ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

3

2015

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 Машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Стромынский пер., 4.
Телефон: 8-(499)-268-38-58
Факс: 8-(499)-269-48-97

Адрес редакции:

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

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

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

Цена свободная

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

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Ветров В. А., Ивашов Е. Н., Федотов К. Д., Яговцев В. О. — Методы оптимизации технических решений пьезоприводов . . . 3

Либерман Я. Л., Летнев К. Ю., Горбунова Л. Н. — Системы шагового перемещения и плавного разгона—торможения конвейерных приводов . . . 11

Щербаков В. С., Корытов М. С., Вольф Е. О. — Алгоритм компенсации неуправляемых пространственных колебаний груза и повышения точности траектории его перемещения грузоподъемным краном . . . 16

Морозов В. В., Жданов А. В. — Кинематическая точность ролико-винтовых механизмов . . . 19

Пожбелко В. И. — Сравнительный анализ предельной тяговой способности плоско-, кругло- и клиноременной передач . . . 25

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Раднатаров В. Ц., Бохоева Л. А., Рогов В. Е. — Влияние антифрикционной добавки FORUM на изнашивание деталей двигателя легкового автомобиля . . . 30

Калиниченко В. И. — Работы и достижения в области трибологии ведущих специалистов ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН . . . 34

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Сундуков С. К., Фатюхин Д. С. — Технология окрашивания изделий с использованием ультразвука . . . 38

Кокорева О. Г., Шлапак Л. С. — Влияние скорости пластической деформации и схемы напряженного состояния на первичную рекристаллизацию металлов . . . 44

Агеева Е. В., Агеев Е. В., Карпенко В. Ю. — Размерный анализ частиц порошка, полученного из вольфрамсодержащих отходов электроэрозионным диспергированием в воде . . . 45

Огородников А. И., Жуков Ю. Н., Тихонов Э. Е., Савиных К. М. — Лезвийный инструмент для разделительных операций хрупких листовых заготовок . . . 47

Ширзадов Ф. М., Садыхов А. И., Гасымова Л. А. — Наплавка поверхности под действием магнитного поля . . . 50

Проблемы теории и практики резания материалов

Фомин А. А., Гусев В. Г., Сафин Р. Г., Сафин Р. Р. — Диспергирование припуска, снимаемого при профильном фрезеровании заготовки . . . 53

Красильников А. Я., Захаров П. Н. — Механизм изнашивания режущей грани задней поверхности инструмента при обработке детали прерывистым резанием . . . 57

Козочкин М. П. — Влияние нормальных мод колебаний технологической системы на качество обработки резанием . . . 59

Кузнецов А. П. — Структуры процессов и оборудования для обработки резанием. Часть 2. Структуры технологических процессов и их классификация . . . 65

Обработка материалов без снятия стружки

Травин В. Ю., Яковлев С. С., Грязев М. В. — Теоретические и экспериментальные исследования процесса комбинированной вытяжки осесимметричных деталей . . . 77

Додин Ю. С. — Расчет температуры и усилия при обработке давлением без предварительного нагревания заготовки . . . 83

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Большаков А. В., Буряков В. М., Горобцов А. С., Новиков В. В., Каныгина Е. А., Дьяков А. С. — Гидропневматическая система подрессоривания быстроходной гусеничной машины . . . 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Vetrov V. A., Ivashov E. N., Fedotov K. D., Yagovtsev V. O. — Optimization methods of engineering solutions of piezoactuators

Liberman Ya. L., Letnev K. Yu., Gorbunova L. N. — Systems of stepped displacement and scheduled acceleration—braking of conveyer actuators

Shcherbakov V. S., Korytov M. S., Vol'f E. O. — Algorithm of compensation of uncontrolled spatial load vibrations and improvement of trajectory accuracy of its transportation by hoisting crane

Morozov V. V., Zhdanov A. V. — Enduring accuracy of roller-screw mechanisms

Pozhbelko V. I. — Comparative analysis of limit pulling ability of flat-, curcular- and V-belt drives

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Radnatarov V. Ts., Bokhoeva L. A., Rogov V. E. — Influence of FORUM antifriction additive on wear process of parts of automobile motor

Kalinichenko V. I. — Work and achievements in the field of tribology leading specialists of the IMASH RAS

MANUFACTURING ENGINEERING

Sundukov S. K., Fatyukhin D. S. — Painting technology of products using ultrasound

Kokoreva O. G., Shlapak L. S. — Influence of plastic deformation rate and type of stressed state on primary recrystallization of metals

Ageeva E. V., Ageev E. V., Karpenko V. Yu. — Dimensional analysis of powder particles, obtained from tungsten-containing wastes by electroerosion dispersion in water

Ogorodnikov A. I., Zhukov Yu. N., Tikhonov E. E., Sayinykh K. M. — Edge tool for shearing operations of brittle sheet workpieces

Shirzadov F. M., Sadykhov A. I., Gasymova L. A. — Surfacing under action of magnetic field

Problems of theory and practice of materials cutting

Fomin A. A., Gusev V. G., Safin R. G., Safin R. R. — Dispersion of allowance, picked off at form milling of workpiece

Krasil'nikov A. Ya., Zakharov P. N. — Wear mechanism of cutting edge of clearance face of tool at processing of part by interrupted cutting

Kozochkin M. P. — Influence of eigen modes of technological system vibrations on quality of cutting

Kuznetsov A. P. — Structures of processes and equipment for cutting operations. Part 2. Structures of manufacturing processes and their classification

Chipless processing of materials

Travin V. Yu., Yakovlev S. S., Gryazev M. V. — Theoretical and experimental researches of combined drawing process of axisymmetric parts

Dodin Yu. S. — Analysis of force and temperature at forming without preliminary heating of workpiece

TECHNICAL INFORMATION

Bol'shakov A. V., Buryakov V. M., Gorobtsov A. S., Novikov V. V., Kanygina E. A., D'yakov A. S. — Hydropneumatic system of springing of high-speed track-laying machine

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

Сдано в набор 05.01.2015. Подписано в печать 14.02.2015.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2015

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.382.8:517.9

В. А. ВЕТРОВ, канд. техн. наук, Е. Н. ИВАШОВ, д-р техн. наук, К. Д. ФЕДОТОВ, В. О. ЯГОВЦЕВ
(Национальный исследовательский университет "Высшая школа экономики"), eivashov@hse.ru

Методы оптимизации технических решений пьезоприводов

Предложена оптимизация технического решения пьезоэлектрического актюатора по множеству критериев с использованием градиентного метода наискорейшего спуска. Рассмотрена итерационная процедура с поиском минимума перемещения по направлению к минимуму в области ограничений. Показано, что при разработке биморфных элементов пьезосканера необходимо учитывать их поперечные и продольные колебания.

