$ во втором слое при $\theta = \alpha$:

$$L_2[\Phi_2(\alpha), M_2] = 0.$$

Здесь

$$L_1[\Phi_1(0), N_1] = -4V_0\delta_1 N_1;$$

$$L_2[\Phi_2(\alpha), M_2] = [1 - c_2\sin^2(2\alpha)]\Phi_2''(\alpha) - 2c_1\sin(4\alpha)\Phi_1'(\alpha) - 4[1 - c_2\sin^2(2\alpha)]\Phi_2(\alpha) - D_2 = -4c_2\sin4\alpha e^{2\alpha}A_2 + 4c_2\sin4\alpha e^{-2\alpha}B_2 - c_2\sin^2(2\alpha)D_2 - 4V_0\delta_2\{[1 - c_2\sin^2(2\alpha)]e^{2\alpha} - \sin4\alpha e^{-2\alpha}\}M_2.$$

Сила P процесса на выходе из очага пластической деформации определяется как

$$P = P_1 + P_2 + P_{тр},$$

где $P_1 = \pi(d_п + \delta_1)P_{x1}$ — сила в первом слое; $P_2 = \pi(d_п + 2\delta_2)P_{x2}$ — сила во втором слое; $P_{тр} = \pi\mu_п d_п \int_{\rho_1}^{\rho_2} |\sigma_{\theta 1(\rho, 0)}| d\rho$ — сила трения; $d_п$ — диаметр пуансона.

Для определения величин осевого σ_x и касательного τ_{xy} напряжений, сил в первом (P_1) и втором (P_2) слоях воспользуемся формулами преобразования компонент напряжений при повороте осей координат.

Выражения для величин P_{x1} и P_{x2} в первом и втором слоях двухслойного материала запишутся соответственно:

$$P_{x1} = \int_0^{\alpha_0}\Bigg[\Bigg(-6\beta_1\Phi_1(\theta) + 4\beta_1 c_1\int_0^{\theta}\Phi_{11}(\theta)\sin2\theta d\theta + 4\beta_1 c_1\cos2\theta\Phi_{11}(\theta) - D_1\beta_1\ln\rho_1 - C_1\Bigg)\cos\theta - (\beta_1\Phi_1'(\theta) - 2c_1\beta_1\Phi_{11}(\theta)\sin2\theta)\sin\theta\Bigg]\rho_1 d\theta + \tau_{s1xy}\mathrm{tg}\alpha_0\rho_1\sin\alpha_0; \quad (2)$$

и

$$P_{x2} = \int_{\alpha_0}^{\alpha}\Bigg[\Bigg(-6\beta_2\Phi_2(\theta) + 4\beta_2 c_2\int_{\alpha_0}^{\theta}\Phi_{22}(\theta)\sin2\theta d\theta + 4\beta_2 c_2\cos2\theta\Phi_{22}(\theta) - D_2\beta_2\ln\rho_1 - C_2\Bigg)\cos\theta - (\beta_2\Phi_2'(\theta) - 2c_2\beta_2\Phi_{22}(\theta)\sin2\theta)\sin\theta\Bigg]\rho_1 d\theta + \tau_{s2xy}\mathrm{tg}\alpha\rho_1(\sin\alpha - \sin\alpha_0), \quad (3)$$

где $\Phi_{11} = \Phi_1(\theta)\cos2\theta + \frac{1}{2}\Phi_1'(\theta)\sin2\theta$;

$\Phi_{22} = \Phi_2(\theta)\cos2\theta + \frac{1}{2}\Phi_2'(\theta)\sin2\theta$.

В выражениях (2) и (3) учитываются приращения напряжения σ_x, связанного с максимальным поворотом направления течения материала на выходе из очага деформации.

Среднюю величину накопленной интенсивности деформации в каждом слое очага деформации найдем по формулам:

$$\varepsilon_{e1cp} = -U(R_1)\ln\frac{\rho_2}{\rho_1}\frac{1}{\alpha_0}\int_0^{\alpha_0}\frac{\psi_1(\theta, c_1)}{\Phi_1(\theta)}d\theta + \frac{1}{\alpha_0}U(R_1)\int_0^{\alpha_0}(1 - c_1\sin^2 2\theta)^{1/2}\mathrm{tg}\theta d\theta;$$

$$\varepsilon_{e2cp} = -U(R_2)\ln\frac{\rho_2}{\rho_1}\frac{1}{(\alpha - \alpha_0)}\int_{\alpha_0}^{\alpha}\frac{\psi_2(\theta, c_2)}{\Phi_2(\theta)}d\theta + \frac{1}{\alpha - \alpha_0}U(R_2)\int_{\alpha_0}^{\alpha}(1 - c_2\sin^2 2\theta)^{1/2}\mathrm{tg}\theta d\theta,$$

Здесь

$$U(R_k) = \sqrt{\frac{(R_{xk} + R_{yk} + R_{xk}R_{yk})(R_{xk} + R_{yk})}{6R_{yk}R_{xk}(1 + R_{yk} + R_{xk})(1 - c_k)}},$$

где R_{xk}, R_{yk} — коэффициенты анизотропии в направлении осей деформации.

По кривым упрочнения материалов слоев можно найти средние значения в очаге деформации $\tau_{sxy1\text{ср}}$ и $\tau_{sxy2\text{ср}}$ по формулам:

$$\left.\begin{aligned} \tau_{sxy1\text{ср}} &= (\tau_{xy0,2})_1 + Q_1(\varepsilon_{e1\text{ср}})^{n_1}; \\ \tau_{sxy2\text{ср}} &= (\tau_{xy0,2})_2 + Q_2(\varepsilon_{e2\text{ср}})^{n_2}, \end{aligned}\right\} \quad (4)$$

и повторить решение задачи уже с учетом упрочнения материала.

В формулах (4) $(\tau_{xy0,2})_1$ и $(\tau_{xy0,2})_2$ — сопротивления пластическому деформированию на сдвиг первого и второго слоев материалов при остаточной деформации $\varepsilon_{e1} = \varepsilon_{e2} = 0{,}002$; Q_1 и Q_2, n_1 и n_2 — константы кривых упрочнения первого и второго слоев материала соответственно.

Величина повреждаемости материала ω_e при пластическом деформировании по деформационной модели разрушения вычисляется по формуле

$$\omega_e = \int_{\varepsilon_{ib}}^{\varepsilon_i} \frac{d\varepsilon_i}{\varepsilon_{i\text{пр}}}, \quad (5)$$

где ε_{ib} — интенсивность деформации элементарного объема при входе в очаг деформации; $\varepsilon_{i\text{пр}}$ — предельная интенсивность деформации, которая зависит от σ/σ_i и ориентации первого главного напряжения относительно главных осей анизотропии x, y и z (σ — среднее напряжение).

Интегрирование в выражении (5) ведется вдоль траектории (линии тока) рассматриваемых элементарных объемов. В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изготовляемого изделия уровень повреждаемости не должен превышать величины χ, т.е.

$$\omega_e \le \chi. \quad (6)$$

До деформации (при $t = t_0$) $\omega_e = 0$, а в момент разрушения ($t = t_\text{р}$) $\omega_e = \chi = 1$.

При назначении степеней деформации в процессе пластического формоизменения следует учитывать рекомендации по использованию запаса пластичности В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова [6, 7]. Предельную интенсивность деформации находим по выражению

$$\varepsilon_{i\text{пр}} = \Omega_k \exp\left(U_k \frac{\sigma}{\sigma_i}\right)(a_{0k} + a_{1k}\cos\alpha + a_{2k}\cos\beta + a_{3k}\cos\gamma),$$

где Ω_k, U_k, a_{0k}, a_{1k}, a_{2k} и a_{3k} — константы материала, определяемые в зависимости от вида материала согласно работам В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова [9, 10] и уточняемые опытами на растяжение образцов в условиях плоского напряженного и плоского деформированного состояний; $k = 1, 2$.

Полученные соотношения для анализа процесса вытяжки с утонением стенки двухслойного анизотропного материала позволяют установить влияние технологических параметров на силовые режимы исследуемого процесса. Расчеты выполнены для двухслойного материала, механические свойства которого приведены в работе [11] (таблица), и изменении технологических параметров процесса: коэффициента утонения $m_s = h_1/h_0$, угла конусности матрицы $\alpha = 6 \div 30°$ и условий трения на инструменте, определяемых коэффициентом трения на пуансоне $\mu_\text{п} = (1 \div 4)\mu_\text{м}$ при $\mu_\text{м} = 0{,}05$.

Зависимости относительной силы $\bar{P} = P/[2\pi \times (d_1 + s_1)s_1(\tau_{sxy0,2})_2]$ от угла α конусности матрицы при фиксированном коэффициенте m_s утонения и коэффициенте трения на пуансоне $\mu_\text{п} = 0{,}05$ приведены на рис. 2, из которого следует, что с уменьшением коэффициента m_s и увеличением угла α относительная сила $\bar{P}$ возрастает и тем быстрее, чем меньше коэффициент утонения m_s. Так, уменьшение коэффициента утонения от 0,9 до 0,5 сопровождается уменьшением $\bar{P}$ более чем в 3 раза при прочих равных условиях деформирования.

Анализ результатов расчетов показал, что изменение условий трения на контактной поверхности пуансона существенно влияет на относительную силу $\bar{P}$. С увеличением коэффициента $\mu_\text{п}$ трения на пуансоне (при $\mu_\text{м} = 0{,}05$) относительная сила $\bar{P}$ уменьшается. Этот эффект проявляется существеннее при малых углах α конусности матрицы и значениях коэффициента утонения m_s; при $\alpha = 30°$ увеличение коэффициента трения на пуансоне в 4 раза по сравнению с коэффициентом трения на матрице приводит к незначительному (около 5 %) изменению относительной силы $\bar{P}$.

Зависимости относительной силы $\bar{P}$ от величины δ_{01}/h_0 при вытяжке с утонением стенки цилиндрических деталей из двухслойной стали

Сталь	$(\tau_{sxy0,2})_k$, МПа	Q_k, МПа	n_k	n_{k+1}	R_x	R_y	Ω_k	U_k
08Х13	288,0	324,07	0,50	0,11	1,05	0,85	1,59	−1,38
12Х3ГНМФБА	340,0	275,03	0,44	−0,12	0,55	0,66	1,46	−1,20

Примечание. n_k, n_{k+1} — константы кривых упрочнения k-го и $k + 1$-го слоев.

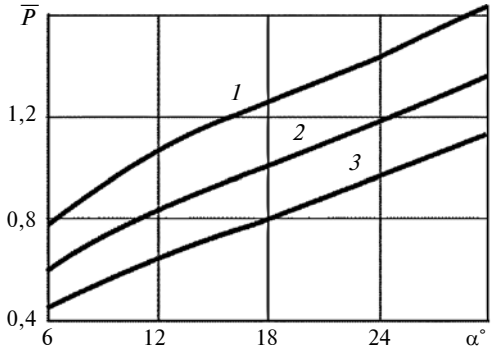


Рис. 2. Зависимости относительной силы $\overline{P}$ от угла α конусности матрицы при коэффициенте утонения m_s = 0,6 (*1*); 0,7 (*2*); 0,8 (*3*); δ_{01}/h_0 = 0,25; h_0 = 4 мм

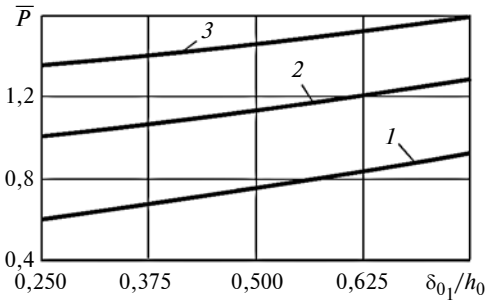


Рис. 3. Зависимости относительной силы $\overline{P}$ от δ_{01}/h_0 при α = = 6 (*1*), 18 (*2*), 30° (*3*) и h_0 = 4 мм

12Х3ГНМФБА+08Х13 приведены на рис. 3. Установлено, что с ростом величины δ_{01}/h_0 относительная сила $\overline{P}$ увеличивается. В ряде случаев вытяжки с утонением стенки полых цилиндрических деталей из двухслойных материалов может наблюдаться и обратный характер изменения относительной силы $\overline{P}$. В первую очередь это зависит от способности того или иного материала к деформационному упрочнению, а также от коэффициента утонения m_s.

Предельные возможности процесса вытяжки с утонением стенки ограничиваются максимальным значением осевого напряжения σ_x в стенке заготовки на выходе из очага деформации, которое не должно превышать величины сопротивления материала пластическому деформированию в условиях плоского деформированного состояния с учетом упрочнения:

$$\left.\begin{aligned} &\sigma_{xk} \le \sigma^*_{sxk};\\ &\sigma^*_{sxk} = 2\tau_{sxyk}\sqrt{1-c_k}, \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

а также допустимой степенью использования ресурса пластичности (6).

При выборе коэффициентов утонения необходимо учитывать рекомендации по назначению допустимой степени использования запаса пластичности В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова, согласно которым для ответственных деталей, подвергающихся после обработки давлением термической обработке (отжигу или закалке), допустимой степенью использования запаса пластичности следует считать χ = 0,25; только для неответственных деталей допустимую степень использования запаса пластичности можно принять равной 0,65 [9, 10].

Предельные коэффициенты $m_{s_{пр}}$ утонения исследовали в зависимости от угла конусности матрицы, условий трения на инструменте ($\mu_п = (1 \div 4)\mu_м$ при $\mu_м$ = 0,05) для исследуемого двухслойного материала, механические характеристики которого приведены в таблице.

На рис. 4 приведены зависимости предельных коэффициентов утонения $m_{s_{пр}}$, вычисленных по первому (7) и второму (6) критериям разрушения, от угла α конусности матрицы для двухслойной стали 12Х3ГНМФБА+08Х13. Кривая *1* соответствует величине $m_{s_{пр}}$, определенной по максимальному осевому напряжению на выходе из очага пластической деформации (7), кривые *2*, *3*, *4* — величине $m_{s_{пр}}$, определенной по степени использования ресурса пластичности (6) соответственно при χ = 1, 0,65 и 0,25.

Кривые *1—4* определяют возможности деформирования заготовки в зависимости от технических требований на изделие. Видим, что с увеличением угла α конусности матрицы от 6 до 30° предельный коэффициент утонения $m_{s_{пр}}$ увеличивается на 45 %.

На рис. 5 приведены зависимости $m_{s_{пр}}$ от условий трения на контактных поверхностях рабочего инструмента и заготовки ($\mu_п/\mu_м$) при фиксированном угле α конусности матрицы ($\mu_м$ = 0,05; h_0 = 4 мм). Обозначения кривых *1—4* соответствуют обозначениям кривых на рис. 4 по параметрам $m_{s_{пр}}$ и α, при которых они построены. Установлено, что изменение условий трения на контактной поверхности пуансона существенно влияет на предельный коэффициент утонения $m_{s_{пр}}$, который уменьшается при увеличении коэффициента $\mu_п$ трения на пуансоне, что значительнее проявляется на малых углах α конусности матрицы. Расчеты показали, что при α = 30° увеличение коэффициента $\mu_п$

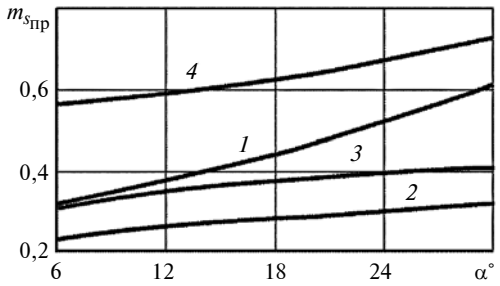


Рис. 4. Зависимости предельных коэффициентов утонения $m_{s_{пр}}$ от угла α конусности матрицы при δ_{01}/h_0 = 0,50; h_0 = 4 мм; $\mu_п = 2\mu_м$ = 0,1

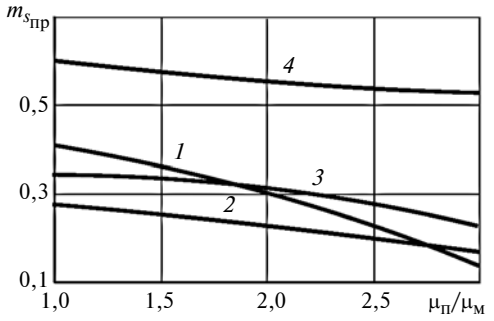


Рис. 5. Зависимости $m_{s_{пр}}$ от $\mu_п/\mu_м$ для двухслойной стали 12Х3ГНМФБА+08Х13 при δ_{01}/h_0 = 0,50; h_0 = 4 мм; α = 6°

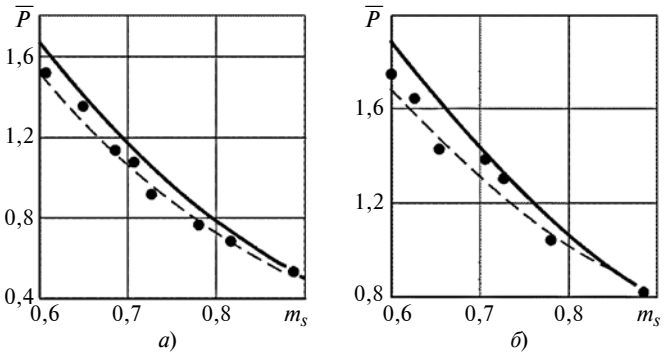


Рис. 6. Зависимости относительной силы $\bar{P}$ от коэффициента утонения m_s при α = 10 (*а*) и 30° (*б*) (δ_{01} = 1 мм; s_0 = 4 мм)

трения на пуансоне в 3 раза по сравнению с коэффициентом $\mu_м$ трения на матрице приводит к незначительному (около 5 %) изменению предельного коэффициента утонения $m_{s_{пр}}$, а при α = 6° — к уменьшению коэффициента $m_{s_{пр}}$, вычисленного по максимальному осевому напряжению на выходе из очага пластической деформации и степени использования ресурса пластичности, на 15 и 30 % соответственно.

Расчеты показали, что при вытяжке с утонением стенки цилиндрических деталей из двухслойной стали 12Х3ГНМФБА+08Х13 с увеличением отношения δ_{01}/h_0 увеличивается коэффициент $m_{s_{пр}}$. Установлено, что предельные возможности формоизменения могут ограничиваться максимальным растягивающим напряжением на выходе из очага деформации и степенью использования ресурса пластичности. Это зависит от анизотропии механических свойств материала заготовки, технологических параметров, угла конусности матрицы и условий трения на контактных поверхностях инструмента. Показано, что учет упрочнения существенно уточняет величину силы вытяжки с утонением и предельный коэффициент утонения, однако не изменяет характер влияния угла α конусности матрицы коэффициента утонения m_s и условий трения на контактных поверхностях рабочего инструмента и заготовки, характеризуемых отношением $\mu_п/\mu_м$.

Для определения возможностей оценки силовых режимов провели экспериментальные исследования вытяжки с утонением стенки двухслойной стали 12Х3ГНМФБА+08Х13. Полуфабрикаты для экспериментов изготовляли из листовых заготовок диаметром 100,0 мм с толщиной стенки s_0 = 4 мм вытяжкой с калибровкой стенки в матрицах с углом конусности 15° и последующим низкотемпературным отжигом в течение 1 ч при температуре T = 720 °С. Заготовки изготовляли на токарном станке обточкой квадратных заготовок, предварительно полученных вырезкой из листа. Вытяжку осуществляли на испытательной машине ГМС-50 в конических матрицах штампа без прижима.

При вытяжке с утонением стенки использовали инструмент с параметрами: радиус закругления кромки пуансона $R_п$ = 5 мм; диаметр матрицы $d_м$ = 50 мм; высота рабочего пояска матрицы $h_р$ = 3 мм. В процессе эксперимента изменяли угол α конусности матрицы и коэффициент утонения m_s, который варьировался в диапазоне 0,5÷0,9 путем изменения диаметра пуансона. Вытяжку осуществляли в конических матрицах с углом конусности α = 10; 20; 30°. В качестве смазочного материала применяли коллоидно-графитовый водный препарат ПСВ. Вытяжка осуществлялась на провал. Для каждой группы фиксированных параметров проводили по шесть опытов. За основу брали среднеарифметические значения силы. При расшифровке индикаторных диаграмм "сила—путь", полученных на испытательной машине ГМС-50, определяли величину силы процесса на стационарной стадии деформирования.

Были сопоставлены теоретические и экспериментальные данные по силовым режимам процесса для исследуемых материалов. На рис. 6 представлены зависимости относительных сил вытяжки с утонением стенки $\bar{P} = P/[\pi(d_1 + s_1)s_1\sigma_{0,2_2}]$ от коэффициента утонения m_s при фиксированных значениях угла α конусности матрицы. Здесь $\sigma_{0,2_2}$ — условный предел текучести стали 12Х3ГНМФБА.

Экспериментальные данные силы $\bar{P}_э = P_э/[\pi(d_1 + s_1)s_1\sigma_{0,2_2}]$ показаны точками; сплошная линия соответствует результатам расчета $\bar{P}$ по второму приближению решения задачи; штриховая линия — по первому приближению. Расчеты выполнены при $\mu_п = 2\mu_м = 0,1$.

Результаты экспериментальных и расчетных данных показывают, что относительные величины силы $\bar{P}$ существенно зависят от коэффициента утонения m_s. С его уменьшением величина $\bar{P}$ растет. Расчетные и экспериментальные данные по силовым режимам процесса хорошо согласуются — расхождение не превышает 10 %. Результаты теоретических расчетов дают завышенные значения силовых параметров вытяжки с утонением стенки двухслойного материала.

УДК 621.923.1

Я. И. СОЛЕР, канд. техн. наук, НГУЕН ВАН КАНЬ (Иркутский национальный исследовательский технический университет), e-mail: solera@istu.irk.ru

Обеспечение точности формы инструментов при плоском шлифовании кругом Norton Vitrium

В условиях нарушений гомоскедастичности и нормальности распределений показана целесообразность использования непараметрических статистик для предсказания точности формы инструментов из сталей Р9М4К8, Р12Ф3К10М3, Р9К5, Р6М5, Р18 и Х12 при плоском шлифовании абразивным кругом Norton Quantum 5NQ46I6VS3. Для каждой из сталей определены меры положения и рассеяния отклонений от плоскостности и области их использования, а также коэффициенты абсолютной и относительной шлифуемостей сталей.

Ключевые слова: плоское шлифование; точность формы; статистика; среднее; медиана; мера положения; мера рассеяния; стабильность процесса, шлифовальные круги Norton Vitrium и Norton Quantum.

In conditions of violations of homoscedasticity and normality of distributions the reasonability of application of nonparametric statistics for prediction of form accuracy of tools from P9M4K8, P12Ф3K10M3, P9K5, P6M5, P18 and XI2 steels at plane grinding by Norton Quantum 5NQ46I6VS3 abrasive wheel is shown. For each of the steel the measures of location and dispersion of deflections from planeness and areas of their application, and also the coefficients of absolute and relative grindabilities of the steels are determined.

Keywords: plane grinding; form accuracy; statistics; average; median; location measure; dispersion measure; process stability, Norton Vitrium and Norton Quantum grinding wheels.

Шлифование позволяет получить не только обработанную поверхность требуемого качества, но и обеспечивает высокую точность геометрических параметров детали. Современные технологии машиностроения включают в себя скоростное и сверхскоростное шлифование с контролем частоты вращения, автоматическую динамическую балансировку абразивного круга (АК); применение инструментов из алмаза, кубического нитрида бора (КНБ) и SG-абразивов; использование воздушных и гидростатических опор шпинделей станков; высокоточную установку прецизионных станков, исключающую их вибрации; применение высокопрочных материалов для фундамента станков и специальных комбинаций конструкций сопел (Coherent Jet Nozzles, игольчатые, многоточечные) для подачи охлаждающей жидкости; современные способы правки и шлифования, например метод ELID, обеспечивающий наноточность; ультразвуковое и лазерное шлифование (SLC) и др. [1—10].

Одним из основных критериев качества обработанной поверхности деталей является макрогеометрическая точность. К факторам, влияющим на точность формы и размеров деталей, относятся: термостабильность, статическая и динамическая жесткости, геометрическая и кинематическая точности и мощность станка; приспособления, обеспечивающие замораживание деформаций, эффективность сжатия, точность геометрии и кинематики; геометрия, химический состав, структура, твердость заготовки; материал и геометрия зерен абразивного инструмента; скорость съема, скорость подачи, глубина шлифования; стойкость инструмен-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 45)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ковка** и штамповка: Справочник: В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / Под общ. ред. С. С. Яковлева. М.: Машиностроение, 2010. 732 с.

2. **Яковлев С. П., Яковлев С. С., Андрейченко В. А.** Обработка давлением анизотропных материалов. Кишинев: Квант, 1997. 331 с.

3. **Яковлев С. С., Кухарь В. Д., Трегубов В. И.** Теория и технология штамповки анизотропных материалов / Под ред. С. С. Яковлева. М.: Машиностроение, 2012. 400 с.

4. **Арышенский Ю. М., Гречников Ф. В.** Теория и расчеты пластического формоизменения анизотропных материалов. М.: Металлургия, 1990. 304 с.

5. **Гречников Ф. В.** Деформирование анизотропных материалов М.: Машиностроение, 1998. 446 с.

6. **Грязев М. В., Яковлев С. С., Ремнев К. С.** Математическая модель операции вытяжки с утонением стенки двухслойных анизотропных материалов в конической матрице // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2014. Вып. 1. С. 66—76.

7. **Грязев М. В., Яковлев С. С., Ремнев К. С.** Напряженное состояние и силовые режимы вытяжки с утонением двухслойных анизотропных упрочняющихся материалов // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2014. Вып. 3. С. 128—137.

8. **Теория** обработки металлов давлением: Учебник для вузов / В. А. Голенков, С. П. Яковлев, С. А. Головин и др. / Под ред. В. А. Голенкова, С. П. Яковлева. М.: Машиностроение, 2009. 442 с.

9. **Колмогоров В. Л.** Механика обработки металлов давлением. Екатеринбург: УГТУ (УПИ), 2001. 836 с.

10. **Богатов А. А.** Механические свойства и модели разрушения металлов. Екатеринбург: Изд-во УГТУ—УПИ, 2002. 329 с.

11. **Грязев М. В., Яковлев С. С., Пилипенко О. В.** Механические свойства двухслойной стали // Известия ТулГУ. Сер. Технические науки. Тула: Изд-во ТулГУ. 2014. Вып. 10. Ч. 1. С. 20—27.

та, силы резания, качество поверхности заготовки, характер стружкообразования [11, 12]. Разработка методов управления макрогеометрией обрабатываемых деталей и ее контроля и, в частности, в инструментальном производстве остается труднорешаемой задачей.

К режущим пластинам сборных инструментов предъявляются высокие требования по точности формы базовых поверхностей, которые во многом определяют виброустойчивость и стойкость режущих инструментов.

В работе принят допуск на отклонения от плоскостности $TFE = 0{,}6T$, где T — допуск на размер детали [13].