Ключевые слова: пьезоактюатор, метод наискорейшего спуска, оптимизация технического решения, итерационный метод, комплексный метод, минимизация функции.

The optimization of engineering solution of piezoactuator on multiple criteria using gradient method of quickest descent is suggested. The iterative procedure with search of minimum of displacement in direction to the minimum in constraint zone is considered. It is shown, that at development of bimorph elements of piezoscanner it is necessary to take into account their lateral and longitudinal vibrations.

Keywords: piezoactuator, method of quickest descent, optimization of engineering solution, iterative method, multimeter method, function minimization.

При оптимизации технического решения часто возникает необходимость в определении критериев оптимизации и их влияния на конечный результат. Рассмотрим оптимизацию решения пьезоактюатора с системой терморегуляции (рис. 1), который содержит: пьезопривод *1* из пьезоколец *2*, между которыми установлены металлические кольца *3*; тепловую трубку *4*, закрепленную на свободном торце пьезопривода *1*; зонд *5*, установленный в тепловой трубке *4* и взаимодействующий с подложкой *6*; тепловая трубка *4* подведена к источнику жидкого азота *7*.

При подаче напряжения на металлические кольца *3* пьезопривод *1* деформируется вследствие обратного пьезоэффекта. При этом тепловая трубка *4*, жестко связанная со свободным торцом пьезопривода *1*, перемещает зонд *5* перпендикулярно подложке *6*. Таким образом, в результате электрического взаимодействия зонда *5* и подложки *6* осуществляется технологический процесс, при этом теплота из рабочей зоны зонда *5* передается жидкому азоту *7*.

Определим обобщенный (комплексный) критерий оптимизации пьезоактюатора, включающего в себя следующие критерии:

функциональные — погрешность δ перемещения, быстродействие τ устройства, его виброустойчивость v и термоустойчивость T;

экологический — показатель q загрязнения окружающей среды;

экономические — стоимость C устройства, срок Q окупаемости.

Зная состав обобщенного критерия оптимизации, можно установить закономерность потери качества пьезоактюатора в ходе эксплуатации.

Допустим, что известны показатели качества устройства $X_1, X_2, ..., X_k$ в функции от времени, определяющие его состояние. Если значения всех показателей $X_1 \div X_k$ качества не превышают их допустимые (критические) значения $X_{1\text{р}} \div X_{k\text{р}}$, то устройство работоспособно, т. е. $X_i \le X_{i\text{р}}$. Если часть

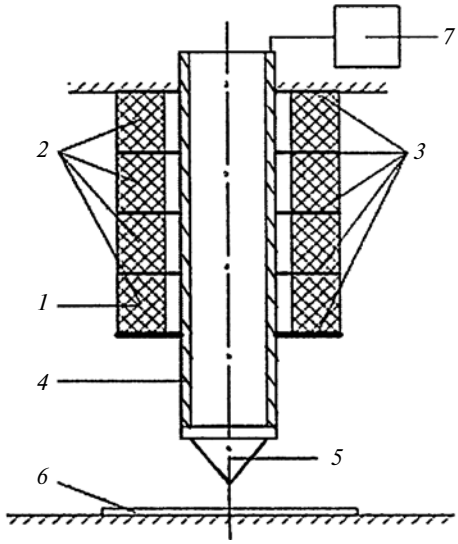


Рис. 1. Пьезоактюатор с системой терморегуляции

показателей превышают свои допустимые значения, то считается, что пьезоактюатор частично работоспособен.

Запас по определенному показателю качества определяется отношением его нормированного значения к текущему значению: $K_i = X_{in}/X_i$. Следовательно, получим коэффициенты запаса качества: по погрешности перемещения — $K_1 = \delta_n/\delta$, по быстродействию — $K_2 = \tau_n/\tau$, по экологическому показателю — $K_3 = q_n/q$, по стоимости — $K_4 = C_n/C$, по сроку окупаемости — $K_5 = Q_n/Q$, по вибро- и термоустойчивости — соответственно $K_6 = \upsilon_n/\upsilon$ и $K_7 = T_n/T$.

Однако показатели $X_1 \div X_k$ качества устройства, как правило, отличаются по значимости. С учетом этого обобщенный критерий качества будет иметь вид:

$$\frac{1}{K} = \frac{a_1}{K_1} + \frac{a_2}{K_2} + \frac{a_3}{K_3} + \ldots + \frac{a_7}{K_7}.$$

Здесь $a_1 \div a_7$ — коэффициенты значимости, определяемые методом экспертных оценок теории принятия решений, где $\sum\limits_{i=1}^{n} a_i = 1$. Тогда

$$K_N = \frac{1}{\sum\limits_{i=1}^{n} a_i/K_i}.$$

Далее используем метод наискорейшего спуска. Если градиент — направление наискорейшего возрастания функции, то противоположное направление — направление наискорейшего ее убывания.

Перемещение из точки x можно записать как $x + hd$, где d — направление; h — шаг перемещения. Следовательно, происходит перемещение из любой точки $(x_1, \ldots, x_n)$ в точку, соответствующую точке $(x_1 + \delta x_1, \ldots, x_n + \delta x_n)$. Здесь $\delta x_i = hd_i$, $x_i \in X \in G_x$, где d_i — косинусы направления d, причем

$$\sum_{i=1}^{n} d_i^2 = 1. \qquad (1)$$

Изменение функции f с точностью до первого порядка определяет выражение:

$$\mathrm{d}f = f(x_1 + \mathrm{d}x_1, \ldots, x_n + \mathrm{d}x_n) - f(x_1, \ldots, x_n) = \\ = \frac{\partial f}{\partial x_1}\delta x_1 + \ldots + \frac{\partial f}{\partial x_n}\delta x_n.$$

Частные производные вычисляются в точке x. Для наибольшего значения $\mathrm{d}f$ при выборе направления d_i решаем задачу максимизации с ограничением методом Лагранжа:

$$\varphi(d_1, \ldots, d_n) = \mathrm{d}f + \lambda(\Sigma d_i^2 - 1).$$

Тогда величина $\mathrm{d}f$, для которой справедливо выражение (1), достигает максимума при максимальном значении функции:

$$\varphi(d_1, \ldots, d_n) = h\left(\frac{\partial f}{\partial x_1}d_1 + \ldots + \frac{\partial f}{\partial x_n}d_n\right) + \\ + \lambda(d_1^2 + \ldots + d_n^2 - 1).$$

Следовательно, ее производная имеет вид:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial d_j} = h\frac{\partial f}{\partial x_j} + 2\lambda d_j \text{ при } j = 1, \ldots, n.$$

Если $\frac{\partial \varphi}{\partial d_j} = 0$, то $d_j = -\frac{h\partial f}{2\lambda \partial x_j}$, тогда

$$\frac{d_1}{\frac{\partial f}{\partial x_1}} = \ldots = \frac{d_n}{\frac{\partial f}{\partial x_n}}.$$

Следовательно, $d_i \sim \partial f/\partial x_i$, направление d параллельно $\nabla f(x)$ в точке x.

Наиболее локальное возрастание функции для заданного малого шага h, имеет место, если d является направлением $\nabla f(x)$ или $g(x)$.

Таким образом, направление наискорейшего спуска $-\nabla f(x)$ или $-g(x)$, тогда в упрощенном виде уравнение изменения функции можно записать как

$$\mathrm{d}f = |\nabla f(x)||\mathrm{d}x|\cos\theta,$$

где θ — угол между векторами $\nabla f(x)$ и $\mathrm{d}x$.

Для заданного $\mathrm{d}x$ минимальный угол $\theta = 180°$, тогда направление $\mathrm{d}x$ совпадает с направлением $-\nabla f(x)$.

Направление градиента в любой точке перпендикулярно к касательной линии наискорейшего спуска, поскольку вдоль этой линии функция постоянна. Если $(d_1, \ldots, d_n)$ — малый шаг вдоль линии уровня, то $f(x_1 + d_1, \ldots, x_n + d_n) = f(x_1, \ldots, x_n)$.

Следовательно,

$$\mathrm{d}f = \sum_{j=1}^{n} \frac{\partial f}{\partial x_j} d_j = [\nabla f(x)]^{\mathrm{T}} d = 0.$$

В методе наискорейшего спуска желательно использовать рассмотренное выше свойство направления градиента, так как на некотором шаге процесса оптимизации поиск минимума функции выполняется по направлению $-\nabla f(x_j)$. Данный метод является итерационным, на шаге i точка минимума аппроксимируется точкой x_i.

Следующей аппроксимацией будет точка $x_{i+1} = x_i - \lambda_i \nabla f(x_i)$, где λ_i — значение λ, минимизирующее функцию $\varphi(\lambda) = f(x_i - \lambda \nabla f(x_i))$.

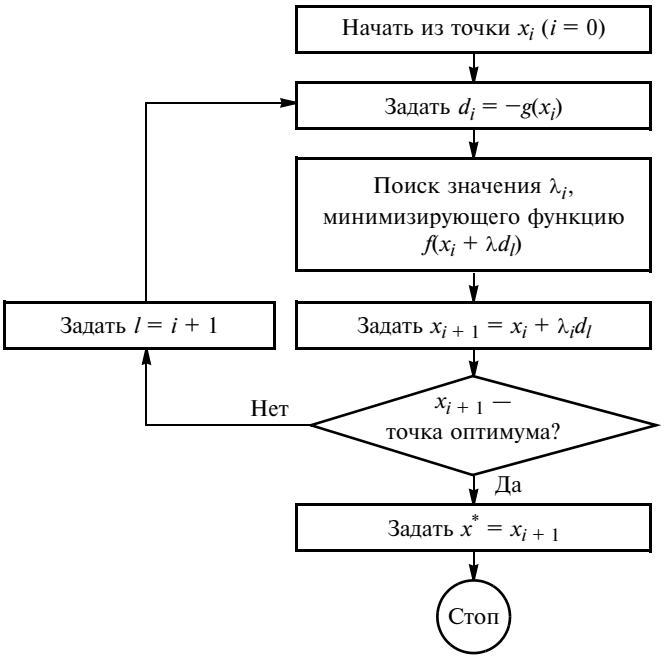


Рис. 2. Алгоритм нахождения значения λ_i

Значение λ_i можно найти методом одномерного поиска, блок-схема которого представлена на рис. 2.

С помощью метода наискорейшего спуска осуществляется поиск из заданной точки в направлении, параллельном одной из осей, до точки минимума в данном направлении. Затем поиск ведем в направлении, параллельном другой оси, и так далее. На каждом этапе поиск точки минимума ведется вдоль наилучшего направления. Данный метод позволяет выбрать наилучшее направление для оптимизации пьезоэлектрического актюатора по множеству критериев.

Оптимизация технического решения пьезоэлектрического сканера заключается в минимизации функции $f(x) = f(x_1, x_2, ..., x_n)$, где x определяется явными ограничениями:

$$l_j \le x_j \le u_j \text{ при } j = 1, 2, ..., n, \qquad (2)$$

а также неявными ограничениями:

$$g_i(x) \le b_i \text{ при } i = 1, 2, ..., m. \qquad (3)$$

Если целевая функция $f(x)$ и функции $g_i(x)$ выпуклые, то задача имеет единственное решение. Значение l_j и u_j — нижняя и верхняя границы переменных. Если в конкретной задаче заданные переменные теоретически не имеют ограничений, то предположение о наличии безопасных границ, т. е. границ, включающих оптимум, позволяет применять комплексный метод.

Данный метод является итерационным и предполагает, что известны значения n и m, l_j и u_j и начальная точка [см. неравенства (2) и (3)]. В первую очередь необходимо выбрать k точек, которые удовлетворяют ограничениям и вычислить целевую функцию во всех k точках. Множество этих точек называется комплексом. Установлено, что число этих точек должно быть больше $(n + 1)$ — числа точек, используемых в симплексном методе Нелдера—Мида, т. е. $k > (n + 1)$, и принял $k = 2n$.