Тенденции развития шлифовальных технологий определяют высокие требования к качеству обработки изделий и повышение эффективности процесса. Наиболее слабым звеном в решении указанной проблемы является совершенствование конструкции шлифовальных кругов. Сегодня абразивные инструменты производят несколько сотен фирм [6]. Лидером в данной области является корпорация Saint-Gobian Abrasive, в состав которой входят четыре компании: Norton (125 лет на рынке), Carborundum (120 лет), Merit Abrasive (60 лет) и Winter (160 лет) [14].

Фирма Norton выпускает АК Norton Vitrium из новейшего абразивного материала Norton Quantum (NQ), в котором в качестве абразивных зерен применяется керамика со специальными органическими и керамическими связками. Уникальное сочетание режущей керамики и данных связок обеспечивает снижение силы и температуру резания. При этом их износостойкость в 1,5—2 раза превышает размерную стойкость традиционных абразивов. Зерна NQ сохраняют при эксплуатации продолжительное время острые вершины и обеспечивают интенсивность съема стали до 15 мм^3/мин.

В инструментах Norton Vitrium используют оксид алюминия и NQ в соотношении 1:1, что обеспечивает требуемую остроту и высокую прочность инструмента. Используя один и тот же инструмент, можно с высокой производительностью и точностью обрабатывать широкий спектр материалов — от чугуна до никелиевых сплавов [15—18].

Для успешного использования АК Norton Vitrium на российских предприятиях необходимы технологические рекомендации по шлифованию инструментальных сталей. С этой целью исследовали работоспособность АК Norton Vitrium по макрогеометрической точности быстрорежущих инструментов и штампов холодного деформирования.

Интерпретация экспериментальных данных с использованием статистических методов

Абразивные зерна имеют произвольную форму, хаотическое расположение в связке, разновысотность в радиальном направлении инструмента, разное число активных режущих кромок на элементарных площадках АК. Поэтому технологические параметры можно рассматривать как непрерывные случайные величины (СВ) и в анализе процесса шлифования применять теоретико-вероятностные подходы, которые позволяют представлять экспериментальные данные в виде множеств $e = \overline{1;\, k}$:

$$\{y_{e\nu}\}, \quad \nu = \overline{1;\, n}, \tag{1}$$

где n — число параллельных опытов.

В исследованиях представлены две группы статистик: параметрическая и непараметрическая — ранговая. Каждая из них имеет свое поле эффективного применения [19]. Для первого метода необходимо выполнить два ограничения, накладываемые на СВ множества (1): гомоскедастичность, т. е. однородность или гомогенность дисперсий отклонений, и нормальность распределений.

При шлифовании изложенные требования чаще всего нарушаются в той или иной степени. Это может сопровождаться значимым смещением оценок, доверительных границ и коэффициентов доверия. Поэтому целесообразно воспользоваться ранговыми критериями, которые не используют свойств конкретного семейства распределений, в силу чего на своем поле имеют преимущества над конкурентом из нормальной теории [19]. Статистический анализ множеств (1) позволяет получать следующую информацию по одномерному распределению частот [19—22]:

по положению (опорным значениям):

$$\text{средние } (\bar{y}_e = y_{e\bullet}); \tag{2}$$

$$\text{медианы } (\tilde{y}_e); \tag{3}$$

по рассеянию:

$$\text{стандарты отклонений } (SD_e); \tag{4}$$

$$\text{размах } [R_e = (y_{\max} - y_{\min})_e]; \tag{5}$$

$$\text{квартильные широты } [\text{КШ} = (y_{0,75} - y_{0,25})_e]; \tag{6}$$

по форме распределений, в частности, асимметрии (скошенности):

$$As_e = [3(\bar{y} - \tilde{y})/SD]. \tag{7}$$

На распределениях частот (2), (4), (5) базируется параметрический метод, а на (3), (6) — ранговые статистики. Тестирование множеств (1) на однородность дисперсий отклонений и нормальность распределений рассмотрено в работах [19, 21], в которых представлены оба варианта интерпретации множеств (1), включающие в себя два последовательно выполняемых этапа. Первоначально с использованием одномерного дисперсионного анали-

за (ОДА) проверяется наличие значимых разностей: $|y_{u\bullet} - y_{r\bullet}|$ или $|\tilde{y}_u - \tilde{y}_r|$, $(u, r) \in [1; e]$, $u \neq r$, без выявления конкретных u, r. При подтверждении выдвинутой гипотезы выполняли заключительный этап ОДА с привлечением критериев множественного сравнения распределений частот (2) или (3), завершающийся поиском их ожидаемых средних ($\hat{y}_{e\bullet}$) или медиан ($m\hat{y}_e$), $e = \overline{1; k}$, которые различаются на принятом нами 5 %-м уровне.

Для снижения трудоемкости расчетов использовали программу Statistica 6.1.478.0.

Методика эксперимента

Опыты вели периферией АК по схеме маятникового шлифования без выхаживания в конце цикла при следующих неизменных условиях: плоскошлифовальный станок 3Г71; АК Norton Vitrium формы 01 с размерами 250×20×76 мм и характеристикой 5NQ46I6VS3; скорость резания $v_к$ = 35 м/с, продольная подача $S_{пр}$ = 7 м/мин, поперечная подача $S_п$ = 1 мм/дв. ход, глубина резания t = 0,015 мм, межпереходный припуск z = 0,15 мм, СОЖ — 5 %-ая эмульсия Аквол-6 (ТУ 0258-024-0014842—98) посредством полива на заготовку с подачей 7÷10 л/мин; образцы цилиндрической формы диаметром D = 40 мм и высотой H = 40 мм, торец — шлифуемая поверхность; число дублирующих опытов в множестве (1) n = 30.

В условиях эксперимента переменная $e = \overline{1; 6}$ в выражении (1) является информацией по марке стали: $e = \overline{1; 5}$, где 1 — Р9М4К8 (66...68 *HRC*), 2 — Р12Ф3К10М3 (66...68 *HRC*), 3 — Р9К5 (64...66 *HRC*), 4 — Р6М5 (62...64 *HRC*), 5 — Р18 (63...64 *HRC*), которые применяются для изготовления быстрорежущих пластин (БП) сборных лезвийных инструментов; формообразующие детали матриц и пуансонов холодной штамповки: e = 6 — Х12 (61...63 *HRC*).

Методика измерений отклонений от прямолинейности, рассмотренная в работе [23], позволила отыскать реальное расположение поверхности по наружному радиусу R = 20 мм (для сокращения записи принято как ρ = 1) относительно оси цилиндра в 12-и сечениях ($\varphi \in [0; 330]$) с интервалом 30°, которые обозначены величиной $\Delta_{(\varphi,\ 1)}$. Расположение поверхности в точках (φ, 1) может оказаться выше ($+\Delta_{(\varphi,\ 1)}$) или ниже ($-\Delta_{(\varphi,\ 1)}$) начала координат, что определяет соответственно частные отклонения — вогнутость и выпуклость [24]. Полученная информация может быть использована, в частности, для повышения точности сборки машин [25], однако цель данного исследования — оценка обрабатываемости сталей $e = \overline{1; 6}$ по критериям точности формы. В этом случае макроотклонения целесообразно представить вещественной переменной, характеризующей расстояние между выпуклыми и вогнутыми участками поверхности, для чего измеренные величины $\Delta_{(\varphi,\ 1)}$ при фиксированных переменных процесса ($e = \overline{1; 6}$, $\nu = \overline{1; 30}$) и варьировании ($\varphi \in [0; 330]$) были преобразованы к видам [23]:

при одноименном расположении всех точек измерения на наружном диаметре детали относительно начала координат

$$EFE_{(\varphi,\ 1)e\nu} = \Delta_{(\varphi,\ 1)e\nu}; \qquad (8)$$

при разноименных частных видах отклонений от прямолинейности относительно начала координат

$$EFE_{(\varphi,\ 1)e\nu} = (\Delta_{H0} + \Delta_{(\varphi,\ 1)})_{e\nu}, \qquad (9)$$

где $\Delta_{H0(e\nu)}$ — начало отсчета по модулю наибольшего альтернативного отклонения формы поверхности среди точек измерения (φ, ρ), $\varphi \in [0; 330]$ ρ — 0; 0,5; 1.

По формулам (8) и (9) рассчитаны $EFE_{(\varphi,\ 1)e\nu}$ по всем опытам $\nu = \overline{1; 30}$ и переменным процесса $e = \overline{1; 6}$. Полученные величины просуммированы по определенным правилам с учетом следующих показателей отклонений от плоскостности EFE_{ej}, $j = \overline{1; 3}$ [24]:

наибольшего (основного)

$$EFE_{e1} = EFE_{e\max} = \left(\sum_{\nu} EFE_{e\varphi\nu\max}\right)/30; \qquad (10)$$

среднего арифметического

$$EFE_{e2} = EFE_{ea} = \left\{\sum_{\nu} \frac{1}{12}[EFE_{e\varphi\nu}]\right\}/30; \qquad (11)$$

среднего квадратичного

$$EFE_{e3} = EFE_{eq} = \left\{\sum_{\nu} \frac{1}{12}\left[\sum_{\varphi}(EFE_{e\varphi\nu})^2\right]^{0,5}\right\}/30. \qquad (12)$$

Показатели (11) и (12) являются вспомогательными. Для оценки абсолютной обрабатываемости шлифованием сталей целесообразно использовать выражение (10), поскольку данный показатель учитывает самые неблагоприятные условия работы АК. Показатели, выраженные формулами (11) и (12), несут более полную информацию по точности формы, поэтому их следует использовать при поиске поправочных коэффициентов к базовым моделям множественного дисперсионного анализа (МДА), которые априори предсказывают наибольшие меры положения и рассеяния [25].

В условиях использования непараметрических статистик показатели (10)—(12) трансформируются от средних к медианам, которые устанавливаются программой ранжированием последовательностей вида: $\{(EFE_{e\varphi})_{\max}\}_\nu$, $\{(EFE_{e\varphi})_a\}_\nu$, $\{(EFE_{e\varphi})_q\}_\nu$, $\nu = \overline{1; 30}$.

Сдвиг медиан относительно средних количественно отражен медианными коэффициентами при одноименных переменных $e = \overline{1;\ 6}$ и $j = \overline{1;\ 3}$:

$$К_{м(ej)} = (E\tilde{F}E/EFE_{\bullet})_{ej}; \quad (13)$$

$$\hat{К}_{м(ej)} = (mE\hat{F}E/E\hat{F}E_{\bullet})_{ej}. \quad (14)$$

В целом коэффициенты (13) и (14) позволяют выявить эффективность непараметрического метода статистики в условиях нарушения гомоскедастичности и нормальности распределений (1) и целесообразность множественного анализа мер положения. Все это позволяет более адекватно оценить обрабатываемость сталей по опорным значениям, что и является одной из задач исследования.

Оценку шлифуемости БП и штампов $e = \overline{2;\ 6}$ относительно материала Р9М4К8 ($e = 1$), принятого в качестве базового, введем для обеих характеристик одномерного распределения частот при одноименных переменных $e = \overline{2;\ 6}$ и $j = \overline{1;\ 3}$:

$$К_{ej} = (m\hat{y}_e/m\hat{y}_1)_j; \quad (15)$$

$$К_{ст\,ej} = (Cp_e/Cp_1)_j. \quad (16)$$

Здесь Cp_e, $e = \overline{2;\ 6}$ и Cp_1 — индексы воспроизводимости соответственно для альтернативных марок сталей и базовой БП ($e = 1$) [22]. После преобразований [27] коэффициенты стабильности (16) с учетом мер рассеяния $i = \overline{1;\ 3}$: 1 — SD_{ej}; 2 — R_{ej}; 3 — $КШ_{ej}$, преобразованы и получены выражения [22, 26, 27]:

$$К_{ст\,ej1} = (SD_1/SD_e)_j; \quad (17)$$

$$К_{ст\,ej2} = (R_1/R_e)_j; \quad (18)$$

$$К_{ст\,ej3} = (КШ_1/КШ_e)_j. \quad (19)$$

Если по выражениям (17)—(19) предсказаны $К_{ст\,eji} < 1$, $i = \overline{1;\ 3}$, то меры рассеяния макроотклонений поверхностей деталей из сталей $e = \overline{2;\ 6}$ превышают аналоги для базовой стали БП Р9М4К8 и уступают ей по выбранным критериям стабильности процесса; в противном случае — превосходят.

Результаты исследования

Тестирование (1) на однородность дисперсий множеств $e = \overline{1;\ 6}$ при фиксированных $j = \overline{1;\ 3}$ выполнено по критериям ($m = \overline{1;\ 3}$): 1 — Левене; 2 — Хартли; Кохрена и Бартлетта; 3 — Брауна—Форсайта. В программе статистики $m = 2$ объединены в одну группу. Дисперсии наблюдений (1) считаются однородными при значимости $\alpha_{ejm} < 0{,}05$, т. е. приняты нуль-гипотезы (H_0). Выявлено, что по критериям $m = \overline{1;\ 3}$ для всех показателей (10)—(12) нуль-гипотезы H_0 относительно гомогенности дисперсий множеств (1) отклонены (табл. 1). Законы распределения наблюдений проанализированы с привлечением статистики Шапиро—Уилка: при надежности $\alpha_{ej} > 0{,}5$ принимаются H_0. Законы распределения (1) проверены по всем показателям (10)—(12) точности в отдельности для каждого материала. Таким образом, общее число анализируемых ситуаций $N = 3 \times 6 = 18$. По результатам тестирования выявлено, что H_0 принята только в одном случае, а именно по показателю (11) для БП Р9К5: $\alpha_{32} = 0{,}5584$ (см. табл. 1).

Отметим, что использование одних и тех же экспериментальных данных в условиях разного порядка их суммирования в выражениях (10)—(12) приводит к разным оценкам их отклонений от нормального распределения. В приведенном примере для БП Р9К5 одновременно предсказаны разные

Таблица 1

Тестирование множеств (1) на однородность дисперсий (α_{ejm}) и нормальность распределений (α_{ej})

Параметр	α_{ejm}			e	α_{ej}		
	$m = 1$	$m = 2$	$m = 3$		EFE_{max}	EFE_a	EFE_q
EFE_{max}	0,998409	0,999982	0,997644	1 2	0,0789 0,3243	0,0046 0,0955	0,0045 0,3722
EFE_a	0,999957	0,999979	0,999777	3 4	0,3541 0,0258	0,5584 0,2387	0,1716 0,3984
EFE_q	0,999880	0,999980	0,999571	5 6	0,0195 0,0408	0,1496 0,2260	0,0917 0,2034

Примечания: 1. Критерии однородности дисперсий m: 1 — Левене, 2 — Хартли, Кохрена и Бартлетта, 3 — Брауна-Форсайта. 2. Стали (e): 1 — Р9М4К8, 2 — Р12Ф3К10М3, 3 — Р9К5, 4 — Р6М5, 5 — Р18, 6 — Х12.

надежности: $\alpha_{31} = 0{,}3541$ для $EFE_{\max}$, $\alpha_{33} = 0{,}1716$ для EFE_q. Таким образом, принято, что своим полем для интерпретации (1) служит непараметрический метод статистики. Параллельные результаты для конкурента из нормальной теории носят вспомогательный характер и позволяют убедиться в существенном смещении их оценок на чужом поле.

В табл. 2 представлены опытные и ожидаемые опорные значения отклонений от плоскостности при шлифовании разных инструментальных сталей. В скобках указаны допуски квалитета [13]. Опытные меры положения — выражения (2) и (3) позволяют по формуле (7) определить знак скошенности распределений (1), которые по показателям (10)—(12) разбиты на два множества: $As_{ej} > 0$ и $As_{ej} < 0$.

В условиях приоритетного использования непараметрического метода преимущества имеют стали, при шлифовании которых формируются положительные асимметрии, так как в этих случаях имеют место неравенства: $\tilde{y}_{ej} < y_{ej\bullet}$ при одноименных e и j. С этих позиций наиболее благоприятная ситуация складывается для показателей $EFE_{e\max}$, EFE_{eq}, когда в пяти из шести возможных вариантов имеют место положительные скошенности. Вторая позиция по приоритетности отдана показателю EFE_{ea}: для сталей $e = 2; 3; 4; 6$ имеем $As_{ej} > 0$. По опытным опорным значениям получены медианные коэффициенты $K_{м(ej)} = 0{,}95 \div 1{,}02$, $e = \overline{1; 6}$, $j = \overline{1; 3}$, из которых четыре оказались равными нулю (см. табл. 2) в силу малых разностей $(y_\bullet - \tilde{y})_e$. Среди коэффициентов (13), равных нулю, только $K_{м(12)}$ получен в условиях $\tilde{y}_{12} = 11{,}29$ мкм $>$ $> y_{12\bullet} = 11{,}26$ мкм. Точность формы инструментов $e = \overline{1; 5}$ по $EFE_{e\max}$ по опытным и ожидаемым мерам положения определена в пределах $TFE7$ (см. табл. 2). Для деталей штампов это сохраняется по вспомогательным показателям EFE_{6j}, $j = 2; 3$, а для основного показателя EFE_{61} только по $m\hat{y}_{61} = 15{,}38$ мкм (TFE7). В остальных случаях отклонения от плоскостности возросли до $TFE8$. Окончательное решение по показателю (10) следует принимать по ожидаемым опорным значениям, которыми в условиях приоритетного использования непараметрического метода служат ожидаемые медианы $m\hat{EFE}_{e1}$. Они образуют возрастающую последовательность по сталям: Р18 ($e = 5$) — 12,5 мкм; Р6М5 ($e = 4$) — 13,33 мкм; Р9М4К8 ($e = 1$) — 14,9 мкм; Р12ФЗК10МЗ ($e = 2$), Р9К5 ($e = 3$) и Х12 ($e = 6$) — 15,38 мкм (см. табл. 2). Все указанные величины находятся в пределах допуска $TFE7$.

Для более полной оценки режущей способности АК 5NQ целесообразно сопоставить их с другим инструментом, например с АК 34AF60K6V5 [28]. Установлено увеличение отклонений от плоскостности по основному показателю при шлифовании АК 34А, которое отражено прогнозируемыми медианами $m\hat{EFE}_{e\max}$ по сталям: Р18 ($e = 5$) — 13 мкм ($TFE7$); Р12ФЗК10МЗ ($e = 2$) и Р9К5 ($e = 3$) — 16 мкм ($TFE7$); Р9М4К8 ($e = 1$) и Р6М5 ($e = 4$) — 17 мкм ($TFE8$); Х12 ($e = 6$) — 18 мкм ($TFE8$) [28]. Оба АК обеспечивают наибольшую точность формы для БП Р18, которая отличается хорошей шлифуемостью: $m\hat{EFE}_{51} = 12{,}5$ мкм для АК 5NQ, $m\hat{EFE}_{51} = 13$ мкм для АК 34А. При этом опорные величины отличаются всего в 1,04 раза. Поэтому сталь Р18 находит широкое применение при изготовлении режущих инструментов с высокой трудоемкостью шлифования (протяжки, долбяки, червячные фрезы и т.п.). Детали из штамповой стали Х12 должны иметь высокую износостойкость и вяз-

Таблица 2

Влияние инструментальных сталей на опытные и ожидаемые меры положения параметров EFE_{ej} и коэффициенты (13)—(15) при шлифовании АК 5NQ

e	j	$EFE_{ej}(TFE)$, мкм				$K_{м(ej)}$ (13)	$\hat{K}_{м(ej)}$ (14)	K_{ej} (15)
		$y_\bullet$	$\hat{y}_\bullet$	$\tilde{y}$	$m\hat{y}$			
1	1	14,77	15,02	15,00	14,90	1,02	0,99	1,00
	2	11,26	10,74	11,29	11,00	1,00	1,02	1,00
	3	11,51	11,11	11,46	11,34	1,00	1,02	1,00
2	1	15,37	15,38	15,00	15,38	0,98	1,00	1,03
	2	10,56	10,69	10,08	10,61	0,95	0,99	0,96
	3	11,13	11,01	10,79	10,91	0,97	0,99	0,96
3	1	15,40	15,38	15,00	15,38	0,97	1,00	1,03
	2	10,60	10,69	10,58	10,61	1,00	0,99	0,96
	3	11,04	10,99	11,02	10,91	1,00	0,99	0,96
4	1	13,23	12,96	13,00	13,33	0,98	1,03	0,89
	2	10,75	10,69	10,67	10,61	0,99	0,99	0,96
	3	10,88	10,99	10,73	10,91	0,99	0,99	0,96
5	1	12,23	12,73	12,00	12,50	0,98	0,98	0,84
	2	10,28	10,62	10,42	10,44	1,01	0,98	0,95
	3	10,38	10,87	10,56	10,77	1,02	0,99	0,95
6	1	16,80*	16,33*	16,50*	15,38	0,98	0,94	1,03
	2	12,51	12,51	12,38	11,83	0,99	0,95	1,08
	3	12,85	12,85	12,71	12,08	0,99	0,94	1,07

Примечания: 1. Стали (e): 1 — Р9М4К8, 2 — Р12ФК10М3, 3 — Р9К5, 4 — Р6М5, 5 — Р18, 6 — Х12.

2. Для всех EFE_{ej} $TFE = 7$, кроме значений со звездочкой, для них $TFE = 8$.

Таблица 3

Меры рассеяния и коэффициенты стабильности (17)—(19) при шлифовании инструментов АК Norton Vitrium

Параметр (EFE_{ej})	e	SD_{ej}	R_{ej}	КШ$_{ej}$	$K_{стeji}$		
		мкм			$i=1$ (17)	$i=2$ (18)	$i=3$ (19)
EFE_{e1} ($EFE_{e\max}$)	1	2,1764	10,00	2,00	1,00	1,00	1,00
	2	2,8343	11,00	4,00	0,77	0,91	0,50
	3	1,9757	9,00	2,00	1,10	1,11	1,00
	4	1,1351	4,00	2,00	1,92	2,50	1,00
	5	1,3817	5,00	2,00	1,58	2,00	1,00
	6	2,2954	8,00	4,00	0,95	1,25	0,50
EFE_{e2} (EFE_{ea})	1	1,5143	7,83	0,83	1,00	1,00	1,00
	2	1,9946	7,16	3,00	0,76	1,09	0,28
	3	1,3472	6,59	1,50	1,12	1,19	0,55
	4	0,8443	3,00	1,34	1,79	2,61	0,62
	5	0,8934	3,17	1,41	1,69	2,47	0,59
	6	1,3204	4,58	2,16	1,15	1,71	0,38
EFE_{e3} (EFE_{eq})	1	1,5646	8,01	0,76	1,00	1,00	1,00
	2	1,9592	7,05	3,26	0,80	1,14	0,23
	3	1,3175	6,89	1,46	1,19	1,16	0,52
	4	0,8243	3,04	1,40	1,90	2,63	0,54
	5	0,8973	3,13	1,48	1,74	2,56	0,51
	6	1,336	4,68	2,19	1,17	1,71	0,35

Примечание. Стали (e): 1 — Р9М4К8, 2 — Р12Ф3К10М3, 3 — Р9К5, 5 — Р18, 6 — Х12.

Таблица 4

Возрастающая последовательность мер рассеяния по маркам сталей при шлифовании АК 5NQ и 34А

АК	Мера рассеяния	Параметр	Стали
5NQ46I6VS3	SD_e	$EEF_{\max}$	Р6М5, Р18, Р9К5, Р9М4К8, Х12, Р12Ф3К10М3
		EFE_a	Р6М5, Р18, Х12, Р9К5, Р9М4К8, Р12Ф3К10М3
		EFE_q	Р6М5, Р18, Р9К5, Х12, Р9М4К8, Р12Ф3К10М3
	R_e	$EEF_{\max}$	Р6М5, Р18, Х12, Р9К5, Р9М4К8, Р12Ф3К10М3
		EFE_a	Р6М5, Р18, Х12, Р9К5, Р9М4К8, Р12Ф3К10М3
		EFE_q	Р6М5, Р18, Х12, Р9К5, Р9М4К8, Р12Ф3К10М3
	КШ$_e$	$EEF_{\max}$	(Р9М4К8, Р9К5, Р6М5, Р18), (Х12, Р12Ф3К10М3)
		EFE_a	Р9М4К8, Р6М5, Р18, Р9К5, Х12, Р12Ф3К10М3
		EFE_q	Р9М4К8, Р6М5, Р9К5, Р18, Х12, Р12Ф3К10М3
34AF60K6V5 [28]	КШ$_e$	$EEF_{\max}$	Р6М5, Р12Ф3К10М3, (Р18, Р9К5), Р9М4К8, Х12
		EFE_a	(Р6М5, Р9К5), Р12Ф3К10М3, Р18, Р9М4К8, Х12
		EFE_q	Р6М5, Р9К5, Р18, Р12Ф3К10М3, Р9М4К8, Х12

кость. Последнее требование снижает их шлифуемость по сравнению с БП, $e = \overline{1;\ 5}$: $mE\hat{F}E_{61}$ 15,35 для АК 5NQ и $mE\hat{F}E_{61}$ 18 для АК 34А. При этом режущие свойства АК 5NQ относительно АК с зернами 34А больше в 1,2 раза.

Проанализируем вспомогательные показатели (11), (12) (см. табл. 2). Их ожидаемые медианы для АК 5NQ предсказаны меньше в 1,16—1,45 раза по сравнению с мерой положения для $mE\hat{F}E_{e\max}$, это определяет, что точность формы деталей во всех случаях находится в пределах квалитета $TFE7$. При этом отношение вспомогательных показателей при одноименных $e = \overline{1;\ 6}$ составляет $(EFE_q/EFE_a)_e = 1{,}01 \div 1{,}07$. Рекомендации для шлифования этих сталей для показателя (10) с небольшими коррективами можно распространить на показатели EFE_{ej}, $j = \overline{2;\ 3}$. Данную информацию следует использовать для расчета поправочных коэффициентов к базовым моделям МДА. При шлифовании АК 34А отношение показателей $(EFE_{\max}/EFE_j)_{ej}$, $j = \overline{2;\ 3}$; $\{EFE_3/EFE_2)_e$ при одноименных $e = \overline{1;\ 6}$ предсказаны в том же диапазоне, что и для АК 5NQ.

Отметим еще одну закономерность для АК 34А. Возрастающая последовательность, характеризующая снижение шлифуемости сталей $e = \overline{1;\ 6}$ по вспомогательному показателю $mE\hat{F}E_{e3}$ идеально совпала с оценками для основного показателя $mE\hat{F}E_{e1}$. У вспомогательного показателя $mE\hat{F}E_{ea}$ есть несущественное отличие: БП Р9К5 и Р12Ф3К10М3 представлены самостоятельными членами последовательности с медианами: $mE\hat{F}E_{32} = 10{,}26$ мкм; $mE\hat{F}E_{22} = 11{,}77$ мкм, а не объединенной группой с общей медианой, как для $EFE_{ej} = EFE_{\bullet j}$, $e = 2;\ 3$, $j = 1;\ 3$ [28].