Как уже отмечалось, предполагается, что точка x_1, удовлетворяющая всем ограничениям, установленным для пьезоэлектрического сканера, задана. Остальные точки, удовлетворяющие неравенству (2), можно выбрать, используя выражение:

$$x_{ij} = l_j + r(u_j - l_j) \text{ при } j = 1, 2, ..., n \text{ и } i = 2, 3, ..., k, \qquad (4)$$

где r — псевдослучайная равномерно распределенная переменная в интервале (0; 1).

Точки, выбираемые в соответствии с уравнением (4) для данного j, будут автоматически удовлетворять неравенству (2). Если эти точки удовлетворяют и неравенству (3), то они принимаются в качестве начальных точек комплекса. Если точка, выбранная в соответствии с уравнением (4), не удовлетворяет условию (3), то она смещается на половину расстояния до "центра тяжести" множества уже принятых точек, т. е. формируется точка, определяемая выражением

$$x_i' = (x_1 + x_c)/2, \qquad (5)$$

где $x_c = \frac{1}{i-1} \sum_{e=1}^{i-1} x_e$.

Если точка в выражении (5) все еще не является допустимой, то описанный выражением (4) процесс повторяется вновь до тех пор, пока точка не станет допустимой. Если функция $g_i(x)$ выпуклая, то в итоге ограничения будут выполняться. Поскольку точка x_1 находится внутри области ограничений пьезосканера, то комплекс будет состоять из допустимых точек.

Удобно упорядочить точки комплекса в соответствии со значениями функции. Процедуру инициализации комплекса можно описать с помощью блок-схемы (рис. 3), которая реализуется в программе операторами в строках с номерами до 1000.

Мы подошли к итерационной процедуре комплексного метода, в которой осуществляется поиск минимума перемещением по направлению к минимуму внутри области ограничений. Для этого необходимо следующее:

1. Найти точку с наибольшим значением функции x_h и центр x_0 остальных $(k - 1)$ точек пьезосканера.

2. Осуществить смещение от точки x_h и получить точку x_r отражением точки x_h относительно

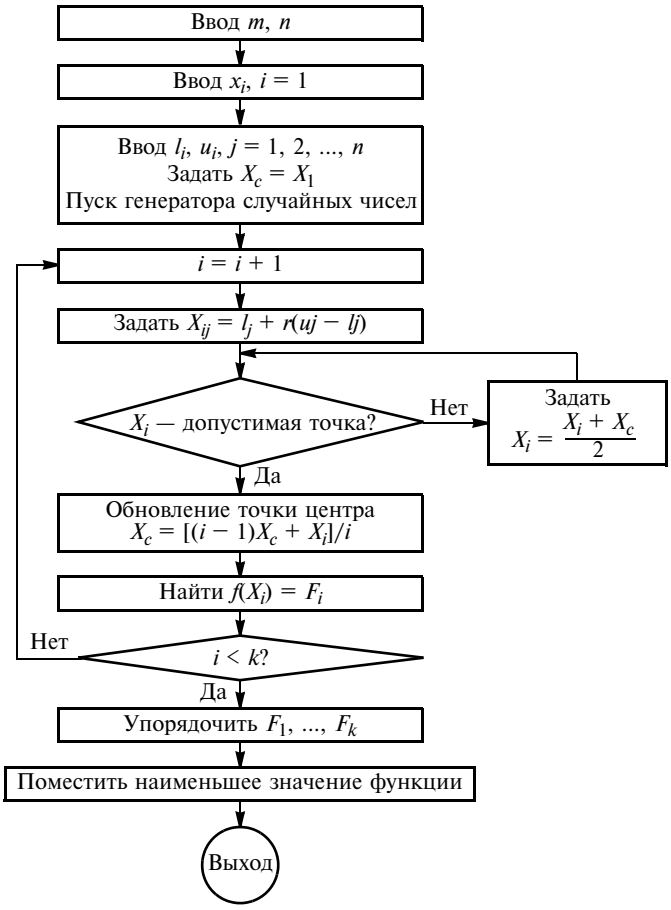


Рис. 3. Алгоритм итерационной процедуры комплексного метода

точки x_0, используя коэффициент отражения $\alpha > 1$. Это можно записать как $x_r = (1 + \alpha)x_0 - \alpha x_h$.

3. Проверить, является ли точка x_r допустимой:

а) если точка x_r не является допустимой и не выполняется ограничение для l_j, то полагаем, что $x_{rj} = l_j + 10^{-6}$; если не выполняется ограничение для u_j, то полагаем $x_{rj} = u_j - 10^{-6}$;

б) если не выполняются ограничения, то точку x_r переместить на половину расстояния между x_r и центром x_0, т. е. новое x_r составит $x_r = (x_r + x_0)/2$.

Затем выполнить повторную проверку на допустимость и повторять п. 3 до тех пор, пока не будет получена допустимая точка.

4. Если точка x_r является допустимой, то вычислим значение функции $f(x_r)$ и сравним с $f(x_k)$ — наибольшим значением функции пьезосканера.

Если $f(x_r) > f(x_k)$, т. е. хуже, чем наибольшее значение, полученное ранее, то точку x_r надо сместить к центру x_0 на половину расстояния между ними: $x_r = (x_r + x_0)/2$ и вернуться в п. 3.

5. Если $f(x_r) < f(x_k)$, то точку x заменить точкой x_r и точки значения функции комплекса снова упорядочить.

6. Вычислить две величины, используемые при проверке сходимости метода: среднее квадратическое отклонение σ для k значений функции и максимальное расстояние d_m между двумя точками пьезосканера. Первая величина вычисляется по формуле

$$\sigma = \left\{ \sum_{e=1}^{k} [f(x_e) - f]^2 / k \right\}^{1/2},$$

где $f = \frac{1}{k} \sum_{e=1}^{k} f(x_e)$.

Для вычисления σ^2 лучше использовать формулу

$$\sigma^2 = \left\{ \sum_{e=1}^{k} f(x_e)^2 - \frac{[\Sigma f(x)]^2}{k} \right\} / k.$$

7. Величины σ^2 и d_m проверяют на сходимость. Если они достаточно малы, то поиск минимума заканчивают. В противном случае необходимо вернуться в п. 1 и повторить процедуру для пьезосканера другой конструкции.

Оптимизация технического решения пьезосканера состоит, в частности, в разработке оптимальной конструкции биморфных элементов пьезосканера.

При разработке биморфных элементов пьезосканера для нанотехнологий необходимо учитывать их поперечные и продольные колебания, оказывающие существенное влияние на точность позиционирования острия кантилевера относительно подложки для наиболее точного нанесения на нее квантовых точек. Разные конструкции кантилевера привносят в устройство определенные особенности.

Пьезосканер должен работать в режиме антирезонанса, т. е. все резонансные частоты следует исключить. Это достигается как оптимизацией геометрии пьезосканера, так и выбором материала.

Устройством, в котором большее влияние оказывают поперечные колебания биморфного элемента, является устройство возбуждения кантилевера (рис. 4), которое состоит из держателя *1*, кантилевера *2* с основанием *3*, в состав которого

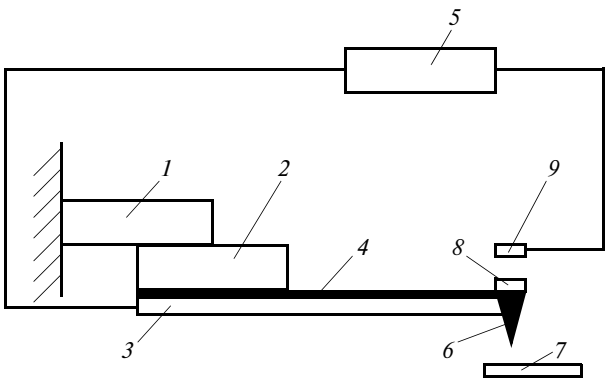


Рис. 4. Устройство возбуждения кантилевера

входит гибкая балка *4*, источника *5* возбуждения колебаний балки *4* с острием *6*, образца *7*. На гибкой балке *4* над острием *6* закреплена круглая магнитная нанопластинка *8*. Источник *5* возбуждения колебаний представляет собой генератор *9* магнитных колебаний с рабочими частотами до 200 кГц.

При изменении частоты генератора *9* магнитных колебаний изменяется и частота колебаний гибкой балки *4* с острием *6* в результате взаимодействия круглой магнитной нанопластинки *8* с генератором *9*, который выполнен на базе стандартной катушки индуктивности с сердечником.

Рассмотрим собственные формы колебаний биморфного элемента и определяющие их функции.

Простейшим периодическим решением уравнения свободных колебаний биморфного элемента является так называемое главное колебание

$$\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + C^2 \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = 0, \qquad (6)$$

в котором $y(x, t)$ изменяется с течением времени по гармоническому закону

$$y(x, t) = \varphi(x)\sin(\omega t + \alpha),$$

где $\varphi(x)$ — функция, которая устанавливает закон распределения максимальных (амплитудных) отклонений точек оси биморфного элемента от равновесного расположения и называется формой главного колебания или собственной формой; ω — собственная частота.

Расчет собственных частот и соответствующих им собственных форм осуществляется на основании решения уравнения собственных форм и краевых условий задачи.

Уравнение собственных форм однородной задачи $EJ\varphi^{IV}(x) - \omega^2\mu\varphi(x) = 0$ или

$$\varphi^{IV}(x) - k^4\varphi(x) = 0, \qquad (7)$$

где

$$k^4 = \frac{\mu\omega^2}{EJ}; \qquad (8)$$

или

$$k^4 = \frac{4\pi^2}{\lambda^2}\theta. \qquad (9)$$

Уравнение (5) имеет следующие независимые частные решения: $\cos(kx)$, $\sin(kx)$, $\mathrm{ch}(kx)$, $\mathrm{sh}(kx)$, а его общий интеграл имеет вид:

$$\varphi(x) = A\cos(kx) + B\sin(kx) + C\mathrm{ch}(kx) + D\mathrm{sh}(kx). \qquad (10)$$

Четыре произвольные постоянные A, B, C, D должны быть подобраны так, чтобы для функции $\varphi(x)$ выполнялись краевые условия, т. е. условия закрепления концов биморфного элемента. Как правило, число краевых условий равно числу произвольных постоянных — по два на каждом конце. Все они выражаются равенствами нулю двух из следующих четырех величин: $\varphi(x)$, $\varphi'(x)$, $\varphi''(x)$, $\varphi'''(x)$, пропорциональных соответственно прогибу, углу поворота, изгибающему моменту и перерезывающей силе в точках $x = 0$ или $x \equiv l$. Выполняя эти условия, получим четыре однородных уравнения, из которых найдем выражения и уравнение для определения собственных частот системы.

Наиболее удобной является система частных решений уравнения (7):

$$\begin{cases} S(x) = \frac{1}{2}(\mathrm{ch}(kx) + \cos(kx)); \\ T(x) = \frac{1}{2}(\mathrm{sh}(kx) + \sin(kx)); \\ U(x) = \frac{1}{2}(\mathrm{ch}(kx) - \cos(kx)); \\ V(x) = \frac{1}{2}(\mathrm{sh}(kx) - \sin(kx)). \end{cases} \qquad (11)$$

Функции S, T, U, V называются функциями Крылова. Найдем значения этих функций и их производных по аргументу kx до третьего порядка включительно при $x = 0$:

$$\begin{cases} S(0) = 1; \ S'(0) = 0; \ S''(0) = 0; \ S'''(0) = 0; \\ T(0) = 0; \ T'(0) = 1; \ T''(0) = 0; \ T'''(0) = 0; \\ U(0) = 0; \ U'(0) = 0; \ U''(0) = 1; \ U'''(0) = 0; \\ V(0) = 0; \ V'(0) = 0; \ V''(0) = 0; \ V'''(0) = 1. \end{cases} \qquad (12)$$

Определитель, составленный из этих величин, равен единице. Поэтому функции Крылова называют иногда функциями с единичной матрицей, а систему уравнений (11) — нормальной или фундаментальной системой интегралов уравнений (7).