В табл. 3 и 4 представлены результаты исследования влияния свойств сталей $e = \overline{1;\ 6}$ и принятых мер рассеяния (4)—(6) на стабильность формирования макроотклонений поверхности при шлифовании АК 5NQ46I6VS3. В табл. 4 использованы результаты табл. 3 по мерам прецизионности, которые для наглядности представлены возрастающей последовательностью мер рассеяния по сталям $e = \overline{1;\ 6}$. Установлено, что наименьшую воспроизводимость процесса по мерам рассеяния ($i = \overline{1;\ 3}$) имеет сталь БП Р12Ф3К10М3. Напомним, что анализ полученных данных ведем в условиях приоритетного отношения к КШ и коэффициентам (19). При этом по основному показателю (10) точности формы четыре марки БП: Р9М4К8 ($e = 1$), Р9К5

(e = 3), Р6М5 (e = 4), Р18 (e = 5) характеризуются одинаковой наибольшей прецизионностью процесса: $КШ_{e1}$ = 2 мкм. Для деталей из сталей Х12 и Р12Ф3К10М3 коэффициент (19) снизился в 2 раза.

По вспомогательным показателям точности наибольшие коэффициенты $К_{ст1j3}$, j = 2; 3 при шлифовании АК 5NQ получены для БП Р9М4К8, которые для базового материала по условиям эксперимента приняты равными единице. Для всех остальных инструментов $e = \overline{2;\ 6}$ коэффициенты (19) характеризуются уменьшением в 1,85—4,35 раза, что обусловлено ростом мер рассеяния для альтернативных сталей $e = \overline{2;\ 6}$. Полученные результаты указывают на то, что вспомогательные показатели отклонений от плоскостности обладают большей информативностью по рассеянию (1) при сравнении с показателем (10). Однако рассеяние по КШ коснулось БП Р6М5, Р18, Р9К5, которые во вспомогательных показателях (11) и (12) предсказаны в последовательности со смещением более одной позиции. Это обусловлено стохастической природой шлифования. Приведенные параллельно в табл. 3 и 4 параметрические меры рассеяния (4) и (5) на чужом поле выявили свою несостоятельность. Сказанное наиболее значимо проявилось на БП Р9М4К8 и деталях штампов. В данном случае БП Р9М4К8 по стабильности процесса с первой позиции опустились на четвертую, а для штамповых деталей, напротив, стабильность формирования точности формы возросла, что позволило передвинуть их с пятой на третью позицию.

Установлено, что АК из хромистого электрокорунда обладают меньшей стабильностью, особенно при шлифовании БП из Р9М4К8, Р9К5, Р18 и деталей штампов Х12. Так, КШ для стали Х12 возросли: в 1,25 раза по показателю EFE_{51}; в 1,8 раза по EFE_{5j}, j = 2; 3. Для БП Р18 это характеризуется ростом соответственно в 1,5; 1,4 и 1,3 раза, что привело к перераспределению оценок стабильности процесса (табл. 5) по сравнению с результатами для АК 5NQ. Так, штамповая сталь по показателям (10)—(12) замыкает последовательность по сталям $e = \overline{1;\ 6}$ с наименьшей прецизионностью и минимальными коэффициентами стабильности $К_{6j3} \in [0{,}68—0{,}8]$, $j = \overline{1;\ 3}$. По другим сталям оценки по отдельным показателям точности формы (10)—(12) могут отличаться. Так, для АК 34А по выражениям (10) и (12) с использованием КШ первую позицию по стабильности процесса занимают БП Р6М5 с коэффициентами (19): $К_{ст413}$ = 4, $К_{ст433}$ = 2,22 (см. табл. 5). В то же время по показателю EFE_a эти пластины делят первое место с БП Р9К5 с равными коэффициентами стабильности.

Таблица 5

Непараметрические меры рассеяния при шлифовании инструментов AK34AF60K6V5 [28]

e	$КШ_{e1}$	$КШ_{e2}$	$КШ_{e3}$	$K_{стei3}$ (19)		
	мкм			i = 1	i = 2	i = 3
1	4,00	2,75	2,70	1,00	1,00	1,00
2	2,00	1,83	2,07	2,00	1,50	1,30
3	3,00	1,42	1,82	1,33	1,94	1,49
4	1,00	1,42	1,22	4,00	1,94	2,22
5	3,00	2,00	1,99	1,33	1,38	1,36
6	5,00	3,83	3,99	0,80	0,72	0,68

Примечание. Сталь (e): 1 — Р9М4К8, 2 — Р12Ф3К10М3, 3 — Р9К5, 4 — Р6М5, 5 — Р18, 6 — Х12.

Заметим, что стабильность формирования точности формы инструментов для отдельных марок сталей существенно зависит от характеристики АК. Так, относительно БП Р6М5 можно однозначно утверждать, что они одинаково хорошо шлифуются зернами 5NQ и 34А. В то же время зерна 5NQ с наибольшей стабильностью шлифуют БП Р9М4К8, а зерна 34А — БП Р9К5. АК Norton Vitrium проявили себя с наихудшей стороны по стабильности шлифования БП Р12Ф3К10М3, которая характеризуется в данном случае наибольшими КШ по всем показателям EFE_{2j}, $j = \overline{1;\ 3}$.

Выводы

1. Показана целесообразность привлечения непараметрического метода для множественного сравнения мер положения и рассеяния при интерпретации экспериментальных данных, полученных при шлифовании в условиях нарушения гомоскедастичности и нормальности распределений.

2. Проведено апробирование трех показателей отклонений от плоскостности: наибольшего, средних арифметического и квадратичного. Установлено, что основной показатель EFE_{max} для АК 5NQ превышает по мерам положения вспомогательные: относительно EFE_a в 1,15—1,49 раза, относительно EFE_q в 1,14—1,41 раза. При этом отношение между вспомогательными показателями составляет EFE_q/EFE_a = 1,01÷1,07.

3. Рекомендуется основной показатель точности формы EFE_{max} использовать для предсказания абсолютной обрабатываемости инструментальных сталей АК Norton Vitrium 5NQ46I6VS3, а вспомогательные показатели EFE_a и EFE_q для относительной оценки их шлифуемости, в частности при поиске поправочных коэффициентов к базовым моделям МДА соответственно по мерам положения и рассеяния, которые априори предсказывают их наибольшие величины.

4. Установлено, что опорные значения наиболее коррелированы с основным показателем точности, по которому бесспорными лидерами являются БП Р18 и Р6М5 с минимальными коэффициентами (15), равными соответственно 0,84 и 0,89. Последнюю позицию с коэффициентом $K_{e1} = 1{,}03$, $e = 2$; 3; 6 занимают три стали: Р12Ф3К10М3, Р9К5 и Х12. По вспомогательным показателям точности лидером предсказаны БП Р18, а аутсайдером — штамповые детали Х12. Перед ними с коэффициентом (15), равным 0,96, поделили места со второго по четвертое БП $e = \overline{2; 4}$.

5. Установлено, что прецизионность формирования точности формы зависит от характеристики АК, инструментального материала и выбранного показателя отклонений от плоскостности. Абразивные круги 5NQ обеспечивают повышение стабильности процесса по сравнению с АК 34А. Так, для стали Х12 это проявилось наиболее значимо: в 1,25 раза по параметру $EFE_{e\max}$ и 1,8 раза по EFE_{5j}, $j = 2$; 3. По КШ АК Vitrium обеспечивают наибольшую прецизионность для БП Р9М4К8, а наименьшую для БП Р12Ф3К10М3. При этом по основному показателю к Р9М4К8 присоединяются БП Р9К5, Р6М5, Р18. В аналогичных условиях АК 34А на первую позицию выдвинули БП Р6М5, а на последнюю — Х12.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Handbook** of Machining with Grinding Wheels / I. D. Marinescu, M. P. Hitchiner, E. Uhlmann et al. N. Y.: Francis & Taylor Publishing House, 2006. 596 p.

2. **Jackson M. J., Davim J. P.** Machining with Abrasive. Springer, 2011. 423 p.

3. **Rowe W. B.** Principles of Modern Grinding Technology. William Andrew, 2009. 300 p.

4. **Characteristics** of ELID Surface Grinding by Fine Abrasive Metal — Resin Bonded Wheel / N. Itoh, H. Ohmori, T. Kasai et al. // Int. J. Jpn Soc. Precision Eng. V. 32. N. 4. P. 273—274.

5. **Sachsel H. G.** Precision Abrasive Grinding in the 21-st Century: Conventional, Ceramic, Semi Superabrasive and Superabrasive. Xlibris Corp., 2010. 680 p.

6. **Webster J., Tricard M.** Innovation in Abrasive Products for Precision Grinding // CIRP Annals — Manufacturing Technology. V. 54. I. 2. P. 597—617.

7. **Webster J. A.** Coherent Jet Nozzles for Grinding Application: US Patent 7086930 / Saint-Gobain Abrasive, Inc.: filed 24.09.2003; publ. 08.08.2006.

8. **Malkin S., Guo Ch.** Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasive. N. Y.: Industrial Press, 2008. 372 p.

9. **Song Y. A., Konig W.** Experimental Study of the Basic Process Mechanism for Direct Selective laser Sintering of Low — Melting Metallic Powder // Ann. CIRP. V. 46. I. P. 127—130.

10. **Grinding** Wheel System: US Patent 6602109 / S. Malkin, R. Gao, Ch. Guo et al. / University of Massachusetts: filed 16.12.1999; publ. 05.08.2003.

11. **Kundrak J., Bana V.** Size, form and position accuracy in machining of case hardened steels. Proc. on the DMC 2002. Conference. Kosice, Slovakia. 2002. P. 41—46.

12. **Realization** of accuracy and quality requirements in hard cutting / J. Kundrak, P. H. Osanna, V. Bana et al. // XVII IMEKO World Congress, Metrology in the 3rd Millennium. Dubrovnik, Croatia. P. 1824—1830. 2003.

13. **ГОСТ 24643—81.** Допуски формы и расположения поверхностей. Числовые значения. М.: Изд-во стандартов, 1984. 14 с.

14. **Пилинский А. В.** Современные тенденции применения и развития процессов шлифования в США // Вектор науки ТГУ. 2012. № 4 (22). С. 191—196.

15. **Abrasive** Technological Excellence. Norton Saint-Gobain, 2012. 569 p.

16. **Sandor K.** Norton Vitrium 3 — Revolutionary Grain Adhesion // Key Engineering Materials. 2014. V. 581. P. 229—234.

17. **Alan R.** A glass act // Cutting tool engineering. 2013. V. 5. I. 5.

18. **Norton** Vitrium 3 — Reshaping the world of precision grinding // White paper of Norton Saint-Gobain. May 28. 2013.

19. **Холлендер М., Вулф Д.** Непараметрические методы статистики / Пер. с англ. М.: Финансы и статистика, 1983. 506 с.

20. **ГОСТ Р ИСО 5725-2—2002.** Точность (правильность и прецизионность) методов и результатов измерений. Ч. 2. Основной метод определения повторяемости и воспроизводимости стандартного метода измерений. М.: ИПК изд-во стандартов. 2002. 58 с.

21. **Закс Л.** Статистические оценивания / Пер. с нем. М.: Статистика, 1976. 598 с.

22. **Уиллер Д., Чамберс Д.** Статистическое управление процессами / Пер. с англ. М.: Альпина Бизнес Букс, 2009. 469 с.

23. **Солер Я. И., Лгалов В. В., Стрелков А. Б.** Оценка режущих свойств абразивных кругов различной пористости по критерию формы плоских деталей штампов Х12 // Металлообработка. 2012. № 1 (67). С. 5—10.

24. **ГОСТ 24642—81.** Допуски формы и расположения поверхностей. Основные понятия и обозначения. М.: Изд-во стандартов. 1984. 68 с.

25. **Солер Я. И., Стрелков А. Б., Казимиров Д. Ю.** Прогнозирование макрогеометрии деталей из стали 13Х15Н4АМ3 при плоском шлифовании кругами из нитрида бора // Справочник. Инженерный журнал с приложением, 2009. № 11. С. 26—37.

26. **Солер Я. И., Нгуен В. К.** Обрабатываемости инструментальных сталей абразивным кругом Norton Vitrium по критерию шероховатости // Вестник ИрГТУ. 2014. № 12 (95). С. 50—59.

27. **Солер Я. И., Нгуен В. Л., Нгуен Ч. К.** Прогнозирование точности формы плоских деталей из закаленных сталей при маятниковом шлифовании периферией абразивного круга // Международный научно-исследовательский журнал. 2013. № 12 (19). С. 128—134.

28. **Солер Я. И., Нгуен В. К.** Макрогеометрическая точность инструментальных сталей при плоском маятниковом шлифовании кругом из хромистого электрокорунда // Новые задачи технических наук и пути их решения. Сб. ст. междун. научно-практ. конф. Уфа: Изд-во Аэтерна, 2014. С. 65—72.

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.ru

Расчет силы, действующей на кромку детали при обработке абразивными щетками[1]

Получены аналитические зависимости для расчета сил взаимодействия ворсин полимерно-абразивной щетки с обрабатываемой кромкой.

Ключевые слова: кромка, полимерно-абразивная щетка, скорость вращения, деформация, зернистость, ударное воздействие.

The analytical dependencies for analysis of interaction forces of fibers in polymer-abrasive brush with machinable edge are obtained.

Keywords: edge, polymer-abrasive brush, rotating speed, deformation, graininess, impact action.

В самолетостроении и ракетостроении для скругления острых кромок применяют абразивные щетки из полимеров [1]. При проектировании оборудования для финишной обработки деталей, расчета производительности процесса и качества обработанной поверхности необходимо знать силу взаимодействия щетки с обрабатываемой кромкой.

В данном исследовании использовали щетки С BB-ZB (производитель Minnesota Mining and Manufacturing Company) с изогнутыми ворсинами (рис. 1, *а*) и щетки А BB-ZB с прямыми ворсинами (рис. 1, *б*); их параметры приведены в табл. 1. Расположение щетки относительно обрабатываемой кромки показано на рис. 2. Для получения симметричной скругленной кромки угол α должен быть оптимальным [1].

Сила взаимодействия ворсины с обрабатываемой поверхностью имеет центробежную, упругую и ударную составляющие. Рассмотрим каждую из них.

Центробежная составляющая

Продольное сечение ворсины — параллелограмм (рис. 3), который можно разделить на две части: прямоугольную и треугольную. При вращении щетки создается центробежная сила. Эпюры нагружения ворсины показаны на рис. 4, их тоже можно разделить на прямоугольную и треугольную составляющие (см. рис. 4, q_1 и q_2).

Наибольший прогиб ворсины наблюдается у вершины [2].

Для прямоугольной составляющей нагружения имеем:

$$W_1 = \frac{q_1 l^4}{8EJ_{x\text{ср}}}; \qquad (1)$$

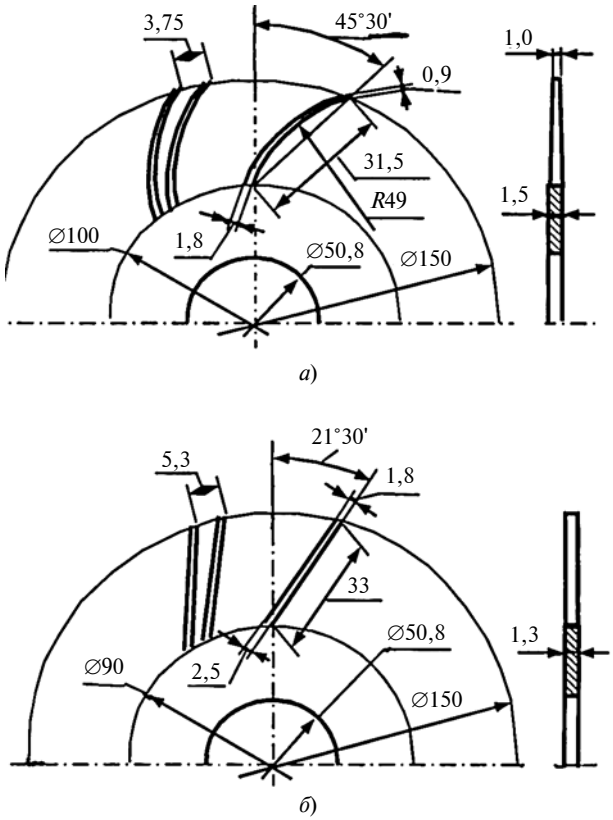


Рис. 1. Щетки С BB-ZB с 135 ворсинами (*а*) и А BB-ZB с 90 ворсинами (*б*)

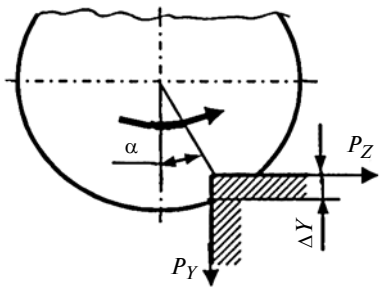


Рис. 2. Расположение обрабатываемой кромки относительно щетки

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ по постановлению Правительства № 218 от 9.4.2010 г. в рамках реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства "Автоматизация и повышение эффективности процессов изготовления и подготовки производства изделий авиатехники нового поколения на базе НПК "Иркут" с научным сопровождением Иркутского НИТУ", шифр 2012-218-03-120.

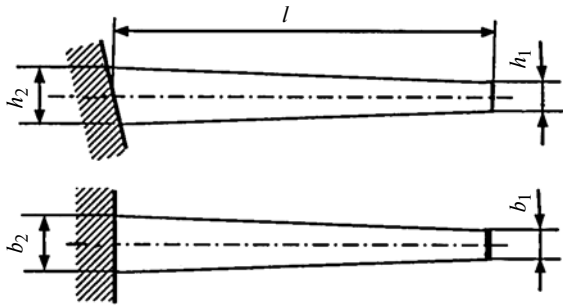


Рис. 3. Параметры ворсины

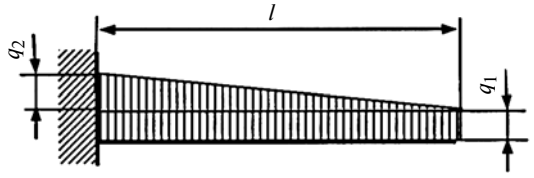


Рис. 4. Эпюры нагружения ворсины при обработке

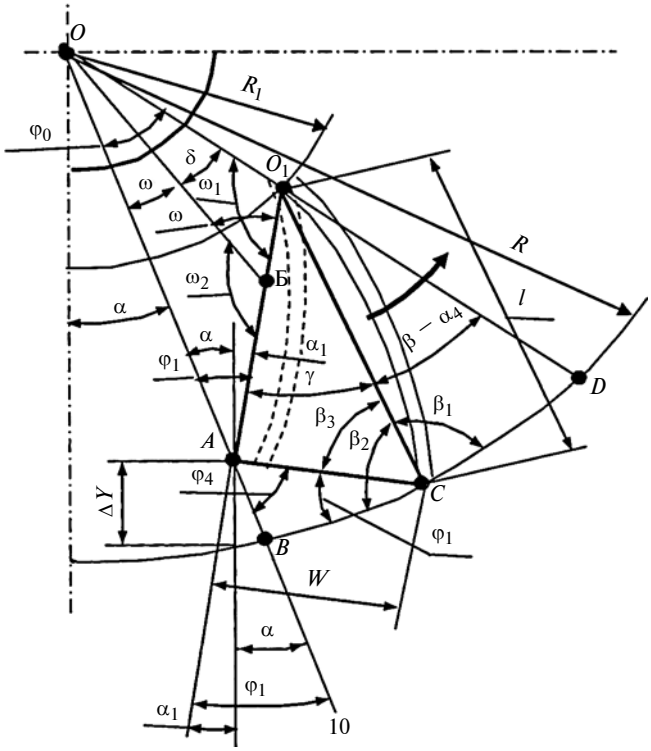


Рис. 5. Схема для расчета центробежной силы $P_ц$

для треугольной составляющей нагружения:

$$W_2 = \frac{q_2 l^4}{30 E J_{x\text{ср}}}, \qquad (2)$$

где E — модуль упругости первого рода при изгибе; $J_{x\text{ср}}$ — средний осевой момент инерции в точке закрепления и на вершине ворсины; l — длина ворсины (см. рис. 1).

Единичная масса m_i на единице длины Δl ворсины при вращении с окружной скоростью v_i создает единичную центробежную силу $q_1 = \frac{m_i v_i^2}{R_i}$, где R_i — расстояние от центра абразивного круга до центра тяжести единичной массы; $v_i = \frac{\pi n R_i}{30}$ — окружная скорость единичной массы (n — частота вращения). Величина R_i колеблется от $R\sin\alpha$ до $R_1\sin(\beta + \gamma)$. Средняя единичная центробежная сила составляет:

$$q_{1\text{ср}} = m_1\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2 \frac{R\sin\alpha + R_1\sin(\beta+\gamma)}{2},$$

где $m_1 = b_1 h_1 \Delta l \rho$.

Среднюю единичную центробежную силу можно найти по формуле

$$q_{2\text{ср}} = m_2\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2 R_ц \sin\omega,$$

где $m_2 = (b_2 h_2 - b_1 h_1)\Delta l \rho$; b_2, b_1, h_2, h_1 — размеры ворсины (см. рис. 3); ρ — плотность ворсины; $R_ц$ — расстояние OE от оси щетки до центра тяжести треугольного участка нагружения с единичной центробежной силой q_2:

$$R_ц = \frac{l\cos\gamma\sin\omega_1}{3\sin\delta}.$$

Из рис. 5 определим углы: $\omega_1 = 180 - \varphi_0 - \varphi_1$; $\omega = 180 - \delta - \omega_1$; $\delta = \varphi_0 - \varphi$.

Таблица 1

Технические характеристики щеток C BB-ZB и A BB-ZB разной зернистости

Щетка	Зернистость	E, Н/мм^2	$J_{x\text{ср}}$, мм^4	Плотность, ρ, г/мм^3	R, мм	R_1, мм	l, мм	β
C BB-ZB	P120 P220 P400	268,1 252,5 235,6	0,3098	1,586 1,510 1,647	76	50	31,5	45°30′
A BB-ZB	P36 P50	318,4 311,3	1,1620	1,667 1,545	76	45	33,0	21°30′

Из треугольника OO_1A при известных сторонах $OO_1 = R_1$, $O_1A = l\cos\gamma$ и угле φ_1 получим [3]:

$$\sin\varphi_0 = \frac{l\cos\gamma\sin\varphi_1}{R_1}.$$

Угол φ находим из треугольника OEA. Так как $AE = \frac{2}{3}l\cos\gamma$; $OA = R - \Delta Y/\cos\alpha$ и известен угол φ_1, то угол φ определяем из выражений:

$$\operatorname{tg}\frac{\varphi_2 - \varphi}{2} = \frac{OA - OE}{OA + OE}\operatorname{ctg}\frac{\varphi_1}{2};$$

$$\frac{\varphi_2 + \varphi}{2} = 90 - \frac{1}{2}\varphi_1.$$

Прогиб ворсины под действием центробежной силы с учетом формул (1) и (2) составит $W_ц = W_1 + W_2$. Отсюда получим, что на обрабатываемую кромку действует сосредоточенная сила, перпендикулярная к ворсине:

$$P_ц = \frac{3W_ц EJ_{x\text{ср}}}{l^3}.$$

Упругая составляющая

Прогиб ворсины от воздействия упругой составляющей силы равен общему прогибу: $W_{уп} = W$. Из треугольника O_1AC получим:

$$\sin\gamma = \frac{W}{l}. \quad (3)$$

Так как $\beta_ц = \beta - \alpha_4$; $\alpha_4 = \frac{W_ц}{l}$, рад.; $\beta_1 = 90 - \beta_ц$; $\beta_2 = 90 + \beta_ц$; $\beta_3 = \beta_2 - \varphi_1 = 90 - \gamma$, можно записать:

$$\gamma = \varphi_1 - \beta_ц. \quad (4)$$

При заданных величинах деформации ΔY щетки и угле β наклона ворсин (см. рис. 2 и 5) прогиб ворсины определим из треугольника ACB [3]:

$$W = \frac{\Delta Y\cos\alpha}{\sin\varphi_1}. \quad (5)$$

Из уравнения (5) получим:

$$\sin\varphi_1 = \frac{\Delta Y\cos\alpha}{W}. \quad (6)$$

Принимая $\sin\gamma = \gamma$ и $\sin\varphi_1 = \varphi_1$ (углы γ и φ_1 в радианах) и подставив в выражения (4) уравнения (3) и (6), получим:

$$\frac{W}{l} = \frac{\Delta Y\cos\alpha}{W} - \beta_ц\frac{\pi}{180}.$$

Следовательно можно записать:

$$\frac{1}{l}W_2 + \beta_ц\frac{\pi}{180}W - \Delta Y\cos\alpha = 0.$$

Тогда искомая величина прогиба ворсины выражается формулой

$$W = \frac{-\beta_ц\frac{\pi}{180} + \sqrt{\left(\beta_ц\frac{\pi}{180}\right)^2 + \frac{4}{l}\Delta Y\cos\alpha}}{\frac{2}{l}}.$$

Следовательно, упругую составляющую находим по формуле

$$P_{уп} = \frac{3W_{уп}EJ_{x\text{ср}}}{l^3}.$$

Ударная составляющая

Ворсины на обрабатываемую кромку оказывают ударное воздействие с силой $P_{уд}$.

Согласно работе [4] ударный импульс находим по формуле

$$J = m_в v_n = P_{уд}\tau_{уд}, \quad (7)$$

где $m_в = \frac{l\rho}{6}(2b_1h_1 + b_2h_2)$ — масса ворсины, участвующая в ударе (на конце ворсины) (для щеток типа С — $m_в = 3{,}07 \cdot 10^{-5}$ кг; для щеток типа А — $m_в = 7{,}271 \cdot 10^{-5}$ кг); $v_n = 2\pi R\frac{n}{60}\cos\theta$ — скорость удара ворсины по обрабатываемой кромке, перпендикулярной к ворсине; $\tau_{уд}$ — время удара ворсины.

Согласно рис. 5 можно записать: $\theta = \alpha + \alpha_5$.

При вращении щетки ворсина до момента контакта с обрабатываемой кромкой под действием центробежной силы переместится из точки A в точку A_0 и повернется на угол $\alpha_4 = \frac{W_ц}{l}$.

Из треугольника OO_1A при известных $OO_1 = R_1$, $OA = R - (\Delta y/\cos\alpha)$ и угле φ_3 получим [3]:

$$\operatorname{tg}\frac{\varphi_5 - \varphi_4}{2} = \frac{R - \frac{\Delta y}{\cos\alpha} - R_1}{R - \frac{\Delta y}{\cos\alpha} + R_1}\operatorname{ctg}\frac{\varphi_3}{2};$$

$$\frac{\varphi_5 + \varphi_4}{2} = 90 - \frac{\varphi_3}{2},$$

при этом

$$\varphi_3 = \frac{(\beta - \alpha_4)l}{R}.$$

Тогда искомый угол находим как $\alpha_5 = \varphi_4 - \alpha$.