Запишем уравнение (10) и представим тригонометрические функции в системе уравнений (11) через функции Крылова:

$$\varphi(x) = AS(x) + BT(x) + CU(x) + DV(x);$$

$$\begin{cases} \sin(kx) = T - V; \\ \cos(kx) = S - U; \\ \mathrm{ch}(kx) = S + U; \\ \mathrm{sh}(kx) = T + V. \end{cases}$$

Приведем выражения последовательных производных по x от функций $S(x)$, $T(x)$, $U(x)$, $V(x)$ до четвертого порядка включительно (таблица).

Одним из преимуществ функций Крылова является то, что с помощью них можно сразу написать

выражение общего интеграла уравнения (7), удовлетворяющего условиям на закрепленном конце ($x = 0$) и содержащего только две постоянные, которые определяются из условий на другом его конце ($x = l$).

Рассмотрим основную задачу функций Крылова. Колебания жестко закрепленного конца биморфного элемента составят $x = 0$, а свободного конца — $x = l$, тогда краевые условия: $\varphi(0) = \varphi'(0) = 0$; $\varphi''(l) = \varphi'''(l) = 0$.

Интеграл уравнения (7), удовлетворяющий условиям $x = 0$, имеет вид:

$$\varphi(x) = CU(kx) + DV(kx). \tag{13}$$

Условия для $x = l$:

$$\begin{cases} CS(kl) + DT(kl) = 0; \\ CV(kl) + DS(kl) = 0. \end{cases} \tag{14}$$

Тогда $S^2 - TV = 0$ или

$$\mathrm{ch}(kl)\cos(kl) + 1 = 0. \tag{15}$$

По таблицам [4] находим первые четыре корня уравнения (15): $kl = 1{,}875$; $4{,}694$; $7{,}855$; $10{,}996$.

Для первых четырех собственных частот по формуле (15) получаем:

$$\omega_1 = \frac{(1{,}875)^2}{l^2}\sqrt{\frac{EJ}{\mu}}; \tag{16}$$

$$\omega_2 = \frac{(4{,}694)^2}{l^2}\sqrt{\frac{EJ}{\mu}}; \tag{17}$$

$$\omega_3 = \frac{(7{,}855)^2}{l^2}\sqrt{\frac{EJ}{\mu}}; \tag{18}$$

$$\omega_4 = \frac{(10{,}996)^2}{l^2}\sqrt{\frac{EJ}{\mu}}. \tag{19}$$

Расчет периода колебаний

$$T = 2\pi/\omega \tag{20}$$

Выражения последовательных производных по x от функций $S(x)$, $T(x)$, $U(x)$, $V(x)$ до четвертого порядка включительно

Функция	Производные			
	первая	вторая	третья	четвертая
$S(x)$	$kV(x)$	$k_2U(x)$	$k_3T(x)$	$k_4S(x)$
$T(x)$	$kS(x)$	$k_2V(x)$	$k_3U(x)$	$k_4T(x)$
$U(x)$	$kT(x)$	$k_2S(x)$	$k_3V(x)$	$k_4U(x)$
$V(x)$	$kU(x)$	$k_2T(x)$	$k_3S(x)$	$k_4V(x)$

приведет к расчету первых четырех периодов колебания биморфного элемента:

$$T_1 = \frac{2\pi}{(1{,}875)^2}l^2\sqrt{\frac{\mu}{EJ}}; \tag{21}$$

$$T_2 = \frac{2\pi}{(4{,}694)^2}l^2\sqrt{\frac{\mu}{EJ}}; \tag{22}$$

$$T_3 = \frac{2\pi}{(7{,}855)^2}l^2\sqrt{\frac{\mu}{EJ}}; \tag{23}$$

$$T_4 = \frac{2\pi}{(10{,}996)^2}l^2\sqrt{\frac{\mu}{EJ}}. \tag{24}$$

При иных заданных начальных параметрах можно перейти к другой форме записи собственных частот и периодов.

Формула погонной массы биморфного элемента $\mu = m/l$.

С учетом формул массы $m = \rho V$ и объема $V = bhl$ получим выражение

$$\mu = \rho bh. \tag{25}$$

Момент инерции прямоугольного сечения определяем из выражения

$$J = \frac{bh^2}{12}. \tag{26}$$

Подставив в формулы (16—19) первых четырех собственных частот вместо величин E, μ и J формулы (25) и (26), получим выражения для определения первых четырех частот биморфного элемента:

$$\omega_1 = \left(\frac{1{,}007}{l}\right)^2 h\sqrt{E/\rho}; \tag{27}$$

$$\omega_2 = \left(\frac{2{,}522}{l}\right)^2 h\sqrt{E/\rho}; \tag{28}$$

$$\omega_3 = \left(\frac{4{,}220}{l}\right)^2 h\sqrt{E/\rho}; \tag{29}$$

$$\omega_4 = \left(\frac{5{,}908}{l}\right)^2 h\sqrt{E/\rho}. \tag{30}$$

С учетом выражения (12), получим окончательные формулы первых четырех периодов колебаний биморфного элемента:

$$T_1 = \frac{2\pi l^2}{1{,}007^2 h}\sqrt{\frac{\rho}{E}}; \tag{31}$$

$$T_2 = \frac{2\pi l^2}{2{,}522^2 h}\sqrt{\frac{\rho}{E}}; \tag{32}$$

$$T_3 = \frac{2\pi l^2}{4{,}220^2 h}\sqrt{\frac{\rho}{E}}; \tag{33}$$

$$T_4 = \frac{2\pi l^2}{5{,}908^2 h}\sqrt{\frac{\rho}{E}}. \tag{34}$$

В зависимости от заданных физико-механических параметров биморфного элемента и требуемых величин можно использовать как формулы (16—19, 21—23), так и формулы (27—30, 31—34).

Уравнение i-й собственной формы составим следующим образом. Из первого или второго уравнения системы уравнений (14), подставив туда $k_i l$, находим значение отношения

$$\frac{D}{C} = -\frac{S(k_i l)}{T(k_i l)} = -\frac{V(k_i l)}{S(k_i l)}.$$

Подставив его в уравнение (22), получим:

$$\varphi_i(x) = C\left|U(k_i x) - \frac{S(k_i l)}{T(k_i l)} V(k_i x)\right| =$$

$$= \left|U(k_i x) - \frac{V(k_i l)}{S(k_i l)} V(k_i x)\right|.$$

На рис. 5 представлены первые три формы поперечных колебаний биморфного элемента.

Для формирования квантовых точек на подложке можно использовать и другие пьезомеханические системы. Устройство формирования квантовых точек из газовой фазы, в котором превалируют продольные колебания пьезопривода, представлено на рис. 6. Оно состоит: из неподвижного основания *1*, установленного на основании пьезопривода *2* с зондом *3*, электрически связанным с подложкой *4*, которая установлена на подложкодержателе *5*; источника *6* гармонических колебаний напряжения, соединенного с зондом *3* и подложкой *4*; подложкодержателя *5*, выполненного с возможностью подачи внутрь полости *7* жидкого азота от источника *8*.

При перемещении зонда *3* посредством пьезопривода *2* относительно подложки *4* источник *6* гармонических колебаний напряжения посылает импульсы между зондом и подложкой, в результате чего формируются квантовые точки из газовой

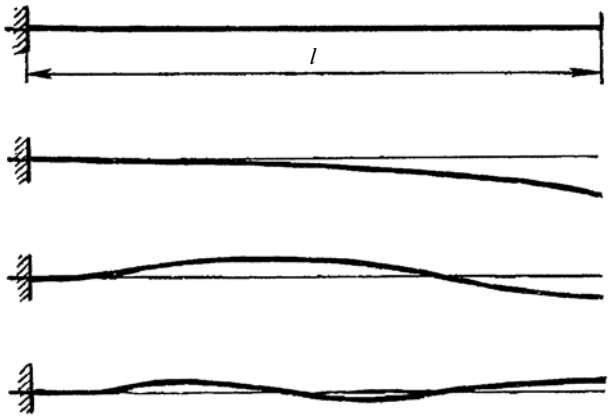


Рис. 5. Формы поперечных колебаний биморфного элемента

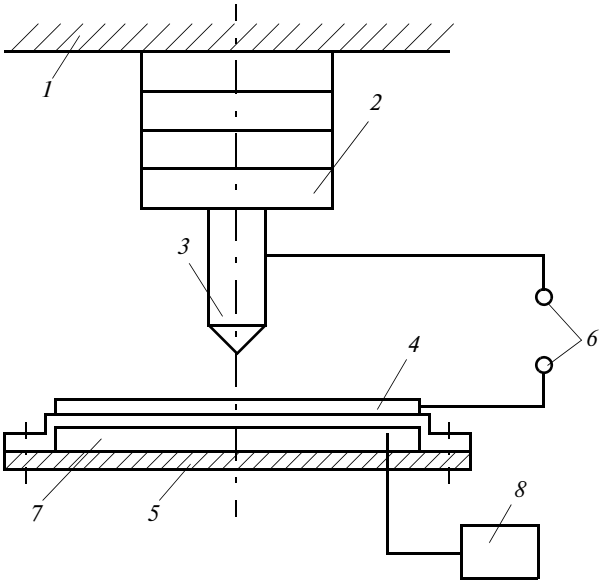


Рис. 6. Устройство формирования квантовых точек из газовой среды

среды, окружающей пространство между зондом *3* и подложкой *4*. При этом подложка охлаждается в результате подачи жидкого азота от источника *8* в герметичную полость *7* внутри подложкодержателя *5*, что приводит к уменьшению интенсивности испарения материала с поверхности подложки и его дрейфа.

На формирование квантовых точек существенно влияет резонанс, возникающий в пьезоприводе. Уравнения продольных колебаний биморфного элемента получаем как необходимые условия экстремума функционалов:

$$S_1 = \frac{1}{2}\int_{t_1}^{t_2}\int_0^l \left[\mu(x)\left(\frac{\partial y}{\partial x}\right)^2 - ES\left(\frac{\partial y}{\partial x}\right)^2 - Qy\right] \mathrm{d}x\mathrm{d}t.$$

Интегралы по x, взятые в пределах от 0 до l (l — ширина биморфного элемента) от первого и двух последних слагаемых в квадратных скобках, представляют собой кинетическую и потенциальную энергии рассматриваемой системы.

Необходимое условие экстремума функционала S_1 имеет вид:

$$\mu\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial x}\left[ES\frac{\partial y}{\partial x}\right] = Q(x, t).$$

Условие (3) является уравнением продольных колебаний.

Если $Q(x, t) \equiv 0$ и жесткость ES биморфного элемента постоянна по всей ширине биморфного элемента, то уравнение свободных колебаний однородного биморфного элемента имеет вид уравнения (11), где $C^2 = ES/\mu$.

Уравнение собственных форм продольных колебаний имеет вид:

$$\varphi''(x) + a^2\varphi(x) = 0,$$

где $a^2 = \dfrac{\omega^2\mu}{ES}$.

Задача о собственных формах и частотах колебаний приводится к интегрированию дифференциальных уравнений второго порядка с постоянными коэффициентами.

Частоты главных колебаний стержня образуют бесконечный дискретный ряд значений, которые пронумерованы в порядке возрастания и увеличиваются до бесконечности.

Рассмотрим продольные колебания биморфного элемента, в котором один конец жестко закреплен ($x = 0$), а другой свободен ($x = l$). В этом случае краевые условия представляют собой равенства: $\varphi(0) = 0$, $\varphi'(l) = 0$. Тогда находим постоянные B и D общего решения $\varphi(x) = B\cos(ax) + D\sin(ax)$; $B = 0$; $D\cos(al) = 0$.

Очевидно, что постоянная D не может равняться нулю, так как в противном случае $\varphi(x) = 0$. Нетривиальное решение получим при условии

$$\cos(al) = 0, \tag{35}$$

т. е. $al = \pi/2 + \pi k$.

Из условия (50) находим:

$$a_k = \frac{(2k-1)\pi}{2l};$$

$$\omega = \frac{(2k-1)\pi}{2l}\sqrt{\frac{ES}{\mu}}, \quad k = 1, 2, 3, \ldots . \tag{36}$$

Таким образом, из уравнения (35) находим собственные значения параметра a и вместе с тем определяем собственные частоты системы. Данное уравнение называется характеристическим или уравнением частот и соответствует вековому уравнению систем с конечным числом степеней свободы.