В соответствии с теорией Г. Герца время удара составит [5]:

$$\tau_{уд} = 3{,}213\left(\frac{m_в^2}{\upsilon_n K^2}\right)^s. \qquad (8)$$

Здесь $s = 1/5$; $K = \frac{4}{3}\sqrt{\frac{1}{r}}\left(\frac{E_в}{1-\mu_в^2} + \frac{E_k}{1-\mu_к^2}\right)$ — коэффициент, зависящий от свойств материалов взаимодействующих тел и кривизны их поверхностей, где r — радиус скругления обрабатываемой кромки; $\mu_в$ и $\mu_к$ — коэффициенты Пуансона для материалов соответственно ворсины и обрабатываемой детали.

Применительно к удару ворсины по скругленной кромке в уравнении (8) принято: $s = 0{,}285$ для щеток типа С; $s = 0{,}31$ для щеток типа А.

Из уравнения (7) сила удара $P_{уд} = \frac{m_в \upsilon_n}{t_{уд}}$.

Сила воздействия щетки на обрабатываемую деталь

На обрабатываемую деталь воздействует суммарная сила

$$P_\Sigma = K_д K_{уп}(P_{уд} + P_ц + P_{уп}),$$

где $K_д$ — число дисков в щетке (в эксперименте $K_д = 8$); $K_{уп}$ — число ворсин щеточного диска, одновременно воздействующих на кромку (при $K_{уп} < 1$ принимаем $K_{уп} = 1$):

$$K_{уп} = \frac{\tau_{уп}}{\tau_{вр}} = \frac{WN}{2\pi R},$$

где $\tau_{уп} = \frac{W}{\upsilon_к} = \frac{W60}{2\pi R n^п}$ — время нахождения ворсины в контакте с кромкой; $\tau_{вр} = \frac{60}{nN}$ — время поворота щетки на 1 шаг; N — число ворсин в диске.

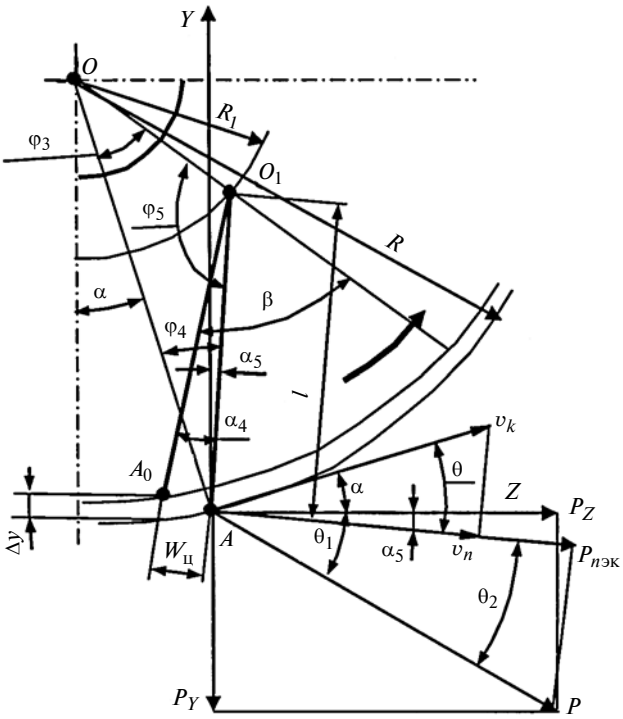


Рис. 6. Схема для расчета силы $P_{уд}$ удара

Радиус скругления кромки зависит от режима обработки. В расчетах радиус r принимали по фактическим значениям, которые определяли измерениями после обработки.

При экспериментальном определении нормальной и тангенциальной составляющих силы резания образцы из алюминиевого сплава В95пчТ с острыми кромками закрепляли в приспособлении и обрабатывали на универсальном фрезерном станке Deckel Maho DMC 635V. Для измерения использовали трехкомпонентный динамометр 9257B (Kistler, Швейцария).

Силу P_n (рис. 6) находим по формуле $P_{n\,эк} = P\cos\theta_2$, где $P = \sqrt{P_Y^2 + P_Z^2}$ — равнодействующая

Таблица 2

Расчетные (числитель) и экспериментальные (знаменатель) значения сил, действующих на обрабатываемую кромку при разных $\upsilon_к$ и ΔY

$\upsilon_к$, м/мин	ΔY, мм	С BB-ZB (P120; 13°18′)	С BB-ZB (P220; 7°34′)	С BB-ZB (P400; 13°18′)	А BB-ZB (P36;0)	А BB-ZB (P50; 0)
239	4	6,89/6,97	6,89/8,00	6,64/7,37	29,48/29,55	18,41/19,46
477		10,84/10,18	10,83/11,93	10,47/11,52	56,80/48,48	34,70/30,42
716		16,20/15,96	16,17/19,68	15,67/16,88	84,17/88,68	51,03/49,70
955		21,65/22,03	21,60/24,36	20,97/31,91	111,60/112,50	67,40/61,35
716	2	10,18/10,76	10,18/11,46	9,853/11,31	49,07/37,49	29,55/33,08
	3	13,33/12,99	13,32/15,58	12,90/13,04	67,65/60,72	40,89/39,33
	4	16,20/15,96	16,17/19,68	15,67/16,88	84,17/88,68	51,03/49,70
	5	18,80/17,41	18,76/21,10	18,17/19,39	99,17/99,49	60,31/70,71

Примечание. В скобках приведены зернистость и угол α.

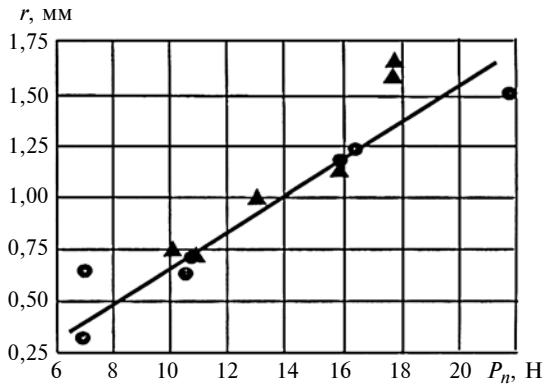


Рис. 7. Зависимость радиуса *r* скругления кромки от силы P_n

сила с составляющими P_Y и P_Z; $\theta_2 = \theta_1 - \alpha_5$ $\left(\theta_1 = \mathrm{arctg}\dfrac{P_Y}{P_Z}\right)$.

Значения сил, действующих на обрабатываемую кромку при разных $v_к$ и ΔY приведены в табл. 2. Их анализ показал, что расчетные и экспериментальные значения близки.

Исследования показали, что при любых режимах обработки радиус *r* скругления кромки линейно зависит от силы P_n (рис. 7).

Полученные аналитические зависимости можно применять для расчета производительности обработки и при конструировании установок для обработки кромок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Димов Ю. В., Подашев Д. Б.** Скругление острых кромок деталей машин полимерно-абразивными щетками // Вестник ИрГТУ. 2012. № 11. С. 48—52.

2. **Справочник** металлиста. Т. 2 / Под ред. С. А. Чернавского. М.: Государственное научн.-техн. изд-во машиностроительной литературы. 1958. 975 с.

3. **Бронштейн И. Н., Семендяев К. А.** Справочник по математике. М.: Государственное изд-во техн.-теоретич. литературы, 1957. 608 с.

4. **Гольдсмит В.** Удар. Теория и физические свойства соударяющихся тел. / Пер. с англ. М.: Стройиздат, 1965. 448 с.

5. **Пановко Я. Г.** Введение в теорию механического удара. М.: Наука, 1977. 224 с.

УДК 621.923.5

А. М. ГАФАРОВ, д-р техн. наук, П. Г. СУЛЕЙМАНОВ, д-р философии по технике (Академия МЧС Азербайджанской Республики, г. Баку), В. А. ГАФАРОВ, канд. техн. наук (Азербайджанская государственная нефтяная компания, г. Баку), e-mail: Aydin.qafarov@hotmail.com

Исследование качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях

Исследованы влияния технологических параметров ротационного хонингования на шероховатость обработанной поверхности, остаточного напряжения и твердости поверхностного слоя с целью повышения качества изделия.

Ключевые слова: ротационное хонингование, шероховатость поверхности, остаточное напряжение, твердость, поверхностный слой, качество.

The influence of technological parameters of rotating honing on roughness of the machined surface, residual stress and hardness of a surface layer with the purpose of quality improvement of a product is studied.

Keywords: rotating honing, surface roughness, residual stress, hardness, surface layer, quality.

Исследования показали, что долговечность машин и оборудований, эксплуатируемых в экстремальных условиях, как правило, зависит от точности и качества определенных узлов и деталей, а их эксплуатационная надежность определяется надежностью технологических процессов, обеспечивающих точность, качество и износостойкость рабочих поверхностей. К таким процессам относится новый способ обработки — ротационное хонингование [1—3], отличительной особенностью которого по сравнению с известными способами хонингования является наличие дополнительного рабочего движения.

При традиционном хонинговании осуществляются три движения: вращательное вокруг оси обрабатываемого отверстия с угловой скоростью v, возвратно-поступательное вдоль оси отверстия со скоростью $v_{в\text{-}п}$ и радиальное перемещение по мере съема металла со скоростью $v_{рад}$. При ротационном хонинговании к этим движениям добавляется ротационное движение алмазных роликов вокруг своей оси с угловой скоростью $v_р$.

Ротационное хонингование осуществляется с помощью головки с бочкообразными алмазными роликами, которые устанавливаются с возможностью вращения вокруг своих осей под углом α к оси головки. Угол наклона роликов можно регулировать [4]. Следы от режущих зерен имеют прерывистый вид из-за периодичности их взаимодействия с заготовкой.

Прерывистость резания единичным зерном при ротационном хонинговании сочетается с прерывис-

тостью процесса стружкообразования. При холостом ходе не участвующие в резании участки роликов промываются смазочно-охлаждающей жидкостью, что исключает налипание металла на рабочую поверхность роликов, а также способствует увеличению их периода стойкости и снижению температуры резания.

При обычном алмазном хонинговании стали и других вязких материалов основным видом изнашивания инструмента является срез связки сходящей сливной стружкой. Это исключается при ротационном хонинговании, так как стружка выбрасывается из зоны резания в результате линейного контакта инструмента с деталью, что снижает интенсивность адгезионного и диффузионного изнашивания алмазов ввиду кратковременности контакта, обеспечивает эффективное охлаждение роликов, а следовательно, снижает температуру резания.

Качество обработанной поверхности определяется параметром *Ra* шероховатости, остаточным напряжением σ, твердостью *H*. Данные показатели характеризуют физико-механическое состояние обработанной поверхности.

Для выявления зависимостей параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности, остаточных напряжения σ и твердости *H* поверхностного слоя от таких факторов, как окружная скорость $v_о$, возвратно-поступательная скорость $v_{в\text{-}п}$, давления *p* на обрабатываемую поверхность алмазных брусков и их зернистость З, а также время *T* обработки, использовали метод многофакторного планирования экспериментов. Это позволило установить взаимосвязь показателей качества и параметров обработки, а также сократить число опытов при обеспечении требуемой достоверной.

Показатели процесса резания можно связать с совокупностью факторов (геометрические параметры инструмента, параметры режима обработки) уравнением множественной регрессии, представляющей собой полином второй степени [2, 5]. Для построения математической модели процесса хонингования, включающей в себя зависимости параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности, остаточного напряжения σ и твердость *H* поверхностного слоя от перечисленных выше факторов и нахождения их оптимальных значений проведены экспериментальные исследования с применением метода многофакторного планирования экспериментов. Полученные зависимости исследованы на оптимальность параметров режима обработки относительно показателей качества обработанной поверхности.

Для проверки адекватности математических моделей и подтверждения результатов экспериментов проведены дополнительные исследования с применением классических методов.

Количественные показатели технологических процессов, как правило, оценивают по результатам измерений с применением методов математической статистики. Значения данных показателей являются случайными величинами.

Для оценки статистических параметров рассматривают не всю (генеральную) совокупность данных, а часть, т. е. выборочную совокупность по специальной методике, обеспечивающей ее представительность. Значение случайной величины, позволяющее точно судить об ее истинном значении, называется точечной оценкой, которая должна обладать тремя свойствами: несмещенностью, эффективностью и состоятельностью.

Согласно работе [6] оценка x^* параметра *x* называется несмещенной, если ее математическое ожидание равно этому параметру:

$$M(x^*) = x.$$

Несмещенная оценка x^* параметра x называется эффективной, если она имеет наименьшую дисперсию. Дисперсия случайной величины $D(x)$ характеризует ее рассеяние около математического ожидания.

Оценка x^* параметра *x* называется состоятельной, если она подчиняется закону больших чисел, т. е. при любых $\varepsilon > 0$ выполняется условие

$$\lim_{n \to \infty} P\{|x^* - x| < \varepsilon\} = 1.$$

Состоятельность показывает, чем больше объем выборки, тем точнее оценка случайной величины.

При оценке точности случайных величин используют доверительные интервалы $(\underline{x}, \bar{x})$ случайной величины *x*, истинное значение которой находят с заданной доверительной вероятностью $P_д$, т. е. $P(\underline{x} \le x \le \bar{x}) \ge P_д$, где $\underline{x}$ и $\bar{x}$ — нижняя и верхняя доверительные границы случайной величины *x*.

Величину доверительной вероятности $P_д$, как правило, принимают в интервале от 0,90 до 0,99 в зависимости от необходимой точности. Уровень значимости оценки $\alpha = 1 - P_д$ выбирают из интервала от 0,01 до 0,10 (или от 1 до 10 %). Уровни значимости оценок нижней ($\underline{\alpha}$) и верхней ($\bar{\alpha}$) доверительных границ могут быть разными.

Методы определения доверительных границ зависит от вида распределения случайной величины и характера исходных данных. Например, для нормального распределения при $\underline{\alpha} = \bar{\alpha} = \alpha$ имеем:

$$\underline{x} = M^*(x) - t(P_д, R)\sqrt{\frac{D^*(x)}{n}},$$

$$\bar{x} = M^*(x) - t(P_д, R)\sqrt{\frac{D^*(x)}{n}},$$

где $M^*(x)$ и $D^*(x)$ — выборочные оценки математического ожидания и дисперсии случайной величины *x*; $t(P_д, R)$ — квантили распределения Стьюдента для доверительной вероятности $P_д = 1$ и числа $R = n - 1$ степеней свободы.

При оценке параметров распределения случайных величин с целью определения точечных оценок по данным измерений используют разные методы, основной из них — метод максимального правдоподобия, в соответствии с которым в качестве статистической оценки x^* параметра x принимают значение, при котором функция правдоподобия

$$L(x_1, x_2, ..., x_n, x^*) = \prod_{i=1}^{n} f(x_i, x^*) \qquad (1)$$

принимает максимальное значение.

В формуле (1) выражение $f(x_i, x^*)$ представляет собой вероятность значения x_i (для дискретных случайных величин) или плотность вероятности (для непрерывных случайных величин). Оценка x^*, полученная данным методом, называется оценкой максимального правдоподобия.

Если функция L правдоподобия дифференцируема, то нахождение оценки x^* сводится к решению уравнения

$$\frac{\partial L}{\partial x^*} = 0$$

или более удобного вида

$$\frac{1}{L}\frac{\partial L}{\partial x^*} = \frac{\partial \ln L}{\partial x^*} = 0,$$

так как функции L и $\ln L$ достигают экстремума при единственном значении x^*.

Среднее арифметическое значение независимых наблюдений случайной величины определяется формулой

$$M^*(x) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i.$$

Эффективная оценка дисперсии распределения имеет вид:

$$D^*(x) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} [x_i - M(x)]^2.$$

Если математическое ожидание $M(x)$ неизвестно, то для состоятельной оценки дисперсии пользуют исправленную выборочную дисперсию

$$D^*(x) = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} [x_i - M^*(x)]^2,$$

отличающуюся от смещенной выборочной дисперсии

$$D^*(x) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} [x_i - M^*(x)]^2$$

сомножителем $\frac{1}{n-1}$ (поправкой Бесселя), которым при $n > 50$ можно пренебречь.

Экспериментальные исследования влияния разных параметров ротационного хонингования на качество обработанной поверхности проводили для деталей машин и механизмов, используемых в работах, проводимых Министерством чрезвычайных ситуаций Азербайджанской Республики, и для деталей из сталей 45, 40Х, 3Х13, 38ХМЮА, применяемых в нефтепромысловом оборудовании.

Параметр шероховатости обработанной поверхности измеряли с помощью профилометра-профилографа 202. Круглограммы обработанных поверхностей снимали с помощью кругломера 290. Изогнутость оси втулок измеряли индикаторным прибором ПКВ-2, разработанным ОГН "Аз НИПИ нефть". Диаметры отверстий деталей до и после обработки контролировали индикаторным нутромером. Диаметры наружных поверхностей деталей определяли с помощью универсального измерительного устройства, оснащенного индикаторной головкой.

Ротационное хонингование осуществляли на вертикально-хонинговальном станке 3М82С с использованием специальных ротационных хонинговальных головок, оснащенных четырьмя бочкообразными алмазными роликами с размерами $100 \times 8 \times 5$ из материала АСВ250/200-М1-100.

В бочкообразных роликах использовали алмазные бруски, напаянные на специальную стальную оправку и отшлифованные до бочкообразной формы.

Рассмотрим влияние разных параметров ротационного хонингования на параметр *Ra* шероховатости обработанной поверхности.

Исследованиями установлено, что увеличение скорости возвратно-поступательного движения уменьшает параметр *Ra*.

С увеличением скорости резания уменьшаются сечения срезов, производимых каждым работающим зерном, что снижает силы резания на отдельных зернах, а следовательно, и суммарную силу резания [7]. Однако при больших значениях $v_{в\text{-}п}$ шероховатость обрабатываемой поверхности постепенно стабилизируется и увеличивается в результате повышения интенсивности колебаний элементов технологической системы.

Влияние окружной скорости $v_о$ на шероховатость обработанной поверхности аналогично (рис. 1). Однако направленные силы воздействия единичного зерна при разных возвратно-поступательных и вращательных движениях может быть разным. Поэтому выбор оптимальных значений скоростей $v_{в\text{-}п}$ и $v_о$ очень важен для обеспечения качества обработанных поверхностей.

Давление p со стороны инструмента на обрабатываемую поверхность, приводящее к пластическому деформированию поверхностного слоя заготовки, также значительно влияет на качество обработки. При повышении давления p с 0,2 до 1,0 МПа шероховатость обработанной поверхности увеличивается (рис. 2), так как с повышением p увеличивается глубина внедрения зерен в металл.

Повышение давления p до определенных значений повышает производительность обработки,

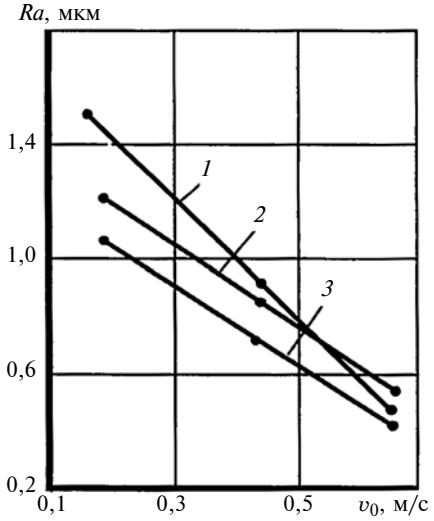


Рис. 1. Зависимости параметра *Ra* шероховатости поверхности от скорости v_0 при обработке стали Ст40Х с давлением p = 0,4 (*1*); 0,6 (*2*); 0,8 МПА (*3*) инструментом с зернистостью 160/125 мкм

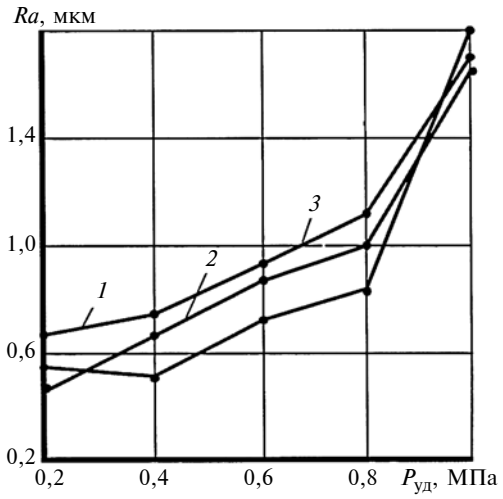


Рис. 2. Зависимости параметра *Ra* шероховатости поверхности от давления p со стороны инструмента при обработке стали Ст40Х на скоростях $v_{в\text{-}п}$ = 0,06 (*1*); 0,12 (*2*); 0,24 (*3*) и 0,68 м/с (*4*)

однако при большем повышении давления производительность уменьшается, а показатели качества ухудшаются.

С увеличением зернистости З алмазных брусков шероховатость обработанной поверхности увеличивается, так как число зерен на контактных площадках инструмента с заготовкой уменьшается, и сечения единичных резов возрастают. Зерна имеют отрицательные передние углы γ, и чем больше геометрические параметры единичных зерен, тем больше угол γ и угол заострения, что увеличивает силу резания, а следовательно, и интенсивность колебаний технологической системы. При этом в результате увеличения кинематических передних углов изменяются условия деформации срезаемого слоя.

Силовые параметры обработки также имеют определенное влияние на параметр шероховатости обработанной поверхности. При небольших значениях зернистости и припусков на обработку влияние силовых параметров незначительно. Поэтому зернистость алмазных брусков выбирают с учетом требуемой шероховатости обработанных поверхностей. На предварительных операциях следует использовать крупнозернистые бруски, при чистовых — мелкозернистые.

С увеличением времени T хонингования шероховатость поверхности уменьшается. В исследованном диапазоне параметров наибольшее уменьшение шероховатости поверхности соответствует продолжительности обработки T = 30 с. Дальнейшее увеличение времени обработки на шероховатость поверхности влияет незначительно.

Указанные закономерности характерны почти для всех видов абразивной обработки, но при хонинговании они особенно заметны.

Снижение шероховатости обрабатываемой поверхности при T = 30 с является результатом затупления алмазных зерен. За этот период времени происходит исправление исходных погрешностей заготовки.

Рациональное время обработки выбирают с учетом твердости обрабатываемого материала, исходной и требуемой точности, зернистости алмазных брусков и пр. Установлено, что чем больше исходная шероховатость поверхности заготовки, тем интенсивнее ее снижение.

Таким образом, параметром шероховатости обработанной поверхности при хонинговании можно управлять изменением таких параметров, как $v_{в\text{-}п}$, $v_о$, p, З, T.

Расчетами с кодированием факторов (скоростей $v_{в\text{-}п}$ и $v_о$, давления p, зернистости З и времени T обработки) с учетом их влияния на шероховатость обработанной поверхности определена математическая модель процесса хонингования:

$$\hat{y} = 0{,}697 + 0{,}039x_1 - 0{,}084x_2 - 0{,}032x_3 - 0{,}051x_4 - 0{,}061x_5 - 0{,}001x_1x_4 + 0{,}001x_1x_5 - 0{,}001x_2x_5 - 0{,}001x_4x_5 + 0{,}021x_1^2 + 0{,}021x_2^2 - 0{,}013x_4^2 - 0{,}013x_5^2. \quad (2)$$

Подставив в уравнение (2) значения факторов, получим:

$$Ra = 1{,}17 - 0{,}429p - 0{,}003З - 0{,}01T - 0{,}013v_{в\text{-}п} - 0{,}008v_о + 0{,}518p^2.$$

Наименьшая шероховатость обработанной поверхности достигается при p = 0,6 МПА; З = = 160/125 мкм; T = 60 с; $v_{в\text{-}п}$ = 0,29 м/с; $v_о$ = 0,68 м/с.

Исследования показали, что в поверхностном слое обработанной заготовки хонингованием в основном имеют место сжимающие остаточные напряжения [1, 7].

Рассмотрим влияние основных параметров ротационного хонингования на остаточные напряжения.

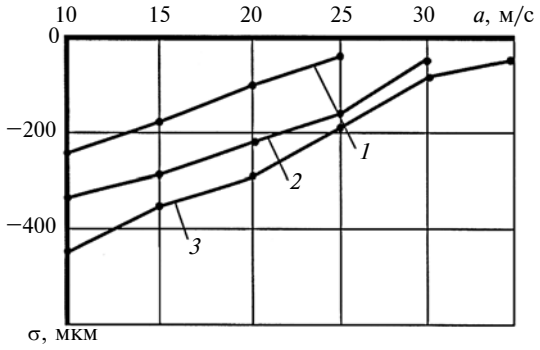


Рис. 3. Распределения остаточных напряжений σ по глубине *a* поверхностного слоя при обработке стали Ст40Х инструментом с зернистостью 160/125 мкм и давлением *p* = 0,6 МПА с окружными скоростями v_o = 0,24 (*1*); 0,45 (*2*); 0,60 м/с (*3*)

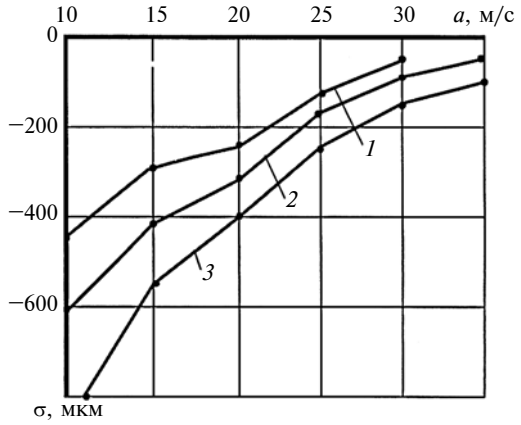


Рис. 4. Распределения остаточных напряжений σ по глубине *a* поверхностного слоя при обработке стали Ст40Х инструментом с зернистостью 160/125 мкм на скоростях $v_{в\text{-}п}$ = 0,29 м/с и v_o = 0,68 м/с при *p* = 0,4 (*1*); 0,6 (*2*); 1,0 МПа (*3*)

Получены экспериментальные зависимости, характеризующие влияние параметров обработки $v_{в\text{-}п}$, v_o, *p*, З и *T* на величину остаточного напряжения σ.

В отличие от других видов абразивной обработки, при хонинговании остаточные напряжения с увеличением скоростей $v_{в\text{-}п}$ и v_o резания уменьшаются (рис. 3), что обусловлено уменьшением сил резания и пластического деформирования поверхностного слоя. Кроме того, с увеличением скоростей резания увеличивается температура в контактной зоне, что приводит к снижению сжимающих остаточных напряжений [7].

Увеличение давления *p* при хонинговании приводит к увеличению остаточных напряжений [1, 7] (рис. 4). С увеличением зернистости З алмазных брусков сжимающие остаточные напряжения уменьшаются. Увеличение времени *T* обработки повышает остаточные напряжения и положительно влияет на их распределение. Это обусловлено затуплением зерен и увеличением сил резания, что повышает пластическое деформирование поверхностного слоя заготовки. С дальнейшим увеличением времени обработки процесс хонингования переходит в процесс выглаживания, при этом поверхностный слой подвергается дополнительной деформации и упрочнению.

Для остаточных напряжений поверхностного слоя получена зависимость

$$\hat{y} = 500{,}5 - 32{,}4x_1 - 8{,}2x_2 + 26{,}4x_3 - 21{,}4x_4 - 11{,}9x_5 + 3{,}5x_1x_2 + 2{,}0x_1x_4 - 2{,}0x_1x_5 - 3{,}5x_2x_3 - 2{,}0x_3x_4 + 2{,}0x_3x_5 - 5{,}5x_1^2 - 8{,}5x_2^2 - 3{,}5x_3^2 - 4{,}3x_4^2 - 4{,}6x_5^2. \quad (3)$$

Подставив в уравнение (3) значения факторов, получим:

$$\sigma = 380{,}3p - 10{,}43 + 1{,}9T + 1{,}4v_{в\text{-}п} - 0{,}3v_o + 2{,}3p\text{З} + 0{,}5pT + 2{,}52pv_o + 1{,}3T^2 - 138{,}5p^2 - 0{,}27v_{в\text{-}п}2 - 0{,}08v_o^2.$$

Таким образом, расчетами определены оптимальные параметры ротационного хонингования относительно сжимающих остаточных напряжений: *p* = 0,61 МПа; З = 160/125 мкм; *T* = 82 с; $v_{в\text{-}п}$ = 0,21 м/с; v_o = 0,62 м/с.

Исследуем зависимости параметра твердости поверхностного слоя от параметров $v_{в\text{-}п}$, v_o, *p*, З и *T*.

При увеличении скорости $v_{в\text{-}п}$ от 0,05 до 0,26 м/с твердость *H* уменьшается до 4700 МПа. Данная закономерность наблюдается и при скорости v_o. С увеличением скоростей $v_{в\text{-}п}$ и v_o при *p* = const уменьшается глубина и площадь среза единичным зерном (рис. 5).

При повышении давления *p* до 0,6 МПа параметр *H* увеличивается (рис. 6). С увеличением зернистости алмазных брусков изменяются кинематические параметры зерен, поэтому при малой и очень большой зернистости возможно увеличение твердости поверхностного слоя заготовки. Увели-

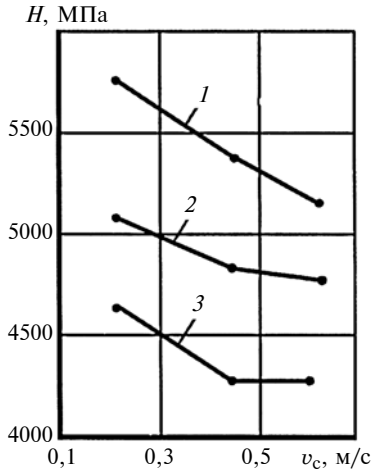


Рис. 5. Зависимости твердости *H* поверхностного слоя от скорости v_o при обработке стали Ст40Х с давлением *p* = 0,6 МПА инструментом с зернистостью З = 125/100 (*1*); 165/125 (*2*); 200/160 МКМ (*3*)

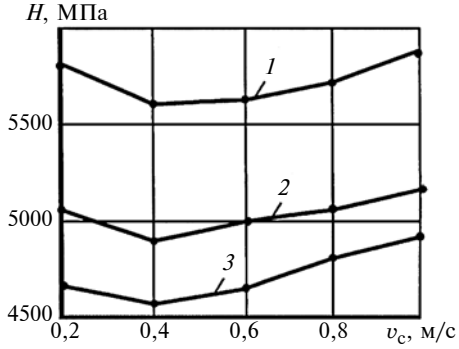


Рис. 6. Зависимости твердости *H* поверхностного слоя от давления *p* при обработке стали Ст40Х на скоростях v_o = 0,68 м/с и $v_{в\text{-}п}$ = 0,11 (*1*); 0,2 (*2*) и 0,3 м/с (*3*)

чение продолжительности обработки также увеличивает твердость поверхностного слоя. При этом ввиду затупления зерен процесс резания переходит в процесс выглаживания, а следовательно, повышается твердость поверхностного слоя.

Получена следующая модель процесса хонингования:

$$\hat{y} = 4896{,}88 + 20{,}97x_1 - 63{,}83x_2 + 46{,}91x_3 - 23{,}20x_4 - 23{,}80x_5 + 4{,}65x_1^2 + 23{,}10x_2^2 + 10{,}92x_3^2 + 15{,}10x_4^2 + 3{,}95x_5^2. \quad (4)$$

Подставив в уравнение (4) значения факторов, получим выражение для твердости:

$$H = 49976{,}23 - 244{,}31p - 67859{,}03 - 0{,}06T - 24{,}67v_{в\text{-}п} - 5{,}8v_o + 116{,}22p^2 + 25676{,}34З^2 + 0{,}01T^2 + 0{,}94v_{в\text{-}п}^2 + 0{,}06v_o^2$$

и оптимальные значения параметров процесса обработки относительно данного параметра: p = = 0,6 МПа; З = 160/125 мкм; T = 60 с; $v_{в\text{-}п}$ = 0,24 м/с; v_o = 0,7 м/с.

Таким образом, показана возможность высокопроизводительного ротационного чистового и получистового хонингования внутренних поверхностей деталей. Определен комплекс технологических условий, обеспечивающих требуемые точность и качество деталей, а также повышающих стойкость инструмента и производительность обработки.

Исследованы качества поверхности деталей, обработанных методом ротационного хонингования. Установлены взаимосвязи основных параметров процесса ротационного хонингования и таких показателей качества обработки, как параметр *Ra* шероховатости обработанной поверхности, остаточное напряжение σ и твердость *H* поверхностного слоя.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гафаров А. М.** Прогрессивные методы механической обработки. Баку: Наука, 2001. Т. 1. 286 с; Т. 2. 310 с.
2. **Гафаров А. М., Бабаев Г. М.** Ротационное хонингование. Баку: Наука, 1999. 132 с.
3. **А. с. № 1345513.** Способ хонингования отверстий.
4. **Исследования** кинoстатики характера взаимодействия режущих роликов с обрабатываемой поверхностью при ротационном хонинговании / А. М. Гафаров, П. Г. Сулейманов, В. А. Гафаров, Ф. М. Калбиев // Изв. вузов. Машиностроение. 2015. № 9. С. 26—34.
5. **Гафаров А. М.** Ротационное точение. Баку: Наука, 2000. 128 с.
6. **Невзоров В. Н., Сугак Е. В.** Надежность машин и оборудования. Ч. 2. Красноярск: 1998. 264 с.
7. **Маталин А. А.** Технология механической обработки. Л.: Машиностроение, 1977. 426 с.

УДК 621.9.01, 67.02

А. А. ЕМЕЛЬЯНЕНКО, канд. техн. наук, О. И. ЖАБИН (АО "НИИ гидросвязи "Штиль", г. Волгоград), Ю. Н. ПОЛЯНЧИКОВ, д-р техн. наук (Волгоградский ГТУ), e-mail: emelyanenko_aleksei@mail.ru

Опыт программируемого концевого фрезерования промышленных и инженерных термопластов

Рассматриваются особенности обработки промышленных и инженерных термопластов концевыми фрезами на станках с ЧПУ: дефекты обработки, их причины и технологические меры их предотвращения. Даются рекомендации по выбору геометрии твердосплавного инструмента, режимов резания и траектории фрезы.

Ключевые слова: термопласты, концевое фрезерование, станок с ЧПУ, режим резания, геометрия инструмента.

The machining features of industrial and engineering thermoplastics by end mills on CNC machine are considered: machining defects, their reasons and technological measures of their prevention. The recommendations on selection of hard-alloy tool geometry, cutting modes and mill trajectory are given.

Keywords: thermoplastics, end milling, CNC machine, cutting mode, tool geometry.

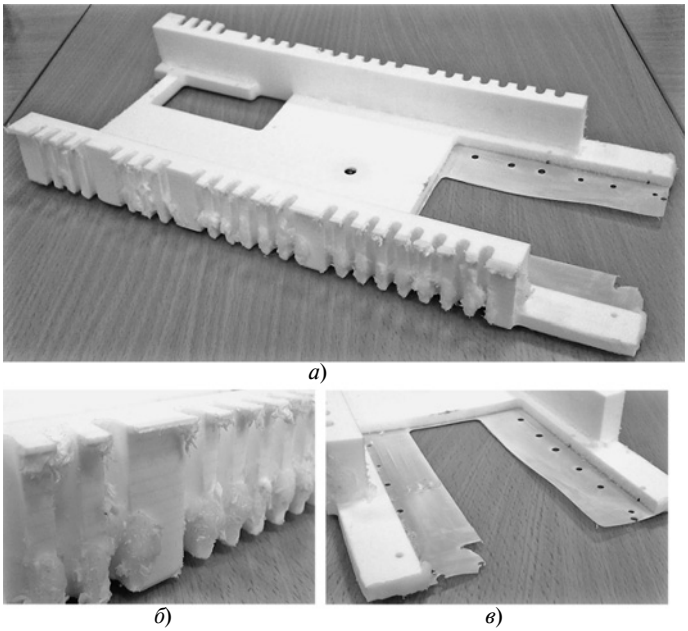
Сегодня весьма востребованы промышленные и инженерные термопласты, которые имеют низкую плотность, высокие удельную прочность, электрическое сопротивление, электромагнитную проницаемость и позволяют с наименьшими затратами изготовлять детали шасси и корпусов гидроакустических приборов. Полипропилен и поливинилхлорид — промышленные термопласты самой низкой ценовой категории, используются для изготовления малонагруженных деталей шасси, а в виде сортамента труб, фитингов и заглушек — для изготовления корпусов погружаемых приборов. Полиацеталь, полиамид и поликарбонат — инженерные термопласты, исполь-

зуются для изготовления несущих деталей шасси, корпусов и экранов.

Наиболее рациональным способом формообразования указанных материалов в условиях единичного, мелко- и среднесерийного производства является механическая обработка на оборудовании с ЧПУ: во-первых, проектирование механической части изделий, как, например, в АО "НИИ гидросвязи "Штиль", ведется в системе 3D-моделирования, т. е. управляющие программы составляются автоматизировано и эффективно независимо от программы выпуска; во-вторых, оборудование с ЧПУ позволяет в рамках предельных паспортных данных бесступенчато реализовать любые режимы резания, т. е. обеспечить оптимальный режим работы пары "инструмент — заготовка".

Несмотря на существование в течение нескольких десятилетий рынка пластиков и достаточно насыщенного рынка инструмента для их обработки, до сих пор нет единой универсальной методики выбора инструмента и расчета режимов обработки всего многообразия пластиков. Создание нормативно-справочного документа, содержащего подобную методику, избавило бы предприятия от "нащупывания" приемлемых технологических решений. Сейчас режимы резания приходится принимать, ориентируясь на довольно общие рекомендации производителей пластиков или инструмента [1—3], и даже после уточнения их опытным путем трудно работать с инструментом других производителей, так как состав инструмента (кроме наличия твердых сплавов) не раскрывается.

Так, с увеличением доли обработки пластиков в объеме производства АО "НИИ гидросвязи "Штиль" потребовалось оценить особенности их механической обработки, главным образом, концевого фрезерования как наиболее применяемого способа формообразования.



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Дефекты заготовок из полипропилена:
а — после фрезерования; *б* — оплавление поверхности; *в* — истончение нежестких элементов

Несмотря на меньшие (в абсолютном выражении) прочностные свойства промышленных и инженерных термопластов по сравнению с металлами, без учета других физико-механических свойств при их обработке возникает ряд проблем.

Важным фактором, который следует учитывать при выборе инструмента и назначении режимов резания, является низкая теплопроводность термопластов. Небольшой отвод теплоты из зоны резания приводит к повышенному нагреву режущего инструмента. Теплота, сопровождающая трение, упругую и пластическую деформации стружки при отделении вызывает оплавление поверхности заготовки (рис. 1, *а*, *б*), спекание стружки или материала заготовки с инструментом и, как следствие, вырывы материала из заготовки и поломку фрезы. Высокая температура способствует деструкции поверхностного слоя пластика и выделению газов. Повышение температуры в зоне резания способствует износу инструмента.

Для улучшения отвода стружки, предотвращения ее спекания с инструментом при концевом фрезеровании "мягких" промышленных пластиков следует применять однозаходные фрезы, при фрезеровании инженерных пластиков предпочтительнее однозаходные фрезы и допустимы двухзаходные. Минимальное число заходов обеспечивает более просторный желоб фрезы. Предпочтение также следует отдавать фрезам с полированным желобом. В рамках данной статьи рассматривается обработка только твердосплавным инструментом.

Применение СОЖ не всегда эффективно из-за гигроскопичности некоторых пластиков, например, полиамида. Для лучшего удаления стружки, особенно из глубоких пазов и отверстий, при отсутствии подачи СОЖ следует использовать отсос стружки или промышленный пылесос.

Скорость резания v — основной технологический фактор, влияющий на теплообразование в зоне резания. Опыт концевого фрезерования пластиков показал, что для промышленных термопластов, температура пластификации которых не превышает 100 °С, можно рекомендовать окружную скорость резания v = 50÷100 м/мин; для инженерных термопластов с температурой пластификации 100÷150 °С — v = 100÷150 м/мин. При приме-

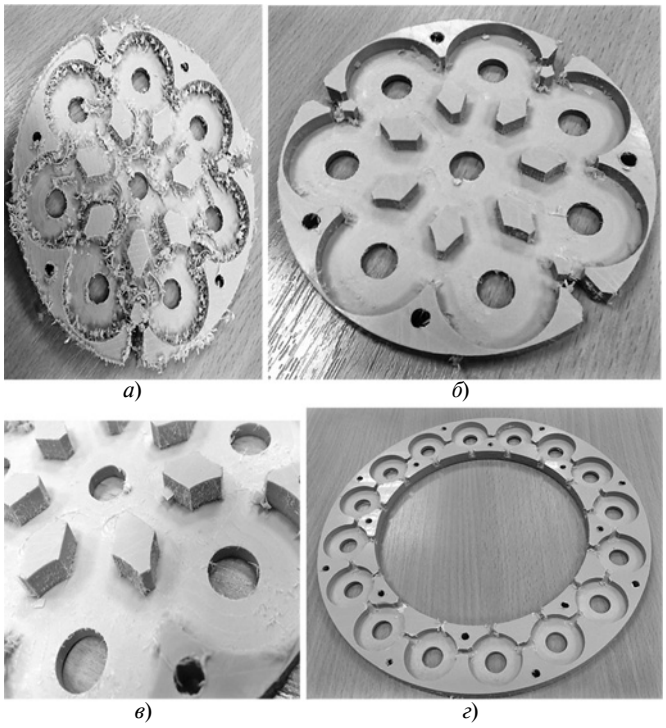


Рис. 2. Заготовки из поливинилхлорида:

а — неотделенная стружка (нерациональный режим); *б* — рациональный режим; *в* — "махровость" (нерациональные направление обхода и нарезки фрезы); *г* — рациональные режим и геометрия инструмента

нении СОЖ для негигроскопичных пластиков скорость можно увеличить в 1,5 раза.

Глубина резания при этом может составлять t = 0,5÷3 мм. Меньшая глубина возможна при резании более твердых пластиков и применении концевых фрез диаметров до 6 мм.

Подачу на зуб следует выбирать из соотношения $S_z = 0{,}01D$, где D — диаметр фрезы, мм. Полученное значение можно скорректировать в зависимости от пары "обрабатываемый материал — инструмент" в диапазоне $(0{,}005 \div 0{,}015)D$.

Результаты нерациональных режимов резания приведены на рис. 2, *а*, *в*, рациональных — на рис. 2, *б*, *г*.

Изучение стружки, образующейся при обработке пластиков, позволяет судить о явлениях в зоне резания. При резании термопластичных материалов образуется раздробленная, прерывистая стружка с трещинами вокруг вершины режущего клина. При фрезеровании стружка образуется вследствие преодоления упругих деформаций, а упруго сжатый во время обработки материал после прохождения режущего лезвия упруго восстанавливается. Упругое последействие разных пластиков при обработке на разных режимах резания будет различным, но значительно выше, чем при обработке сталей. В большинстве случаев в результате упругого последействия за режущим лезвием инструмента возникают напряжения, которые могут превышать временное сопротивление обрабатываемых термопластов и вызывать появление разрывов и трещин на обработанной поверхности.

Вследствие упругого последействия силы, действующие на задних поверхностях инструмента, на порядок выше сил, действующих на передних поверхностях. Поэтому независимо от вида обработки, геометрических параметров инструмента и режимов резания инструмент изнашивается по задним поверхностям. Силы, приложенные к передней поверхности инструмента, малы ввиду низкой твердости материала.

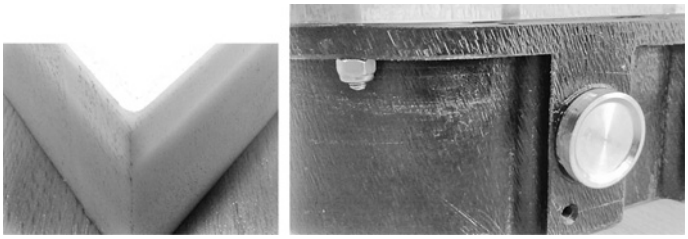
В то же время вследствие повышенной упругости термопластов силы и температура, действующие на задних поверхностях лезвий, значительны. При обработке пластика износ передней поверхности инструмента практически отсутствует, а износ задней поверхности — равномерный монотонный, что исключает катастрофический период износа, характерный для резания металлов.

Картина износа значительно меняется при обработке стекло- и углепластиков. Во-первых, в зависимости от степени наполнения в 1,2—1,7 раза повышается прочность материала, следовательно, меняются соотношения составляющих силы резания и сил трения на передней и задней гранях; во-вторых, твердость наполнителей на порядок выше твердости матрицы, а значит усиливается абразивный износ, который смещается на переднюю грань инструмента. Обработка наполненных пластиков заслуживает отдельного анализа, но в данной статье следует отметить, что в этом случае первой мерой по снижению износа будет использование твердосплавного инструмента с прочным твердым антифрикционным TiN-покрытием.

Значительное влияние на силу резания и ее составляющие оказывает передний угол инструмента. Для разных термопластов передний угол имеет такое значение, при котором равнодействующая силы резания совпадает с направлением резания, что обеспечивает наилучшее качество обработанной поверхности. Оптимальное значение переднего угла зависит также от подачи и глубины резания, с увеличением которых силы резания возрастают, особенно с повышением износа инструмента, происходящим в основном в результате увеличения сил, действующих на задних поверхностях. Увеличение заднего угла также приводит к уменьшению сил резания. Таким образом, режущий клин инструмента должен иметь большие передний и задний углы, ограниченные лишь его прочностью.

Существенной особенностью концевого фрезерования являются разные условия работы лезвия по разные стороны от оси траектории фрезы во фрезеруемом пазу. Боковая сторона паза, по которой лезвие врезается в материал, т. е. движется попутно подаче, всегда будет более гладкой, чем грубая противоположная сторона, по которой лезвие выходит из материала, т. е. движется навстречу подаче, так как последний элемент снимаемого объема как бы вырывается из материала заготовки. Разность высот микронеровностей на встречной и попутной сторонах может отличаться в 2 раза. Отсюда следует простой вывод: внутренние контуры следует фрезеровать по часовой стрелке, внешние — против часовой стрелки. Тогда стружка будет сниматься с более грубой стороны (рис. 2, *г*).

На качество концевого фрезерования большое влияние оказывает направление винтовой канавки фрезы. При правой нарезке стружка выводится вверх, что хорошо в случае фрезерования глубоких канавок и отверстий в толстом слое материала. В то же время фреза с правой нарезкой подобно штопору смещает основной материал заготовки вверх, что приводит к истончению ее тонких нежестких горизонтальных стенок (см. рис. 1, *в*) или к образованию "махровости" поверхности толстых жестких элементов заготовки (см. рис. 2, *в*). Фреза с левой винтовой линией, наоборот, прижимает материал заготовки к столу станка, обеспечивая более гладкую горизонтальную обработанную поверхность (см. рис. 2, *г*). Негативным фактором здесь является затрудненный вывод стружки. Поэтому для толстых жестких заготовок следует использовать фрезу с правой нарезкой, чтобы исключить "махровость" путем уменьшения глубины резания и подачи. Фрезы с левой нарезкой выгоднее использовать при обработке неглубоких проходов в тонком материале или при чистовых проходах в уже отфрезерованных глубоких пазах.



а) *б*)

Рис. 3. Заготовки из полиамида с толщиной стенки 1 мм (*а*) и полиацеталя с текстурой, препятствующей скольжению (*б*)

Небольшая жесткость системы "станок — приспособление — инструмент — деталь" является общей проблемой концевого фрезерования пластиков на фрезерно-гравировальных станках, поскольку и настольное оборудование, и фрезы малого диаметра, и обрабатываемый материал отличаются невысокой жесткостью. В этом случае очень важен правильный выбор режимов резания. Оптимальные режимы позволяют, например, без дополнительных опорных элементов на длине 100 мм и более получить постоянную толщину стенки 1 мм при высоте 10 мм (рис. 3, *а*). Пользу могут дать и упругие отжатия и вызванные ими периодические колебания фрезы с большим вылетом. Так в частности, была получена наружная поверхность корпуса подводного пейджера (материал — полиацеталь) с глубокой ребристой, препятствующей скольжению в воде и на воздухе, текстурой (рис. 3, *б*).

Таким образом, на основании изложенного можно дать некоторые рекомендации по обеспечению качества концевого фрезерования промышленных и инженерных термопластов твердосплавными фрезами на станках с ЧПУ:

использовать однозаходные фрезы, предпочтительно с полированным желобом, а при фрезеровании инженерных термопластов допустимо применение двухзаходных фрез;

при обработке толстых жестких заготовок использовать фрезы с правой нарезкой, для неглубоких проходов в тонком материале — фрезы с левой нарезкой;

использовать концевые фрезы с наибольшими в номенклатуре передним и задним углами режущего клина;

негигроскопичные пластики обрабатывать с применением СОЖ, при невозможности применения СОЖ использовать отсос стружки или промышленный пылесос;

стекло- и углепластики обрабатывать твердосплавным инструментом с TiN-покрытием;

контролировать износ инструмента с периодичностью, зависящей от частоты использования инструмента;

внутренние контуры заготовки фрезеровать по часовой стрелке, внешние — против часовой стрелки;

глубина резания должна составлять 0,5÷3 мм; более твердые пластики фрезеровать с меньшей глубиной и фрезами диаметром до 6 мм;

подача на зуб должна составлять 0,005÷0,015 диаметра фрезы;

допускаемая скорость резания промышленных термопластов — 50÷100 м/мин, инженерных термопластов — 100÷150 м/мин; при использовании СОЖ скорость резания должна быть в 1,5 раза больше указанной.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Выбор** режимов резания для инструментов Gravman. URL: www.gravman.ru.
2. **Заготовки** из технических полимеров // Catalog Ensinger. 2012. URL: www.ensinger-online.com.
3. **Режимы** резания при фрезеровании на фрезерно-гравировальных станках. URL: www.bzt-cnc.ru.

УДК 669.131.7: 621.78

Р. К. ГАСАНЛИ, канд. техн. наук, З. Г. МАМЕДОВ, д-р техн. наук
(АзТУ, Азербайджан, г. Баку), e-mail: hasanli_dr@mail.ru

Особенности изотермического превращения высокопрочного чугуна с шаровидным графитом

Показано, что газотермическое превращение высокопрочного чугуна с шаровидным графитом обусловлено получением бейнитной структуры в кокильных чугунах, легированных никелем, медью и молибденом при непрерывном охлаждении на воздухе.

Ключевые слова: высокопрочный чугун, шаровидный графит, экономное легирование, кокиль, термическая обработка, изотермическое превращение, запорное устройство, структура, свойства.

It is shown, that gas-thermal transformation of high-strength cast iron with spherical graphite is substantiated by obtaining of bainitic structure in chill mold cast irons, alloyed by nickel, copper and molybdenum at continuous cooling in the air.

Keywords: high-strength cast iron, spherical graphite, lean alloying, chill mold, heat treatment, isothermal transformation, locking device, structure, properties.

Некоторые детали запорных устройств, в том числе шибер, серийно изготовляют из стали 40Х, которую подвергают объемной закалке или нормализации с последующим азотированием для обеспечения высокой износостойкости и прочности. Для чугуна такая обработка непригодна, так как при объемной закалке в чугуне возможно появление трещин. Азотирование также нецелесообразно из-за большой длительности процесса и хрупкости образующегося слоя.

Высокую износостойкость деталей из экономно-легированного чугуна можно обеспечить получением бейнитной структуры изотермической обработкой или иным способом. Материал с такой структурой по износостойкости не уступает азотированному материалу. Наибольшую износостойкость имеют чугуны со структурой нижнего бейнита [1, 2]. Изотермически закаленные чугуны являются также и высокопрочными [2].

Способы получения бейнитных чугунов рассматриваются, например, в работах [3—6]. Один из них — создание бейнитной матрицы в литом чугуне. Однако этот способ сложен, требует применения значительных комплексных легирующих добавок, не гарантирует однородности структуры из-за развивающихся при кристаллизации ликвации и микроликвации элементов, входящих в состав чугуна.

Для кокильных чугунов этот способ тем более неприемлем, так как они обязательно должны подвергаться графитизирующему отжигу [6]. Эксперименты показали, что введение в кокильный чугун добавки Cu—Ni—Mo приводит к формированию бейнитных участков в структуре даже при медленном (в печи и на воздухе) охлаждении после отжига. Это затрудняет механическую обработку отливок, однако не избавляет от необходимости дальнейшей термической обработки [5, 6]. Целесообразнее для данных условий — изотермическая закалка [2, 3], позволяющая формировать бейнитную структура чугуна без включений перлита и структурно-свободного феррита. В то же время этот способ требует специального оборудования и дополнительных производственных площадей для закалочных ванн, для которых используются дефицитные щелочи. Кроме того, в этом способе трудно обеспечить постоянную температуру ванн, что связано со значительными энергозатратами.

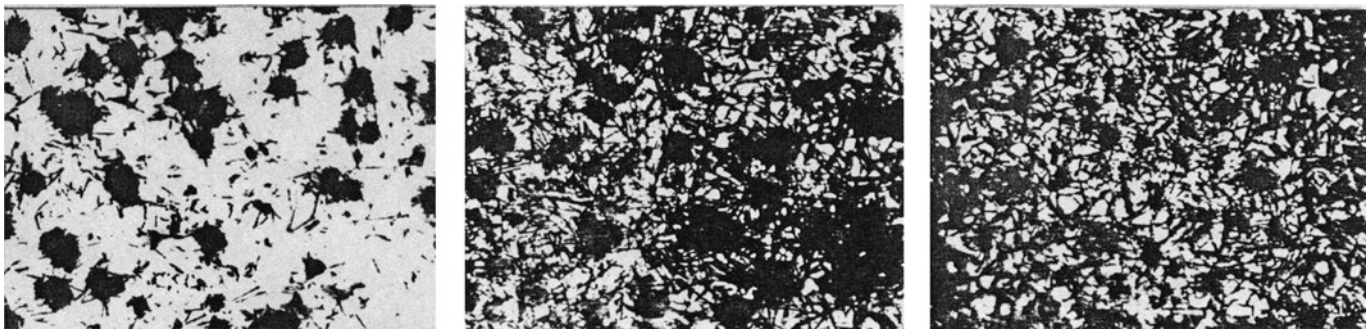
Для кокильных чугунов, особенно легированных 1 % Ni, 0,5 % Cu и 0,5 % Mo, возможно получение бейнитной металлической основы при непрерывном охлаждении [6]. Легирующие добавки повышают стабильность аустенита в перлитной области. Но при этом необходимо проверить, можно ли применить непрерывное охлаждение, какое количество добавок следует ввести, насколько однородна получаемая структура и насколько обеспечиваются нужные свойства.

Структурная неоднородность и разница соотношения фаз в матрице существенно влияют на механические свойства исследуемых сплавов. Необходимо оценить степень влияния этих факторов на гарантируемые свойства чугунов [5].

В данной работе решали задачу получения бейнитной структуры в легированных Ni, Cu и Mo кокильных чугунах при непрерывном охлаждении на воздухе.

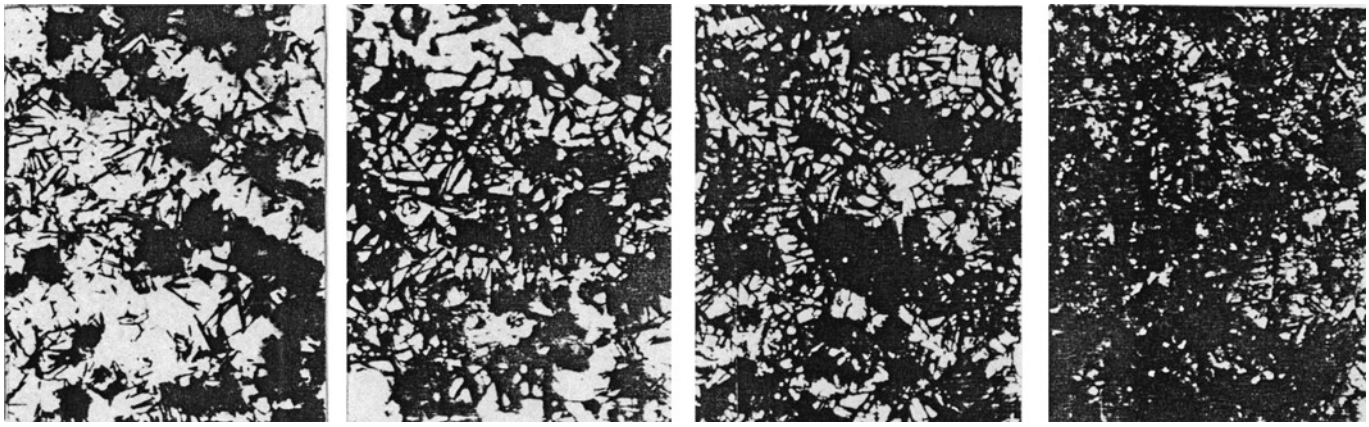
Такую обработку можно осуществить при нагреве выше точек $A_{c_1}^{н}$ и выше $A_{c_1}^{к}$ и нет смысла проводить нагрев в межкритической области, так как может усилиться и так достаточно развитая неоднородность в матрице чугуна. Кроме того, важно обеспечить устойчивость преохлажденного аустенита в области перлитного распада, что полнее достигается после нагрева выше $A_{c_1}^{к}$. Поэтому исследования проводили при температуре нагрева от 870 до 930 °С.

Изотермической закалке подвергали легированный и для сравнения нелегированный высокопрочные чугуны с шаровидным графитом. На образцах нелегированного чугуна изучали строение бейнита в зависимости от температуры изотермической выдержки. Одновременно устанавливали связь между исходной



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Структуры ферритного нелегированного чугуна при температуре 350 °С и времени выдержки τ = 2 (*а*), 10 (*б*) и 16 мин (*в*) (×800)



а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 2. Структуры перлитного нелегированного чугуна при при температуре 350 °С и времени выдержки τ = 2 (*а*), 10 (*б*) и 16 мин (*в*), 2 ч (*г*)

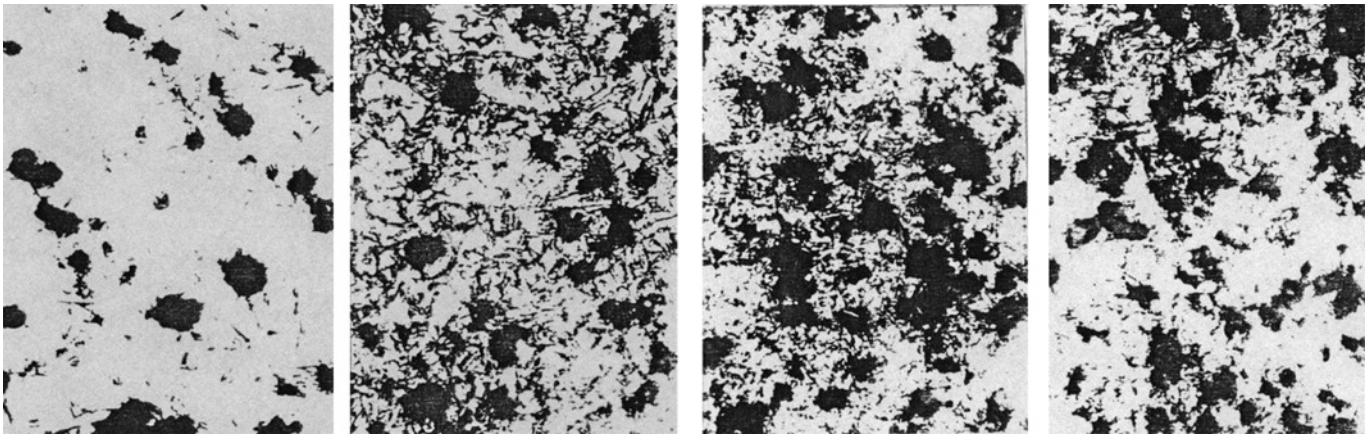
структурой матрицы и скоростью и полнотой бейнитного превращения. Последнее важно при разработке производственной технологии.

Температура аустенитизации составляла 910 °С, что на 50 °С выше $A_{c_1}^{к}$ для исследуемого сплава. Выдержка составляла 15 мин при температуре 350, 400 и 450 °С. При закалке образцы ферритного и перлитного чугунов подвергали одинаковому нагреву в печи и одновременно переносили в ванну. Выдержка в ванне составляла от 30 с до 20 ч. Затем образцы охлаждали в воде. При небольшой выдержке в ванне чугун приобретает высокую твердость, что обусловлено значительным количеством мартенсита, образующегося при доохлаждении образцов с температуры изотермы в воде.

В чугунах с ферритной структурой бейнитное превращение вначале развивается медленнее, чем в чугунах с перлитной структурой, о чем свидетельствует их высокая твердость (таблица). Бейнитное превращение в чугунах с ферритной исходной структурой начинает интенсивно развиваться после более 10 мин выдержки и практически заканчивается за 15÷16 мин при температурах 400 и 350 °С (рис. 1). При охлаждении в ванне с температурой 350 °С образуется нижний бейнит (рис. 1 и 2), с температурой 400 и 450 °С — верхний. В структуре образцов, обработанных при 450 °С и выдержке более 16 мин, отчетливо видны мелкие выделения карбидов (рис. 3—5).

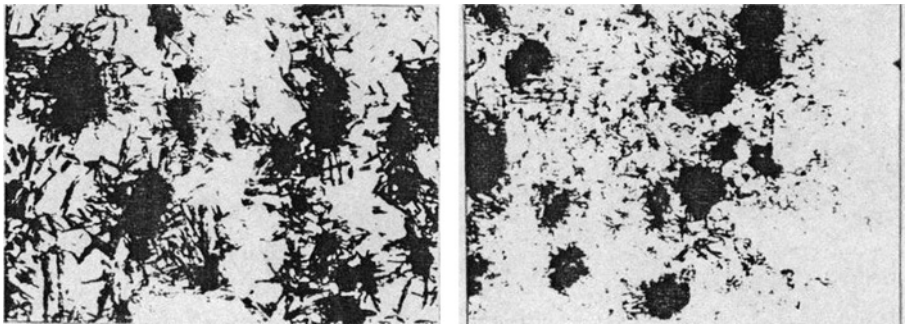
Исследования показали, что исходная структура металлической основы кокильных чугунов существенно влияет на кинетические параметры бейнитного превращения. В ферритной исходной матрице превращение протекает быстрее и полнее, чем в перлитной. Однако инкубационный период в ферритном чугуне больше.

Исходная структура чугуна	Твердость *HB* кокильного ВЧШГ после изотермической закалки при температуре, °С														
	450					400					350				
	Время τ выдержки чугуна														
	30 с	50 с	100 с	16 мин	2 ч	60 с	90 с	10 мин	16 мин	2 ч	90 с	120 с	10 мин	16 мин	2 ч
Перлитная	512	444	340	321	—	—	387	375	321	—	425	402	364	351	351
Ферритная	512	512	512	—	248	496	496	283	241	187	532	512	340	283	—



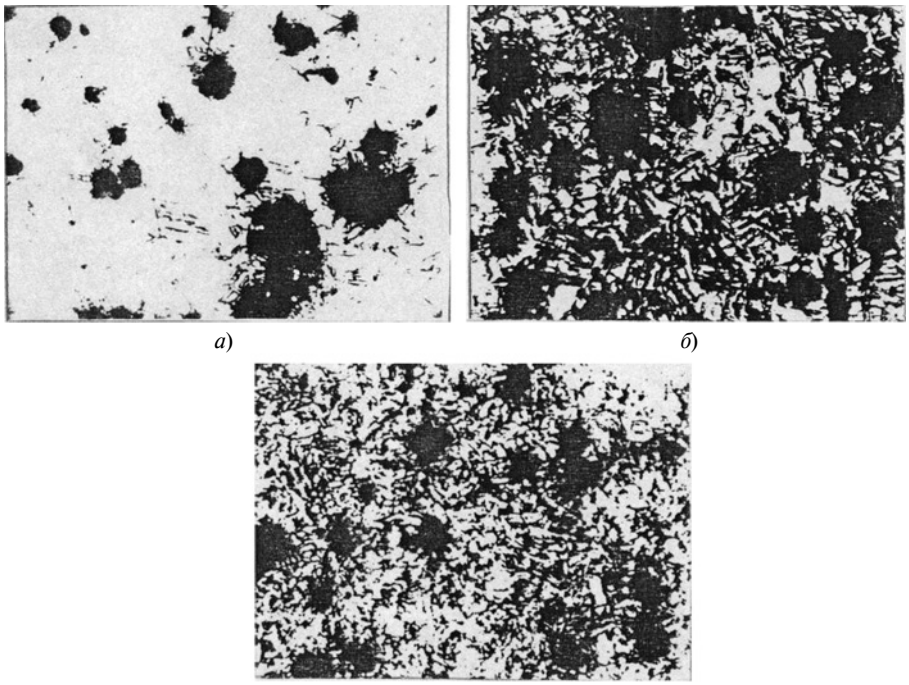
а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 3. Структуры ферритного нелегированного чугуна при температуре 400 °С и времени выдержки τ = 1,5 (*а*), 10 (*б*) и 16 мин (*в*), 2 ч (*г*)



а) *б*)

Рис. 4. Структуры перлитного нелегированного чугуна при температуре 400 °С и времени выдержки τ = 10 (*а*) и 16 мин (*б*)



а) *б*)

в)

Рис. 5. Структуры перлитного нелегированного чугуна при температуре 450 °С и времени выдержки τ = 100 с (*а*), 16 мин (*б*) и 2 ч (*в*)

Таким образом, эффективным способом получения бейнитной структуры в экономно легированных кокильных чугунах является непрерывное охлаждение на воздухе. Установлен оптимальный режим термической обработки, обеспечивающий рациональную структуру и свойства отливок из ВЧШГ для деталей запорных устройств нефтепромыслового оборудования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Применение** высокопрочного чугуна в арматуростроении. Высокопочный чугун с шаровидным графитом / В. В. Дубров и др. Киев: Наукова думка, 1998. С. 78—81.
2. **Беляков А. И., Беляков А. А., Жуков А. А.** Изотермическая закалка чугуна с шаровидным графитом // Заготовительные производства в машиностроении. 2008. № 1. С. 44—48.
3. **Гасанли Р. К., Исмаилов Н. Ш.** Эффективный способ получения бейнитной структуры экономно легированного высокопрочного чугуна // Вестник машиностроения. 2014. № 9. С. 76—79.
4. **Гасанли Р. К.** Особенности структуры и фазового состава термообработанных высокопрочных чугунов с шаровидным графитом // Вестник машиностроения. 2013. № 10. С. 31—33.
5. **Гасанли Р. К., Намазов С. Н.** Особенности превращения аустенита при обработке высокопрочного чугуна с непрерывным охлаждением // Вестник машиностроения. 2014. № 11. С. 65—67.
6. **Гасанли Р. К.** Структура и свойства высокопрочных чугунов. Баку: Наука, 2013. 250 с.

УДК 621.941.1.001

С. В. ГРУБЫЙ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: grusv@yandex.ru

Разработка полиномиальных уравнений характеристик резания для концевого фрезерования коррозионно-стойкой стали

Представлена методика расчета характеристик резания при фрезеровании концевой фрезой заготовок из коррозионно-стойкой стали. Расчет основан на анализе параметров зоны стружкообразования и учитывает разупрочнение обрабатываемого материала под действием температуры резания. Расчетные значения стойкости инструмента и крутящего момента аппроксимированы полиномиальными уравнениями, которые использованы для расчета технологических ограничений и оптимизации режима фрезерования.

Ключевые слова: коррозионно-стойкая сталь, фрезерование, концевая фреза, твердый сплав, крутящий момент, износ, стойкость, полиномиальное уравнение.

The analysis methodic of cutting characteristics at milling by end mill of billets from corrosion resistant steel is presented. The calculation is based on analysis of chip formation zone parameters and takes into account softening of the machined material under action of cutting temperature. The calculation values of tool resistance and torque moment are approximated by polynomial equations, which are used for analysis of technological limitations and optimization of a milling mode.

Keywords: corrosion resistant steel, milling, end mill, hard alloy, torque moment, wear, resistance, polynomial equation.

В аэрокосмической промышленности и машиностроении широко применяют детали различного назначения и разных габаритных размеров из коррозионно-стойкой стали. В связи этим актуальна задача повышения производительности и эффективности механической обработки этих деталей. Один из способов решения этой задачи — использование на многокоординатных станках с программным управлением на оптимальных режимах резания фрез прогрессивных конструкций из современных инструментальных материалов.

При проектировании операции фрезерования рассчитывают режимы резания и технологические ограничения по мощности, крутящему моменту, стойкости инструмента. Для таких расчетов используют полученные в результате специальных исследований количественные уравнения того или иного вида, связывающие характеристики резания и режимные (управляемые) параметры. Например, на протяжении длительного периода предметом многочисленных исследований является расчет силовых параметров фрезерования. Так, в литературном обзоре работы [1] приведена модель расчета сил резания, предложенная M. Weck, K. Teipel (1977 г.), для которой сила резания записывается как $F = Ka_ph$, где a_p — осевая глубина резания, h — толщина срезаемого слоя. Константа K зависит от обрабатываемого материала, скорости резания и определяется экспериментально. Этот подход расширил Y. Altintas, предложивший выражение для расчета сил в виде: $F = Ka_ph + K_ea_p$, где K_e — константа, т.е. при $h = 0$ второе слагаемое учитывает влияние режущей кромки [2].

S. A. Tobias, G. Stepan предложили нелинейную зависимость силы от толщины срезаемого слоя [1]: $F = Ka_ph^x$, где x — второй экспериментально определяемый параметр.

R. P. H. Faassen использовал комбинацию ряда моделей для тангенциальной и радиальной составляющих силы резания в виде [3]:

$$\left.\begin{aligned} F_t &= K_ta_ph^x + K_{te}a_p; \\ F_r &= K_ra_ph^x + K_{re}a_p, \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

где коэффициенты K_t, K_{te}, K_r, K_{re} и показатель степени x определены экспериментально.

Развитием изложенного подхода является распространенная в настоящее время зарубежными инструментальными фирмами методика расчета сил резания через удельную силу, изложенная подробно в справочнике по обработке резанием GARANT [4]. Согласно этой методике для любого вида лезвийной обработки, в том числе фрезерования, тангенциальная составляющая силы резания может быть определена как

$$F_c = bhK_cK_f = bh^{(1-m)}k_{c11}K_f, \qquad (2)$$

где b и h — ширина и толщина срезаемого слоя; K_c — удельная сила резания; K_f — поправочный коэффициент; k_{c11} — удельная сила, приходящаяся на единицу площади среза; m — показатель степени.

Значения удельной силы резания K_c и показателя степени m приведены для групп обрабатываемых материалов в справочной литературе, достаточно подробно — в справочнике [4].

В отечественной справочной литературе для расчета тангенциальной силы P_z фрезерования и скорости v резания используют степенные уравнения вида:

$$\left.\begin{aligned} P_z &= \frac{C_p t^x S_z^y B^u z^p K_p}{d^q n^w}; \\ v &= \frac{C_v d^{q_v} K_v}{T^{m_v} t^{x_v} S_z^{y_v} B^{u_v} z^{p_v}}, \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

где C_p, C_v — постоянные; K_p, K_v — поправочные коэффициенты; T — стойкость инструмента; t — глубина резания; S_z — подача на зуб; B — ширина фрезерования; z — число зубьев фрезы; d — диаметр фрезы; n — частота вращения шпинделя. Показатели степеней в общем случае являются дробными числами.

Серьезным недостатком выражений типа (1)÷(3) является то, что они отражают и обобщают результаты экспериментальных данных, соответствующих конкретным условиям механической обработки. Изменение этих условий принято отражать поправочными коэффициентами, что математически означает пропорциональное масштабирование нелинейных уравнений и может привести к значительным погрешностям аппроксимации.

Кроме того, чтобы получить уравнения (3), необходимо провести значительное число трудоемких экспериментов по однофакторной или многофакторной схемам и учесть влияние шести переменных. Вследствие значительной трудоемкости экспериментальных исследований в литературных источниках отсутствуют уравнения, подобные уравнениям (3), в частности для характеристик резания при фрезеровании современных конструкционных материалов твердосплавными фрезами прогрессивных конструкций.

Обзор литературных источников показал необходимость развития аналитических методов расчета силовых параметров, температуры, износа и стойкости инструмента и других характеристик процесса резания. В статье приведена методика, позволяющая без дополнительных экспериментов рассчитать основные характеристики резания при фрезеровании твердосплавными концевыми фрезами заготовок из коррозионно-стойкой стали. А также разработана методика аппроксимации для получения с высокой точностью многофакторных полиномиальных уравнений, используя полученные расчетные данные.

Расчет характеристик резания при фрезеровании концевой фрезой

Методики расчета параметров резания, разработанные автором статьи, изложены в ряде работ. Например, для условий межоперационного точения конструкционных сталей сборными резцами и для условий сверхточной обработки поверхностей из цветных металлов и сплавов алмазными резцами расчетные методики приведены в учебных пособиях [5, 6]. На их основе рассчитаны характеристики резания для цельной твердосплавной концевой фрезы при обработке пазов и карманов в заготовках из алюминиевых сплавов [7, 8]. В настоящей статье основные положения этих методик обобщены и распространены на случай применения твердосплавной концевой фрезы при обработке заготовок из коррозионно-стойкой стали.

Основной особенностью расчета характеристик резания является возможность учета механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов и их разупрочнения под действием температуры резания, а научная новизна заключается в расчете скорости изнашивания задней поверхности зуба инструмента с последующим расчетом его износа и стойкости.

Подробные схемы, поясняющие расчет толщин среза и сил резания при фрезеровании концевой фрезой, приведены в работах [7, 8]. На рис. 1 в упрощенном виде показана режущая кромка зуба фрезы, состоящая из трех участков: винтовой кромки *1—2* с углом ω_0 наклона к оси фрезы на цилиндрической части; радиусной кромки *2—3* с радиусом r; торцевой кромки *3—4* под вспомогательным углом φ_1 в плане. Радиусная кромка *2—3* разбита на несколько участков, каждый из которых находится на своем радиусе R_i относительно оси фрезы. При горизонтальной подаче торцевая кромка не оказывает влияния на силы резания. Кинематическая схема фрезерования предусматривает вращение фрезы с частотой n и вспомогательное движение подачи D_S (см. рис. 1).

Система координат XYZ с началом в точке *2* имеет ось X по направлению оси фрезы (на рисунке не показана), ось Y по направлению радиуса, ось Z по направлению скорости резания.

На винтовой кромке *1—2* и для каждого участка радиусной кромки *2—3* определены результирующие силы стружкообразования R_c и R_{ci} через касательную силу в плоскости сдвига. Так, для кромки *1—2* сила стружкообразования направлена под углом ω к скорости резания и составляет:

$$R_c = \frac{\tau_p ab}{\sin\beta\cos(\beta+\omega)}, \quad (4)$$

где τ_p — касательные напряжения в плоскости сдвига; β — средний угол сдвига; a, b — толщина и ширина срезаемого слоя.

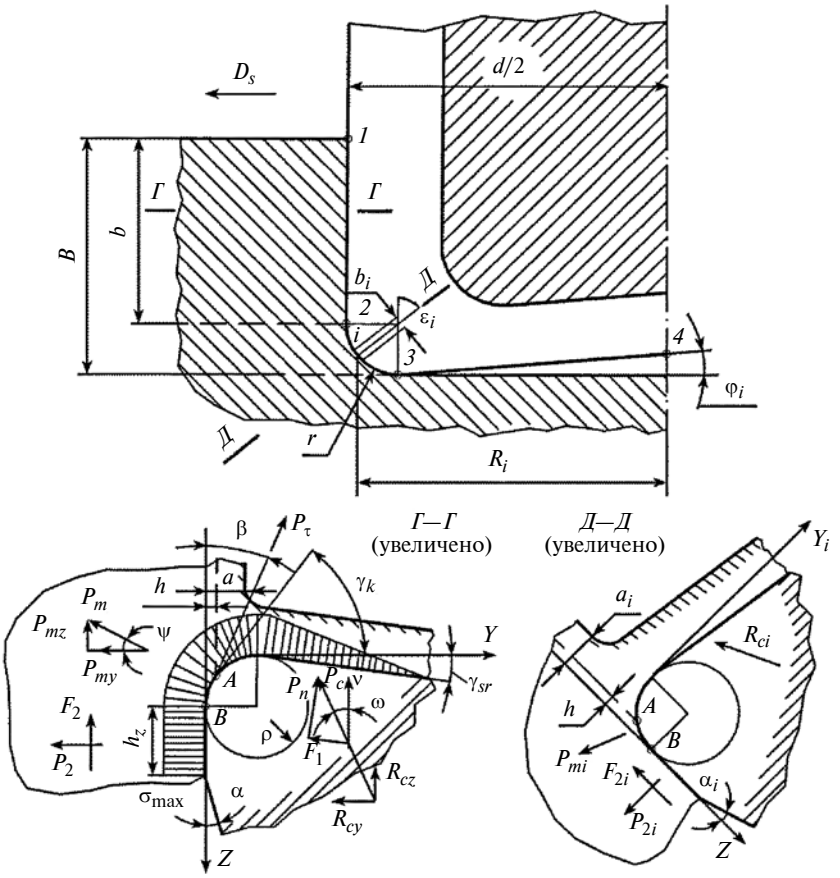


Рис. 1. Схема для расчета сил резания при фрезеровании

Для коррозионно-стойкой стали марки 12Х18Н10Т приняты:

связь касательного напряжения с пределом прочности $\tau_p = 0{,}9\sigma_в$, МПа;

связь твердости и прочности $HB = \sigma_в/0{,}345$;

разупрочнение под действием температуры T_d в плоскости сдвига $\sigma_в = 657—0{,}41T_d$;

уменьшение модуля упругости под действием температуры в плоскости сдвига $E = 200 - 0{,}077T_d$, ГПа.

Сила стружкообразования имеет тангенциальные и радиальные составляющие (на рис. 1 не показаны): $R_{cz} = R_c\sin\omega$; $R_{cy} = R_c\cos\omega$. Также из геометрических соотношений определены касательные и нормальные составляющие силы на передней поверхности инструмента: $F_1 = R_c\sin(\omega + \gamma)$; $P_n = R_c\cos(\omega + \gamma)$, где γ — средний передний угол инструмента. Длину контакта стружки с передней поверхностью приняли $l_1 = 2a/\sin\beta$.

Максимальное контактное давление на режущей кромке, выраженное через нормальную силу на передней поверхности и площадь контакта, имеет вид:

$$\sigma_{max} = \frac{P_n(n_1 + 1)}{l_1 b}. \quad (5)$$

Здесь n_1 — показатель степени в выражении для эпюры контактного давления $\sigma_p = \sigma_{max}(1 - m)^{n_1}$, где m — относительное расстояние от режущей кромки до точки контакта вдоль передней поверхности инструмента; l_1 — длина контакта стружки. Приняли, что показатель степени $n_1 = 1$, т. е., контактное нормальное давление на передней поверхности распределено по треугольной эпюре. Используя расчетные значения нормального давления, определим результирующую силу P_m на дуге радиусом ρ округления кромки, а также нормальную P_2 и касательную F_2 силы на задней поверхности инструмента:

$$\left.\begin{aligned} P_m &= \sigma_{max}ABb; \\ P_2 &= \sigma_{max}h_z b; \\ F_2 &= P_2 f_{tr}, \end{aligned}\right\} \quad (6)$$

где f_{tr} — коэффициент трения; AB — длина дуги по кромке; b — ширина срезаемого слоя; h_z — износ.

Коэффициент трения по задней поверхности приняли равным молекулярной составляющей: $f_{tr} = (\tau_0/HB + \beta_0)$ (аппроксимации параметров τ_0, β_0 от температуры приведены в учебном пособии [6]). Общая длина контакта по задней поверхности: $l_2 = AB + h_z$.

Главная (тангенциальная) составляющая силы резания определена суммированием по соответствующим направлениям сил, действующих на передней поверхности, дуге округления кромки и на задней поверхности:

$$P_{z1-2} = R_{cz} + P_{mz} + F_2. \quad (7)$$

Аналогично выражения (4)—(7) использованы для расчета главной составляющей силы резания по участкам на радиусной кромке *2—3*.

Тогда интегрально можно рассчитать суммарный крутящий момент, действующий на зуб фрезы:

$$M = \frac{P_{z1-2}d}{2000} + \sum_{i=1}^{k}\frac{P_{zi}R_i}{1000}, \quad (8)$$

где d — диаметр фрезы; R_i — радиус участка на кромке *2—3*; P_{z1-2} — тангенциальная составляющая силы на кромке *1—2*; P_{zi} — тангенциальная составляющая силы на участке кромки *2—3*; k — число участков на кромке *2—3*.

Если на дуге контакта одновременно находятся несколько зубьев, соответствующие силы необходимо включить в суммирование по выражению (8).

Расчет теплофизических параметров резания выполнен по методике А. Н. Резникова [9]. Для этого на каждой режущей кромке зуба фрезы определены: интенсивности q_d, q_{1t}, q_{2t} тепловых по-

токов соответственно в плоскости сдвига, на передней и задней поверхностях, и температуры в плоскости сдвига (T_d), на передней (T_1) и задней (T_2) поверхностях, а также усредненная температура резания

$$T_p = \frac{T_1 l_1 + T_2 l_2}{l_1 + l_2} + \Delta T,$$

где ΔT учитывает поправку от действия теплового источника предыдущего зуба фрезы на дуге контакта.

Следует отметить, что температура резания стабилизируется менее чем за 10 циклов контакта зуба фрезы с заготовкой, т.е. практически мгновенно.

По аналогии с моделью изнашивания А. С. Проникова, которая отражает в качестве основных факторов контактное давление, скорость трения и твердость изнашиваемого материала, и учитывая установленное количественное влияние скорости резания на контактное давление и температуру, предлагается использовать связь скорости изнашивания задней поверхности инструмента с обобщенным параметром, характеризующим процесс резания.

В качестве *обобщенного параметра* принято отношение скорости резания (трения) к твердости изнашиваемой поверхности как функции температуры резания: $x = v/HV(T_p)$, где v — скорость резания, м/с, HV — твердость или микротвердость по Виккерсу, МПа.

Приняты соотношения твердости как функции температуры:

для твердого сплава марки ВК8 — $HV = 12\,976{,}9 - 9{,}2\theta$;

для твердого сплава марки ВК6М — $HV = 13\,448{,}1 - 8{,}7\theta$;

для мелкозернистого твердого сплава группы Р10 — $HV = 17\,500 - 10\theta$;

для твердого сплава с износостойким покрытием ВК6-TiN — $HV = 24\,495{,}2 - 22{,}7\theta$.

Для расчета температуры резания использована формула

$$\theta = \frac{l_1^2 M_1}{\lambda_p (l_1 + l_2)} \frac{0{,}142 \frac{\sqrt{w}}{\lambda} \sqrt{\frac{K_l l_1}{v}} q_{1t} + (1 + c) T_d}{M_1 \frac{l_1}{\lambda_p} + 0{,}148 \frac{\sqrt{w}}{\lambda} \sqrt{\frac{K_l l_1}{v}}},$$

где λ_p — теплопроводность твердого сплава; λ, w — теплопроводность и температуропроводность обрабатываемого материала; K_l — коэффициент укорочения (усадка стружки); c — коэффициент, учитывающий подогрев поверхностного слоя материала, из которого образуется стружка; M_1 — коэффициент, учитывающий влияние прерывистого характера обработки на температуру фрезерования.

Для современных марок инструментальных материалов и различных групп обрабатываемых материалов установлена связь скорости изнашивания и обобщенного параметра в виде уравнения:

$$I_{nt} = 1{,}03 \cdot 10^7 (v/HV)^{2{,}47}, \qquad (9)$$

где твердость инструментального материала используется в виде функции температуры контакта.

Период резания вычисляли как сумму приращений времени на каждой итерации на величину Δ_t, мин: $t_{0,\,i+1} = t_{0i} + \Delta_t$. Тогда соответствующее приращение величины износа, найденное через скорость изнашивания (9), составит: $\Delta_{hz} = \Delta_t I_{nt,\,i}$, а суммарный износ $h_{z,\,i+1} = h_{zi} + \Delta_{hz}$, мм. Стойкость инструмента соответствует периоду резания, когда износ станет равным максимально допустимой величине $h_{z\max}$:

$$\left.\begin{aligned} T &= t_{0,\,i+1}; \\ h_{z,\,i+1} &= h_{z\max}. \end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

Максимально допустимый износ по задней поверхности зуба фрезы принят равным 0,1 мм.

Последовательность формул для расчета сил, крутящего момента, температур, скорости изнашивания, износа и стойкости фрез реализована в виде расчетного алгоритма и программы Milling. В качестве толщины среза использовано среднее значение толщины на дуге контакта зуба фрезы.

Для анализа полученных зависимостей в качестве базового инструмента принята цельная твердосплавная концевая фреза с параметрами: $d = 16$ мм; $z = 2$; угол наклона кромки к оси $\omega_0 = 55°$; радиус закругления при вершине зуба $r = 2$ мм; радиус округления кромки $\rho = 0{,}01$ мм. Инструментальные материалы — твердые сплавы: ВК8, ВК6М, Р10, ВК6-TiN.

В качестве примера на рис. 2 приведены расчетные зависимости износа h_z задней поверхности зуба

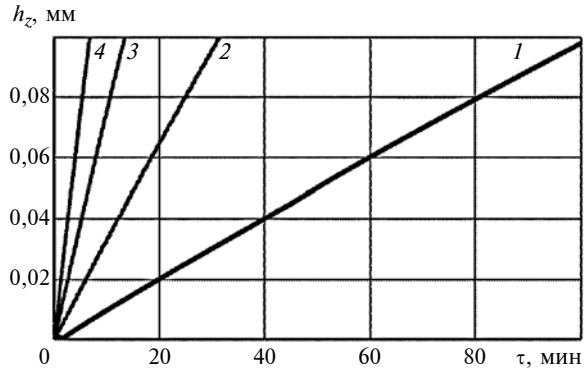


Рис. 2. Изменение износа h_z задней поверхности зуба фрезы во времени τ при частоте вращения шпинделя n = 1000 (*1*), 1500 (*2*), 2000 (*3*), 2500 мин$^{-1}$ (*4*)

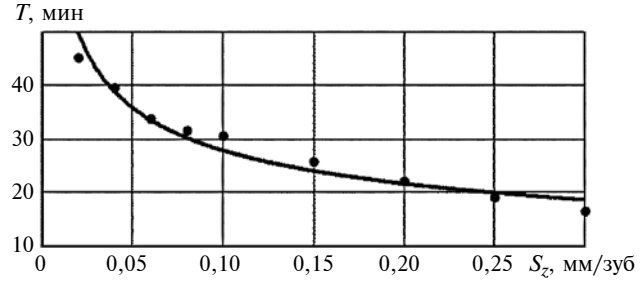


Рис. 3. Зависимость стойкости *T* фрезы от подачи S_z

фрезы во времени τ при фрезеровании паза концевой фрезой из твердого сплава ВК6М, в заготовке из стали 12Х18Н10Т при разных частотах вращения шпинделя (ширина фрезерования — размер вдоль оси $B = 10$ мм, подача на зуб $S_z = 0{,}08$ мм), а на рис. 3 для частоты вращения шпинделя $n = 1500$ мин$^{-1}$ приведена зависимость стойкости T фрезы от подачи S_z.

Полиномиальные уравнения стойкости фрезы и момента резания

В качестве основы многофакторной аппроксимации рассмотрены полиномиальные уравнения в рамках общей функции, аппроксимирующей экспериментальное значение в i-й точке факторного пространства:

$$y_i = \eta(\mathbf{x}_i) = \sum_{j=1}^{k} b_j f_{ij}(\mathbf{x}_i); \quad i = 1, 2, ..., N$$

или в матричном виде

$$y = \mathbf{B}^T \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}),$$

где N — общее число точек; k — число коэффициентов (членов) модели; $\mathbf{x}_i$ — матрица-столбец входных переменных; $f_{ij}(\mathbf{x}_i)$ — функции (полиномы); b_j — неизвестные коэффициенты; $\mathbf{B}$ — матрица коэффициентов.

Для расчета коэффициентов полиномиальных многофакторных моделей использован метод стохастической аппроксимации (МСА), который по существу является обобщением метода наименьших квадратов на большие размерности (преимущества и особенности МСА применительно к зависимостям резания металлов подробно разобраны в работах автора).

Алгоритм МСА предусматривает осуществление вычислительных процедур, при которых матрица коэффициентов уточняется на каждой итерации последовательно и многократно по каждой опытной точке, а программный алгоритм предписывает продолжение цикла по базе данных до тех пор, пока средняя погрешность аппроксимации не станет меньше заданной. Общую процедуру для изменения матрицы коэффициентов по алгоритму МСА можно представить в виде:

$$\mathbf{B}_r = \mathbf{B}_{r-1} + g_r \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i) \cdot [y_{ei} - \mathbf{B}_{r-1}^T \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i)], \qquad (11)$$

где y_{ei} — исходное значение функции в i-й точке факторного пространства; $g_1, ..., g_r$ — последовательность положительных стремящихся к нулю чисел; r — номер итерации.

Метод стохастической аппроксимации позволяет найти новую последовательность неизвестных коэффициентов, составляющих матрицу $\mathbf{B}$ полиномиальной модели, путем уточнения матрицы на каждой итерации без составления и решения систем уравнений, присущих методу наименьших квадратов. Число коэффициентов матрицы $\mathbf{B}$ соответствует числу членов модели, задаваемых матрицей $\mathbf{f}$ функций полиномов для набора значений факторов $\mathbf{x}_i$ в каждой опытной точке. Расчетная программа предусматривает ввод значений положительных чисел g_r и d_d, а также взаимодействует с текстовым файлом исходных данных, содержащим N строк последовательных чисел — значений факторов и соответствующего им исходного значения функции в каждой строке. Матрица $\mathbf{B}$ коэффициентов уточняется с использованием данных каждой строки исходного файла в соответствии с выражением (11). После использования всех N строк файла выполняется расчет средней погрешности аппроксимации, которая сравнивается с предыдущим значением этой погрешности, а их разность согласуется с заданным числом d_d.

При реализации метода (11) полиномиальные уравнения можно классифицировать как адаптивные и видоизменять их путем добавления или исключения членов (факторов). Так, при разработке уравнений стойкости полиномиальная модель последовательно усложнялась от линейной до модели третьего порядка.

Полиномиальная модель третьего порядка для пяти исследуемых переменных включает 45 членов и имеет общий вид:

$$y = \lg T = b_1 x_1 + b_2 x_2 + ... + b_6 x_6 + ... + \\ + b_{44} x_6 x_4^2 + b_{45} x_6 x_5^2, \qquad (12)$$

где T — стойкость, мин; $x_1 = 1$ — фиктивная переменная.

Остальные переменные $x_2, ..., x_6$ включены в уравнение (12) в кодированном (безразмерном) виде в соответствии с общей процедурой:

$$x_i = C_{od}(x_{in}, x_{\max}, x_{\min}) = \frac{2(\lg x_{in} - \lg x_{\max})}{\lg x_{\max} - \lg x_{\min}} + 1, \qquad (13)$$

где x_{in} — натуральное значение соответствующей переменной; $x_{\max}$, $x_{\min}$ — максимальное и минимальное значения.

В соответствии с процедурой (13) связь кодированных и натуральных значений переменных, входящих в уравнение (12), принимает вид:

$$\left.\begin{aligned}
x_1 &= 1;\\
x_2 &= C_{\text{o}d}(d;\ 40;\ 4);\\
x_3 &= C_{\text{o}d}(v;\ 200;\ 25) \text{ — для ВК8, ВК6М;}\\
x_3 &= C_{\text{o}d}(v;\ 250;\ 50) \text{ — для ВК6—TiN, Р10;}\\
x_4 &= C_{\text{o}d}(t;\ 16;\ 2);\\
x_5 &= C_{\text{o}d}(S_z;\ 0{,}3;\ 0{,}02);\\
x_6 &= C_{\text{o}d}(B;\ 20;\ 2{,}5),
\end{aligned}\right\} \quad (14)$$

где d — диаметр фрезы, мм; v — скорость резания, м/мин; t — глубина фрезерования (размер, перпендикулярный оси фрезы), мм; S_z — подача, мм/зуб; B — ширина, мм.

Предварительно была программно сформирована "сетка" сочетаний пяти рассмотренных переменных на пяти уровнях каждой переменной, всего $N = 5^5 = 3125$ точек в пределах минимальных и максимальных значений по процедурам (14). Из этих точек исключены технически невыполнимые точки по условию $t > d$, т. е. для фрезерования концевой фрезой его глубина не может быть больше диаметра фрезы. По оставшимся $N = 2500$ точкам сочетаний переменных выполнен расчет стойкости (10) и крутящего момента (8), и таким образом были сформированы исходные базы данных для аппроксимации полиномиальными уравнениями. Из исходной базы данных дополнительно были исключены точки с очень малыми значениями стойкости.

Последовательно рассмотрены следующие полиномиальные модели для расчета стойкости: линейная, квадратичная, квадратичная со взаимодействиями переменных, третьего порядка со взаимодействиями переменных. Модели последовательно усложнялись для анализа и уменьшения погрешностей аппроксимации. В табл. 1 приведены результаты анализа. Для каждой модели указаны: число k членов; средняя квадратичная погрешность Q_{ksr}; средняя арифметическая погрешность Q_{ar}; соот-

Таблица 1

Результаты анализа аппроксимации стойкости концевых фрез полиномиальными уравнениями

Модель	Число членов k	Погрешность, мин		Связь расчетных и исходных значений
		Q_{ksr}	Q_{ar}	
Линейная	6	28,2	8,8	$T_p = 1{,}11T_i$
Квадратичная	11	25,3	8,3	$T_p = 1{,}09T_i$
Квадратичная со взаимодействиями	21	6,8	2,7	$T_p = 0{,}99T_i$
Третьего порядка со взаимодействиями	45	5,4	2,4	$T_p = 1{,}00T_i$

Таблица 2

Функции-полиномы и коэффициенты полиномиальных уравнений для функции $y = \lg(T)$

Номер члена модели	Функции-полиномы	Твердый сплав		
		ВК6М	ВК6—TiN	Р10
		Коэффициенты		
1	x_1	1,73834	1,62427	1,38102
2	x_2	0,08277	0,19304	0,07807
3	x_3	−1,21845	−1,09143	−0,96703
4	x_4	−0,08779	−0,17526	−0,04954
5	x_5	−0,15862	−0,35595	−0,15543
6	x_6	−0,10059	−0,21186	−0,10091
7	x_2^2	−0,02212	−0,04929	0,001
8	x_3^2	−0,00339	0,02081	0,06872
9	x_4^2	0,00178	0,02216	0,04203
10	x_5^2	−0,06859	−0,2218	−0,09368
11	x_6^2	0,00765	0,00781	0,02014
12	x_2x_3	0,07677	0,23047	0,06536
13	x_2x_6	0,0274	0,10192	0,00588
14	x_2x_4	0,01557	0,0226	−0,04664
15	x_2x_5	0,06247	0,21063	0,07488
16	x_3x_4	−0,06179	−0,18425	−0,04889
17	x_3x_5	−0,09933	−0,28791	−0,10863
18	x_3x_6	−0,05605	−0,16036	−0,03569
19	x_4x_5	−0,04984	−0,1787	−0,06181
20	x_4x_6	−0,01812	−0,07387	0,00229
21	x_6x_5	−0,03632	−0,13694	−0,02581
22	x_3^3	−0,13957	−0,20502	−0,18566
23	x_4^3	0,00645	0,02351	0,01183
24	x_5^3	0,00688	−0,04892	−0,07108
25	x_6^3	−0,00522	−0,0151	−0,0091
26	$x_2x_3^2$	0,01636	−0,02141	0,00229
27	$x_2x_6^2$	−0,00869	−0,02022	−0,00999
28	$x_2x_4^2$	−0,00013	−0,05034	−0,03757
29	$x_2x_5^2$	0,01876	0,10171	0,05003
30	$x_3x_2^2$	−0,01142	−0,03452	−0,00525
31	$x_3x_4^2$	0,0062	0,0138	0,0047
32	$x_3x_5^2$	−0,05114	−0,17653	−0,07842
33	$x_3x_6^2$	0,00573	0,01029	0,00731
34	$x_4x_2^2$	−0,01371	−0,00139	0,00264
35	$x_4x_3^2$	−0,02118	−0,02651	−0,02294
36	$x_4x_5^2$	−0,00901	−0,07936	−0,04042
37	$x_4x_6^2$	0,00834	0,01779	0,00697
38	$x_5x_2^2$	−0,00041	−0,0026	0,00091
39	$x_5x_3^2$	−0,04934	−0,08341	−0,04994
40	$x_5x_4^2$	−0,00035	−0,00736	0,00027
41	$x_5x_6^2$	0,0014	−0,00221	0,00333
42	$x_6x_2^2$	−0,00966	−0,03472	−0,00864
43	$x_6x_3^2$	−0,01682	−0,0069	−0,00912
44	$x_6x_4^2$	0,0088	0,02135	0,00721
45	$x_6x_5^2$	−0,01412	−0,06946	−0,01127

Примечание. Кодирование переменных — по выражениям (14).

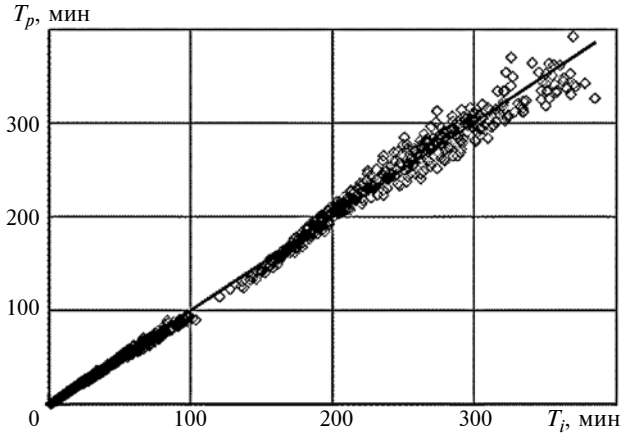


Рис. 4. Связь исходных значений стойкости T_i фрезы по базе данных и расчетных значений T_p по полиномиальному уравнению третьего порядка

ношение расчетного значения T по полиномиальному уравнению с исходным значением из базы данных. Следует отметить, что при переходах от линейной модели до модели третьего порядка погрешность уменьшилась в несколько раз.

В табл. 2 приведены функции-полиномы, составляющие модель третьего порядка со взаимодействиями переменных для расчета стойкости, и даны коэффициенты, соответствующие различным маркам твердых сплавов и рассчитанные по алгоритму (11).

В качестве примера на рис. 4 графически показана связь между исходными значениями стойкости T_i по базе данных и расчетными значениями T_p по полиномиальному уравнению, представленному в табл. 2 для твердого сплава марки ВК6М. Связь — практически линейная, характеристики связи и погрешности аппроксимации приведены в табл. 1, число точек $N = 2450$.

Аналогичные результаты аппроксимации получены для крутящего момента.

Анализ полиномиальных уравнений

В основу анализа уравнений положено построение линий уровня соответствующих функций в координатной плоскости "скорость резания — подача". Для построения линии уровня использована стандартная функция MATLAB *contour*. На рис. 5 для условий фрезерования заготовки из стали марки 12Х18Н10Т концевой фрезой из ВК6М приведены линии уровня, соответствующие стойкости $T = 30$, 90, 150 мин. Для расчета использовано полиномиальное уравнение (12) с соответствующими коэффициентами, приведенными в табл. 2 (диаметр фрезы $d = 16$ мм, глубина резания $t = 16$ мм, ширина фрезерования $B = 10$ мм).

Из графиков видно существенное влияние скорости резания на стойкость фрезы. Подача также влияет на стойкость, но в меньшей степени, чем скорость.

Аналогичный характер имеют линии уровня для различных значений диаметра фрезы, глубины резания, ширины фрезерования.

На рис. 6 приведены линии уровня стойкости $T = 90$ мм для концевой фрезы из разных твердых сплавов: мелкозернистого ВК6М, особо мелкозернистого Р10, с износостойким покрытием ВК6-TiN. Графики количественно подтверждают, что особо мелкозернистые твердые сплавы и твердые сплавы с износостойким покрытием позволяют значительно повысить скорость фрезерования.

Разработанные уравнения использованы для оптимизации режимных параметров фрезерования. Рассмотрена операция фрезерования паза на заготовке из стали марки 12Х18Н10Т концевой фрезой из особо мелкозернистого сплава Р10, диаметр фрезы $d = 16$ мм, глубина фрезерования $t = 16$ мм, ширина фрезерования $B = 10$ мм. В качестве целевой функции оптимизации принята минимизация штучного времени на операции.

Рассмотрены технологические ограничения:

по стойкости инструмента $F_1 = T(v, S_z) - T_z$, где $T(v, S_z)$ — стойкость по полиномиальному уравнению (12) с коэффициентами по табл. 2; $T_z = 90$ мин — минимальная стойкость;

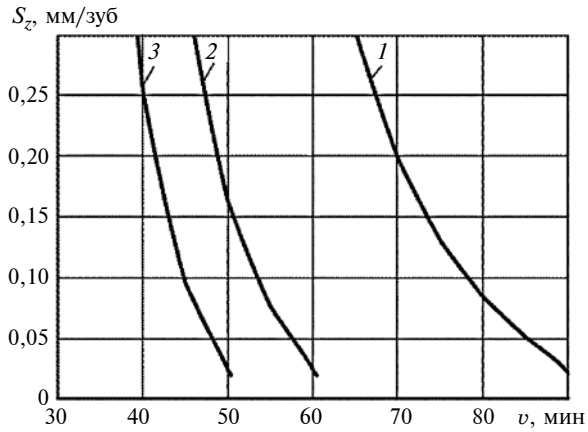


Рис. 5. Линии уровня, соответствующие стойкости $T = 30$ (*1*), 90 (*2*), 150 мин (*3*) твердосплавной концевой фрезы при обработке заготовки из коррозионно-стойкой стали

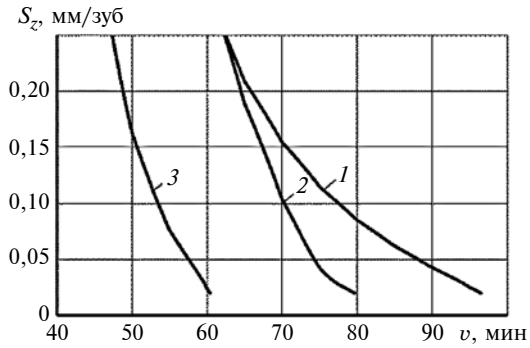


Рис. 6. Линии уровня, соответствующие стойкости $T = 90$ мин концевых фрез из твердых сплавов ВК6-TiN (*1*), Р10 (*2*), ВК6М (*3*) при обработке заготовки из коррозионно-стойкой стали

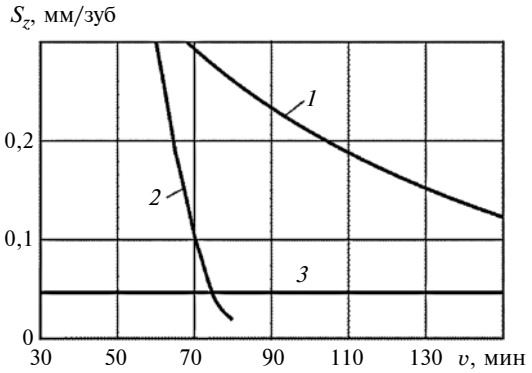


Рис. 7. Линии уровня, соответствующие технологическим ограничениям:

1 — мощности привода станка N = 7,5 кВт; *2* — стойкости T = 90 мин; *3* — шероховатости Ra = 3 мкм

по шероховатости обработанной поверхности $F_2 = Ra_z - Ra(v, S_z)$, где Ra_z = 3 мкм — заданная шероховатость обработанной поверхности; $Ra(v, S_z)$ — шероховатость как функция скорости и подачи;

по мощности привода станка $F_3 = N_z - N(v, S_z)$, где N_Z = 7,5 кВт — заданная мощность привода станка, $N(v, S_z)$ — мощность как функция скорости и подачи.

Для расчета параметра шероховатости при фрезеровании стали концевой фрезой использовано степенное уравнение, заимствованное из литературных источников:

$$Ra = \left(\frac{S_z B^{n_{S2}}}{C_S d^{n_{S1}}}\right)^{1/n_{S3}},$$

где постоянная и показатели степеней составляют: C_S = 0,0043; n_{S1} = 0,902; n_{S2} = 0,339; n_{S3} = 0,618.

Мощность связана с крутящим моментом соотношением $N(v, S) = \frac{M(v, S)n}{9554}$, где $M(v, S)$ — момент по полиномиальному уравнению (12).

Для иллюстрации решения на рис. 7 в координатной плоскости "скорость — подача" приведены линии уровня соответствующих технологических ограничений.

В учебном пособии [6] показано, что оптимальная точка, соответствующая оптимальному значению режимных параметров, находится как точка пересечения соответствующих линий уровня технологических ограничений. Для рис. 7 такой точкой является точка пересечения линии уровня стойкости и шероховатости обработанной поверхности.

Программно эту точку можно найти, используя стандартную функцию MATLAB *fsolve*, предназначенную для решения системы нелинейных уравнений:

$$[\mathbf{x}_o] = fsolve(@funvsp, [\mathbf{x}_n]),$$

где $\mathbf{x}_o$, $\mathbf{x}_n$ — векторы оптимальных и начальных значений режимных параметров, *funvsp* — пользовательская функция, составленная из функций F_1, F_2, описывающих технологические ограничения.

Оптимальные значения режимных параметров составили: $[\mathbf{x}_o]$ = [74,4; 0,047], т. е. скорость резания v_o = 74,4 м/мин, подача S_{zo} = 0,047 мм/зуб.

Заключение. Разработана и опробована методика расчета сил, температур, контактных давлений, скорости изнашивания, износа и стойкости инструмента при фрезеровании концевыми фрезами заготовок из коррозионно-стойкой стали. Методика не требует проведения дополнительных экспериментальных исследований. Отличительной особенностью методики является учет влияния разупрочнения обрабатываемого и инструментального материалов под действием температуры резания. Методика может быть распространена на другие виды и условия обработки.

Расчетные значения стойкости и крутящего момента резания аппроксимированы многофакторными полиномиальными моделями.

Полиномиальные модели рекомендованы для расчета или оптимизации режимных параметров фрезерования.

Оптимальные значения режимных параметров найдены как точка пересечения технологических ограничений по стойкости инструмента и шероховатости обработанной поверхности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Rott O., Homberg D., Mense C.** A comparison of analytical cutting force models // Preprint N. 1151, WIAS, Berlin, 2006. 23 p.
2. **Altintas Y.** Manufacturing Automation.Cambridge: University Press, 2000. 286 p.
3. **Prediction** of regenerative chatter by modelling and analysis of high-speed milling / R. P. H. Faassen, N. van de Wouw, J. A. J. Oosterling, H. Nijmeijer // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 43 (2003). P. 1437—1446.
4. **GARANT.** Справочник по обработке резанием. http://www.hoffmann-group.com/fileadmin/catalog/en/BK_ZHB_2009_en/blaetterkatalog/index.html.
5. **Грубый С. В.** Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами: Учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. 107 с.
6. **Грубый С. В.** Физические закономерности процесса изнашивания твердосплавных и алмазных инструментов: Учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2013. 123 с.
7. **Грубый С. В., Зайцев А. М.** Исследование концевых фрез при фрезеровании корпусных деталей из алюминиевых сплавов // Наука и образование. Электронное научно-техническое издание. 2013. № 12. http://technomag.bmstu.ru/doc/634375.html
8. **Грубый С. В., Зайцев А. М.** Обоснование условий фрезерования карманов в корпусных деталях из алюминиевых сплавов // Наука и образование. Электронное научно-техническое издание. 2014. № 5. http://technomag.bmstu.ru/doc/709770.html
9. **Резников А. Н.** Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

УДК 338.4

В. А. ВАСЯЙЧЕВА, канд. экон. наук, Г. А. САХАБИЕВА, канд. физ.-мат. наук
(Самарский государственный аэрокосмический университет
им. С. П. Королева), e-mail: VeraAVasyaycheva@yandex.ru

Анализ деятельности НПК "Уралвагонзавод"

Проанализирована деятельность предприятия железнодорожного машиностроения НПК "Уралвагонзавод". Сформулированы основные направления для решения организационно-экономических проблем, сдерживающих повышение конкурентоспособности предприятия.

Ключевые слова: предприятие железнодорожного машиностроения, конкурентоспособность, инновации, инвестиции, импортозамещение, эффективность.

The activity of Research and Production Corporation "Uralvagonzavod" railway machinery enterprise is analyzed. The general directions for solution of organization and economic problems, restraining increase of enterprise competitive ability, are formulated.

Keywords: railway machinery enterprise, competitive ability, innovations, investment, import substitution, effectiveness.

Эффективное развитие промышленных предприятий, а следовательно, и экономики страны в целом во многом зависит от наличия современного безопасного и скоростного транспорта. Отечественное транспортное машиностроение в настоящее время находится в состоянии кризиса, к тому же санкции усугубили накопленные ранее проблемы. Для выхода из сложившейся ситуации правительством РФ принята Программа развития отрасли на 2016 г. (распоряжение № 57-р от 21.01.2016 г.) [1]. Данная программа включает в себя комплекс мер, направленных на повышение безопасности железнодорожных грузовых и пассажирских перевозок, оптимизацию производственных мощностей предприятий отрасли, обновление парка подвижного железнодорожного состава, поддержание его в надлежащем техническом состоянии и продвижение продукции транспортного машиностроения на мировой рынок. В бюджете на 2016—2018 гг. запланированы расходы в размере 2 млрд руб. в год на мероприятия, стимулирующие спрос на выпускаемую продукцию. С 2017 г. по 1 млрд руб. в год будет выделяться на технологическое перевооружение предприятий. Программа государственной поддержки рассчитана до 2030 г.

Об эффективности ее реализации пока говорить рано. На начало 2016 г. сложилась неблагоприятная ситуация по развитию предприятий транспортного машиностроения — по сравнению с прошлым годом продажи снизились на 40 %. Производство магистральных электровозов и маневровых тепловозов в 2015 г. сократилось на 20 %. Это связано, во-первых, с сокращением инвестиционной программы ОАО "РЖД", во-вторых, с падением спроса промышленных предприятий, которые из-за нехватки средств покупают бывшую в употреблении технику и осуществляют модернизацию устаревших локомотивов. По сравнению с предыдущим годом на 55 % сократилась реализация грузовых вагонов, а в 2014 г. по сравнению с 2013 г. данный показатель снизился на 10 %.

По словам Г. В. Остапковича — директора института статистических исследований и экономики знаний, в 2016 г. при таком снижении отрасли существует вероятность достичь точки невозврата, если не будет положительной динамики ее функционирования, а стратегическое развитие будет откладываться до лучших времен [2].

Негативная динамика развития транспортного машиностроения может спровоцировать социальный коллапс: массовое сокращение работников и утрату ключевых компетенций. По всей стране наблюдается сокращение социальных расходов. В настоящее время на предприятиях отрасли занято более 200 тыс. чел. Существует острый дефицит квалифицированных кадров. Работникам заводов необходимо обучение, повышающее их квалификации и конкурентоспособность на рынке труда. Если оперативно не принять соответствующие меры, ситуация может стать критической, выпускать конкурентоспособную высокотехнологичную продукцию смогут лишь отдельные производители.

Мировой рынок транспортного машиностроения находится в прямой зависимости от внутрен-

Таблица 1

Основные финансово-экономические показатели УВЗ за 2003—2015 гг. [3], млрд руб.

Год	Выручка от продаж	Валовая прибыль	Чистая прибыль/ убыток	Кредиторская задолженность	Дебиторская задолженность	Инвестиции в развитие
2003	22,0	3,6	2,3	10,8	11,3	2,10
2004	24,2	2,2	0,5	12,1	11,2	2,40
2005	24,8	3,0	1,5	16,2	12,2	2,20
2006	30,1	4,3	3,3	27,8	13,1	1,50
2007	39,6	5,5	0,11	36,7	15,2	1,50
2008	37,5	4,9	−6,1	51,9	17,8	1,60
2009	36,3	9,3	−7,2	50,2	12,3	1,29
2010	55,1	16,6	5,7	34,0	13,7	2,01
2011	67,8	17,6	8,7	66,5	20,4	3,57
2012	96,9	29,6	9,5	92,3	32,6	4,37
2013	69,0	10,0	0,44	67,2	37,6	5,89
2014	74,1	12,9	−4,8	35,4	47,4	11,40
2015	47,5	5,7	−10,9	44,6	59,7	7,50

ней и внешней политики государства. В настоящее время выход российских компаний на европейский рынок очень осложнен. Отечественные производители сегодня ориентированы на страны, с которыми нет ограничений для сотрудничества. К ним относятся Болгария, Польша, Латвия, Литва, Эстония, Сербия, Египет, Монголия. Однако предприятия транспортного машиностроения РФ во многом уступают по конкурентоспособности зарубежным производителям и, в частности, ввиду отсутствия производителей высококачественных комплектующих (в этой области задача импортозамещения практически не решена), а также из-за избытка устаревших производственных мощностей, требующих больших затрат на содержание и обслуживание — примерно 70 % оборудования эксплуатируется уже более 25 лет.

ОАО "Научно-производственная корпорация "Уралвагонзавод" (УВЗ) — крупнейший производитель подвижного состава для грузовых перевозок и различной железнодорожной техники, имеет мощный технический и интеллектуальный потенциалы. Среди отраслевых предприятий только УВЗ выпускает весь спектр необходимых комплектующих и полностью обеспечивает собственное производство. Инновационные разработки предприятия внесли большой вклад в развитие отрасли. В 2014 г. УВЗ был удостоен международной премии JEC Awards за создание инновационного вагона-хоппера, кузов которого впервые в мире был изготовлен из композитного материала методом вакуумной инфузии. В настоящее время завод является центром интегрированной структуры, объединяющей более 40 промышленных предприятий, которые обеспечивают замкнутый цикл выпуска продукции, а также научно-исследовательские институты и конструкторские бюро.

Основными конкурентами УВЗ являются: ОАО "Алтайвагон" (г. Новоалтайск), ОАО "Рузхиммаш" (г. Рузаевка), ОАО "Азовмаш" (г. Мариуполь), ОАО "Крюковский ВСЗ" (г. Кременчуг), ОАО "Днепровагонмаш" (г. Днепродзержинск), ОАО "Стахановский ВСЗ" (г. Стаханов), ЗАО "Тихвинский ВСЗ" (г. Тихвин).

Уралвагонзавод на российском рынке грузовых вагонов является лидером. В условиях профицита вагонов отлаженное производство комплектующих позволяет предприятию поставлять их другим предприятиям, однако за последнее десятилетие в связи с увеличением емкости рынка и освоением производства подвижного состава на других заводах произошло снижение доли производимой УВЗ продукции в общем рынке.

Проанализируем статистические показатели деятельности предприятия, представленные в табл. 1 и 2 [3]. За 2008—2009 гг. УВЗ сократил производство грузовых вагонов в 2 раза. В 2010—2012 гг. наблюдалась положительная динамика развития производства. По всем экономическим показателям 2012 г. стал пиковым за всю историю УВЗ. Это связано с производством и реализацией вагонов нового поколения как на отечественном рынке, так и в странах СНГ.

На протяжении последних четырех лет выпуск железнодорожной продукции постепенно снижался, это объясняет отрицательные финансовые показатели 2014—2015 гг.

Изменения финансовых показателей деятельности УВЗ за 2003—2015 гг. показаны на рис. 1: показатели 1—3 (см. нумерацию в табл. 1) — графики на рис. 1, *а*; показатели 4—6 представлены на рис. 1, *б*; на рис. 1, *в* показана динамика коэффициента рентабельности продаж (см. табл. 2).

Основными причинами снижения эффективности деятельности УВЗ являются:

затруднения в сбыте продукции (в 2015 г. в России спрос на

Таблица 2

Динамика коэффициента рентабельности продаж за 2002—2015 гг. [3]

Год	Коэффициент рентабельности, %	Отклонение коэффициента от предыдущего года, %
2002	19	—
2003	10	53
2004	14	140
2005	18	129
2006	12	67
2007	11	92
2008	7	64
2009	11	157
2010	19	173
2011	18	95
2012	17	94
2013	7	41
2014	5	71
2015	4	80

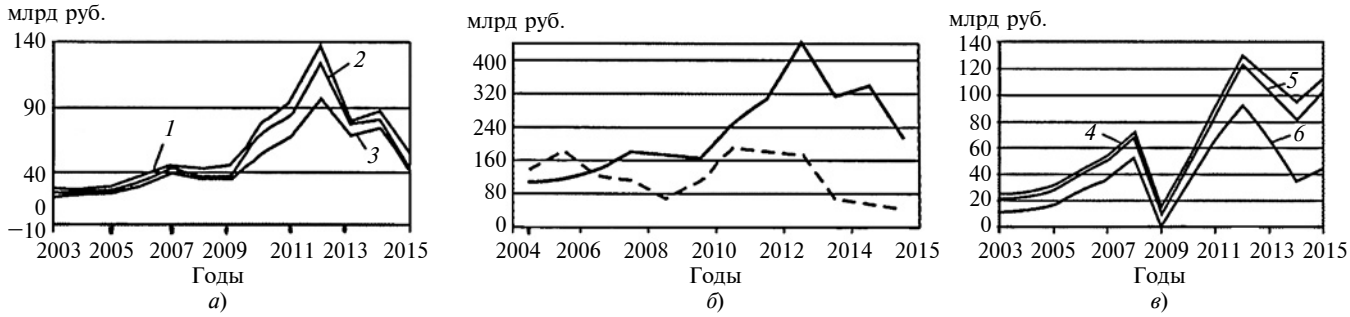


Рис. 1. Графики основных финансово-экономических показателей УВЗ за 2003—2015 гг.

данную продукцию практически отсутствовал);

стагнация вагоностроительного производства; продление санкций и ослабление российского рубля; рост закупочных цен на сырье, материалы и электроэнергию, не соответствующие росту цен на производимую продукцию;

зависимость отрасли от металлургической промышленности: повышение цен на металл удорожало продукцию, снижен спрос, отсутствие госзаказов;

несвоевременная оплата продукции и рост дебиторской задолженности;

сокращение объемов иностранных и внутренних инвестиций;

ухудшение эксплуатационных показателей оборудования (износ 60—70 %);

низкий темп обновления и модернизации производства;

низкая зафуженность производственных мощностей (менее 80 %);

отсутствие свободных денежных средств на модернизацию производства;

снижение конкурентоспособности продукции относительно зарубежных аналогов;

появление на рынке новой современной продукции конкурентов;

низкое использование опыта ведущих производителей;

низкий профессионализм кадров;

уход высококвалифицированных кадров;

неэффективная система управления персоналом.

Низкая финансовая устойчивость УВЗ обусловливает значительную кредиторскую задолженность предприятия, которая в 2015 г. по сравнению с 2014 г. увеличилась на 26 %. В 2015 г. предприятие оказалось на грани банкротства. По решению Московского арбитражного суда было арестовано 524 млн руб. предприятия в связи с задолженностью свыше 7 млрд. руб. В августе 2015 г. и январе 2016 г. в арбитражный суд Свердловской области поступили заявления от ООО "Торговый дом Токем" и ООО "Авангардстрой" о признании УВЗ банкротом в связи с задолженностью перед предприятиями в размере соответственно 2 и 10 млн руб. На сегодняшний день объем кредиторской задолженности гораздо больше валовой выручки предприятия. Даже при условии полного погашения дебиторской задолженности их средств не хватит для расчетов с кредиторами.

По оценкам экспертов в связи с отсутствием заказов на гражданскую продукцию многие дочерние предприятия УВЗ испытывают значительные трудности. "Спасательным кругом" для предприятия могут стать введенные в 2014 г. Правительством РФ нормы, запрещающие продление срока эксплуатации вагонов без соответствующей модернизации и последующей сертификации. Кроме того, установлены скидки на эксплуатацию инновационных вагонов, которые компенсируются из средств федерального бюджета [4]. В соответствии с данным постановлением модернизация устаревшего вагонного парка становится для предпринимателей экономически нецелесообразной, поэтому они будут вынуждены приобретать новые вагоны. В 2016 г. ожидается выбытие из эксплуатации свыше 65 тыс. вагонов, что станет предпосылкой повышения спроса на продукцию УВЗ.

Топ-менеджмент УВЗ пытается решить часть проблем выходом на международный рынок. Так, в 2015 г. осуществлены поставки вагонов в Азербайджан, в 2016 г. предполагается поставка 700 пассажирских вагонов в Египет, ведутся переговоры с Ираном, Казахстаном и Туркменией.

Основной специализацией УВЗ являются полувагоны, платформы и цистерны (табл. 3), предприятием выпускаются хопперы и инновационные вагоны.

Графики выпуска продукции на УВЗ за 2003—2015 гг. представлены на рис. 2. В 2015 г. объем выпуска подвижного состава был в несколько раз ниже, чем в

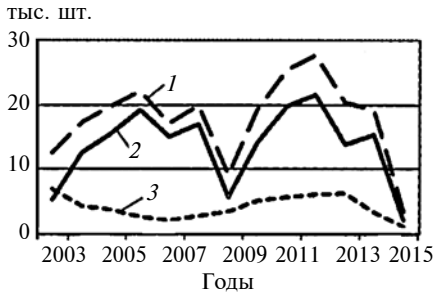


Рис. 2. Графики выпуска продукции на УВЗ за 2003—2015 гг.:

1 — подвижной состав; *2* — вагоны и полувагоны; *3* — цистерны

предыдущие годы. В условиях отсутствия спроса на продукцию вагоностроения основной упор сделан на производство запчастей для подвижных составов. Однако данный показатель снизился почти на 60 % по сравнению с 2014 г. Спад производства в 2015 г. был гораздо ниже, чем в кризисный 2009 г. Это объясняется тем, что основной упор был сделан на реализацию государственного оборонного заказа и выпуск изделий семейств "Армата", "Коалиция-СВ", а также специальные пожарные машины. В 2016 г. предстоят серьезные работы по повышению конкурентоспособности и финансовому оздоровлению предприятия, созданию перспективной продукции и укреплению внутренних кооперационных связей.

В соответствии со сложившейся ситуацией произведена корректировка производственных планов на 2016 г. Пересмотрен в сторону увеличения объем экспорта продукции. Однако без восстановления баланса спроса и сокращения профицита парка даже инновационные вагоны не будут востребованы [5]. Руководство предприятия планирует заявку на дополнительные госгарантии. В 2015 г. правительством уже были выделены госгарантии на рефинансирование 70 % задолженности в размере 16,7 млрд. руб.

Концепция конкурентоспособности транспортного машиностроения предполагает финансовое обеспечение высокопрофессиональным работниками отрасли [6]. Технологичность выпускаемой продукции требует наличия большого числа высококвалифицированных специалистов разной специализации. Тяжелая экономическая обстановка на УВЗ пока не спровоцировала волну массового сокращения персонала, как на ряде других предприятий транспортного машиностроения страны, однако до 31 декабря 2015 г. четыре тысячи работников предприятия были переведены на режим неполной занятости и примерно столько же отправлены в отпуск с частичным сохранением заработной платы. В основном это работники вагоносборочного и металлургического производств, а также ряда вспомогательных подразделений. В настоящее время вынужденные отпуска закончились. В связи со сложившейся ситуацией работающие сотрудники получали заработную плату не в полном объеме и с большими задержками. На сегодняшний день на УВЗ работает 30,3 тыс. чел., по сравнению с 2014 г. численность сократилась на 600 человек. Фонд заработной платы в 2015 г. составил 11,1 млрд руб., что на 9 % меньше, чем в предыдущем году. Социальные выплаты на 10 % были ниже 2014 г. и составили 620 млн руб. (табл. 4). Среднемесячная заработная плата персонала — около 33 тыс. руб. К сожалению, выплачивается она не регулярно — имели место задержки выплаты в сентябре 2015 г.

В начале 2016 г. на УВЗ началась оптимизация численности сотрудников. Всего на предприятии планируется сократить 5÷10 % работников, из них часть сотрудников ИТР уже переведена на рабочие должности, их прежние рабочие места сокращены.

Одним из направлений стабилизации сложившейся ситуации

Таблица 3

Динамика выпуска продукции на УВЗ за 2003—2015 гг. [3], тыс. шт.

Продукция	Год												
	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015
Вагоны и полувагоны	5,2	12,5	15,5	19,2	15,0	16,9	5,65	14,1	19,7	21,5	13,8	15,3	2,1
Цистерны для нефтепродуктов	7,0	4,4	3,8	2,7	2,1	2,8	3,5	5,17	5,7	6,1	6,3	3,3	1,1
Прочее	0,4	0,4	0,5	0,2	0,1	0,2	0,05	0,03	0,1	0,2	0,3	0,6	0,3
Итого	**12,6**	**17,3**	**19,8**	**22,1**	**17,2**	**19,9**	**9,2**	**19,3**	**25,5**	**27,8**	**20,4**	**19,2**	**3,5**
Запасные части, млрд руб.	0,6	0,7	1,23	1,37	1,07	1,14	0,20	0,47	0,59	0,90	1,53	1,49	0,6

Таблица 4

Динамика производственных показателей УВЗ за 2004—2015 гг. [3]

Показатель	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015
Число работников, тыс. чел.	26,1	26,2	35,1	33,5	33,8	30,5	21,9	28,2	30,9	30,5	30,9	30,3
Относительный рост численности работников к году, %:												
предыдущему	—	100,4	134	95	100,1	90	72	129	110	99	101	98
2004	100	100,4	135	128	130	117	84	108	118	117	118	116
Фонд заработной платы, млрд руб.	4,9	6,8	7,7	7,2	7,3	4,8	6,8	8,8	12,4	11,1	12,2	11,1
Социальные выплаты, млрд руб.	0,10	0,10	0,11	0,10	0,11	0,12	034	0,44	0,70	0,71	0,69	0,62
Рост производительности труда относительно предыдущего года, %	—	110	103	96	107	85	90	120	109	92	110	90

УДК 531.781.2

А. В. ДЕМОКРИТОВА, канд. техн. наук (Ульяновский ГТУ),
e-mail: Aleksandra.demokritova@yandex.ru

Определение уравнения упругой линии при изгибе стержней

Предлагается для определения упругой линии при изгибе стержней вместо двукратного интегрирования дифференциального уравнения рассчитывать деформации с помощью интеграла Мора, считая их постоянными при интегрировании и переменными после интегрирования.

Ключевые слова: упругая линия, дифференциальное уравнение, деформация, приведенная масса.

For the determination of the elastic line at beam bending, instead of double integration of a differential equation, to calculate deformations using Mohr's integrals, assuming them to be constant at integration and variable after the integration, is suggested.

Keywords: elastic line, differential equation, deformation, reduced mass.

При динамическом расчете стержней в машиностроении, приборостроении и строительстве необходимо определить уравнение упругой линии, которое, как правило, выполняется двукратным интегрированием дифференциального уравнения изгибающего момента и нахождением произвольных постоянных интегрирования из граничных условий [1]

$$M = EI\frac{\mathrm{d}^2 y}{\mathrm{d}x^2},$$

где x — координата сечения стержня; y — ордината упругой линии; E — модуль упругости; I — момент инерции площади сечения.

Автор работы [2] отмечает: "Вся история развития технических приемов вычисления перемещений путем использования упрощенного дифференциального уравнения упругой линии — это история борьбы с постоянными интегрирования, борьбы за облегчение их вычислений".

Следовательно, для определения упругой линии необходим другой подход. Чтобы избежать двукратного интегрирования и

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 83)

является участие УВЗ в реализации государственной Стратегии развития транспортного машиностроения России до 2030 г., в соответствии с которой основное внимание должно уделяться производству инновационных вагонов. Выпускаемые в настоящее время новые вагоны пока не полностью отвечают указанным требованиям. Важное место отводится повышению объемов грузоперевозок, что способствуют минимизации профицита грузового вагонного парка и формированию нового спроса. При этом руководство УВЗ особое внимание должно уделить планированию грузопотоков и анализу их перспективности. Это позволит оптимизировать выпуск востребованных вагонов. Также необходимо расширять диверсификацию производства и перечень уникальной наукоемкой продукции гражданского и военного назначения, обеспечивая опережающее развитие корпорации, в том числе, на основании НИОКР [7].

Таким образом, только комплексный подход к решению имеющихся проблем в транспортном машиностроении обеспечит экономической рост и развитие отрасли.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Распоряжение** № 57-р от 21.01.2016 г.: http://govemment.ru/media/files/Cs8OepPlGCOGFi7gHpAwpamU2gmub3ex.pdf

2. **Электронный** ресурс: http://in24.org/economics/20028

3. **Годовая** отчетность ОАО "Научно-производственная корпорация "Уралвагонзавод": http://www.uvz.ru/company

4. **Постановление** Правительства РФ № 737 от 31.7.2014 г. "О внесении изменений в единый перечень продукции, подлежащей обязательной сертификации". Электронный ресурс: http://docs.cntd.ru/document/420210933

5. **Электронный** ресурс: http://www.kommersant.ru/doc/2797657

6. **Васяйчева В. А., Сахабиева Г. А., Сахабиев В. А.** Развитие механизма управления предприятиями топливно-энергетического комплекса на основе совершенствования кадровой политики. Самара: Изд-во СМИУ, 2012. 140 с.

7. **Васяйчева В. А., Сахабиева Г. А.** Анализ отрасли транспортного машиностроения РФ // Вестник Самарского муниципального института управления. 2015. № 2. С. 81—93.

громоздких вычислений постоянных в произвольном сечении стержня, предлагается определять деформации с помощью интеграла Мора

$$y = \frac{l}{EI}\int_l M_F M_1 \mathrm{d}x,$$

где l — длина участка стержня; M_F и M_1 — изгибающие моменты от нагрузки F и от единичной нагрузки, приложенной в точке в заданном направлении [1].

Координата x, в которой определяется деформация, при интегрировании считается постоянной величиной, а после него — переменной. Тогда получаем искомое уравнение упругой линии в виде

$$y = f(x).$$

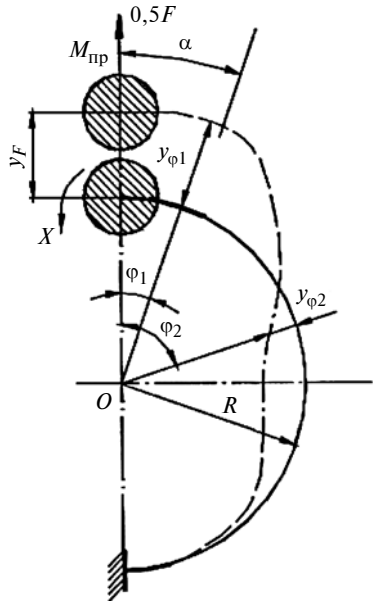
Этот же подход применяется и при деформации стержня прямого или малой кривизны [3]. Аналогично определяются и другие величины деформаций.

На рисунке приведена динамическая модель кольцевого силоизмерительного элемента, где R — средний радиус; α — конструктивный угол расположения прилива; F — нагрузка, приложенная к элементу; y_F и M — деформация и изгибающий момент в точке приложения нагрузки; $m_{пр}$ — приведенная масса полукольца.

Чтобы перейти от приведенной массы к сосредоточенной, необходимо рассмотреть равенство максимальных значений кинетической и потенциальной энергий конструкции при свободных колебаниях.

Известно, что

$$\int m y^2(x)\mathrm{d}x = M_{пр} y_F^2,$$



Динамическая модель кольцевого силоизмерительного элемента

где $y(x)$ — ординаты упругой линии.

Соответственно, в нашем случае:

$$M_{пр} = 2R\left(\int_0^{\alpha} m_1 y_{\varphi_1}^2 \mathrm{d}\varphi + \int_{\alpha}^{\pi/2} m_2 y_{\varphi_1}^2 \mathrm{d}\varphi\right)/y_F^2,$$

где m_1 и m_2 — массы единицы длины соответственно на участке прилива и тонкостенном участке; φ — угловая координата произвольного сечения; y_{φ_1} и y_{φ_2} — радиальные деформации соответственно на участке прилива и тонкостенном участке.

Угловая частота собственных колебаний определяется по уравнению

$$\rho = \sqrt{C_{пр}/M_{пр}},$$

где $C_{пр} = 0{,}5F/y_F$ — приведенная жесткость.

Далее необходимо определить уравнение упругой линии кольца, чтобы найти y_{φ_1} и y_{φ_2}.

Изгибающие моменты от единичной силы:

$$M_1 = 0 \text{ при } \varphi \le \varphi_1;$$

$$M_1 = -R\sin(\varphi - \varphi_1) \text{ при } \varphi > \varphi_1,$$

где φ_1 — угол приложения единичной силы.

С учетом переменной жесткости кольца необходимо рассчитать уравнения упругой линии для двух участков:

$$y_{\varphi_1} = 2\left\{\int_{\varphi_1}^{\alpha} \frac{M_F M_1 R\mathrm{d}\varphi}{cEI} + \int_{\alpha}^{\pi/2} \frac{M_F M_1 R\mathrm{d}\varphi}{EI}\right\} \text{ при } \varphi_1 \le \alpha;$$

$$y_{\varphi_1} = 2\left\{\int_0^{\alpha} \frac{M_F M_1 R\mathrm{d}\varphi}{cEI} + \int_{\alpha}^{\varphi_2} \frac{M_F M_1 R\mathrm{d}\varphi}{EI} \int_{\varphi_2}^{\pi/2} \frac{M_F M_1 R\mathrm{d}\varphi}{EI}\right\} \text{ при } \varphi_1 > \alpha,$$

где вместо φ_1 введем обозначение φ_2.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. 591 с.

2. **Пономарев С. Д.** Расчет на прочность в машиностроении. Т. 2. М.: МАШГИЗ, 1958. 974 с.

3. **Пат. 2090485 Рос. Федерация:** МПК B 66 C 13/16. Ограничитель грузоподъемности.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" — индекс **70120**;
"Пресса России" — индекс **27841**;
"Почта России" — индекс **60264**.