Учитывая выражения (20) и (36), получим период колебаний биморфного элемента $T = \dfrac{4l}{2k-1}\sqrt{\dfrac{\mu}{ES}}$.

Характеристическое уравнение частот можно получить и в другом виде.

Площадь поверхности полого цилиндрического биморфного элемента

$$S = \pi(R^2 - r^2). \tag{37}$$

С учетом формулы массы $m = \rho V$ и объема $V = l\pi(R^2 - r^2)$, получим выражение погонной массы:

$$m = \pi\rho(R^2 - r^2). \tag{38}$$

Стандартное выражение частоты колебаний соответствует формуле (9).

Подставив в выражение (36) вместо E, S и μ формулы (37) и (38), получим частоту колебаний биморфного элемента:

$$\omega = \frac{(2k-1)\pi}{2l}\sqrt{\frac{E}{\rho}}. \tag{39}$$

Величина, обратная ей,

$$\frac{1}{\omega} = \frac{2l}{(2k-1)\pi}\sqrt{\frac{\rho}{E}}.$$

С учетом выражений (20) и (38) получим окончательное уравнение периода колебаний биморфного элемента:

$$T = \frac{4l}{2k-1}\sqrt{\frac{\rho}{E}}. \tag{40}$$

В зависимости от заданных физико-механических параметров биморфного элемента и необходимых величин можно пользоваться формулами (20), (36), (32) и (40).

Предлагаемое устройство возбуждения кантилевера (см. рис. 2) расширяет функциональные возможности устройства, позволяя использовать схему "генератор магнитных колебаний — магнитная нанопластина". Применение устройства формирования квантовых точек из газовой среды (см. рис. 6) позволяет создавать квантовые точки с заданными промежутками.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ивашов Е. Н., Павлов А. Ю.** Исследование пьезосканеров в СЗМ. РИО МИЭМ, 2005. 32 с.
2. **Ивашов Е. Н., Федотов К. Д.** Трехкоординатный пьезопривод для сканирующей туннельной микроскопии // Фундаментальные проблемы радиоэлектронного приборостроения // Междунар. науч.-техн. конф. "INTERMATIC—2012". М.: МГТУ МИРЭА — ИРЭ РАН, 2012. С. 165—168.
3. **Вейник А. И.** Техническая термодинамика и основы теплопередачи. М.: Металлургия, 1965. 375 с.
4. **Бабаков А. И.** Теория колебаний. М.: Наука, 1965. 559 с.
5. **Пат. 125348 Рос. Федерации на полезную модель:** Устройство возбуждения кантилевера.
6. **Ивашов Е. Н., Князева М. П., Гамилова Т. П.** Модель формирования нанорисунка на подложке с учетом двух внутренних степеней свободы // МНТК "Фундаментальные проблемы радиоэлектронного машиностроения". INTERMATIC—2012. Ч. 3. М.: МИРЭА. 2012. С. 101—103.
7. **Ивашов Е. Н., Князева М. П., Степанчиков С. В.** Пьезоэлектрические сканирующие элементы зондовых микроскопов и нанотехнологического оборудования // МНТК "Фундаментальные проблемы радиоэлектронного машиностроения". INTERMATIC—2012. Ч. 4. М.: МИРЭА, 2012. С. 78—82.
8. **Банди Б.** Методы оптимизации. Вводный курс: Пер. с англ. М.: Радио и связь, 1988. 128 с.

УДК 621.867:681.5

Я. Л. ЛИБЕРМАН, канд. техн. наук, К. Ю. ЛЕТНЕВ
(Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург),
Л. Н. ГОРБУНОВА, канд. техн. наук (Сибирский федеральный университет, г. Красноярск), e-mail: Yakov_Liberman@list.ru

Системы шагового перемещения и плавного разгона–торможения конвейерных приводов

Рассмотрено управление ленточными конвейерами, которые используются в производственных системах с межоперационным транспортированием грузов на последовательно расположенных технологических позициях. Предложены технические решения, защищенные патентами РФ, для автоматического управления разгоном и торможением, а также рабочей скоростью привода этих конвейеров.

Ключевые слова: разгон, торможение, привод, ленточный конвейер.

The control of belt conveyers, used in manufacturing systems with in-process float of weights on sequentially located technological positions, is considered. The engineering solutions, protected by Russian patents, for automatic control of acceleration and braking processes, and also operating speed of actuator of the conveyers, are suggested.

Keywords: acceleration, braking, actuator, belt conveyer.

Для производственных систем, где требуется межоперационное транспортирование грузов, обрабатываемых на последовательно расположенных технологических позициях, характерна работа конвейеров с постоянной скоростью и периодическими остановами на определенное время.

В гибких автоматизированных производственных системах используют программное управление оборудованием и, в частности, работой конвейеров. Для управления ленточными конвейерами были разработаны специальные системы типа систем управления шаговыми перемещениями с программируемыми шагом и временем выстоя.

Цель данной работы — разработка автоматической системы управления ускорениями разгона и торможения, а также рабочей скоростью привода ленточного конвейера.

Системы управления ленточными конвейерами с шаговыми электроприводами и реле времени

Ранее системы управления ленточными конвейерами создавались на основе шаговых электроприводов и реле времени с часовым механизмом, т. е. задавалось время, в течение которого реле пропускало импульсы от специального генератора на кольцевой распределитель импульсов и далее на шаговый электродвигатель. Последний вращал приводной барабан конвейера. По истечении заданного времени реле переставало пропускать импульсы и привод конвейера останавливался. Реле продолжало работать вхолостую, отсчитывая время выстоя конвейера, после чего цикл повторялся. Однако у реле времени и шаговых двигателей были существенные недостатки. Поэтому сегодня системы шагового перемещения для ленточных конвейеров разрабатывают на основе регулируемых двигателей.

Одна из таких систем [1] приведена на рис. 1. Перед работой системы включают генератор импульсов *1*, на устройстве *9* в двоичном коде задают шаг периодического перемещения конвейера, а на устройстве *6* — время выстоя конвейера после очередного перемещения.

Счетчики *11* и *4* предварительно обнулены, на выходах элементов *12* и *3* выставлены нули, на выходах нуль-органов *13* и *18* —

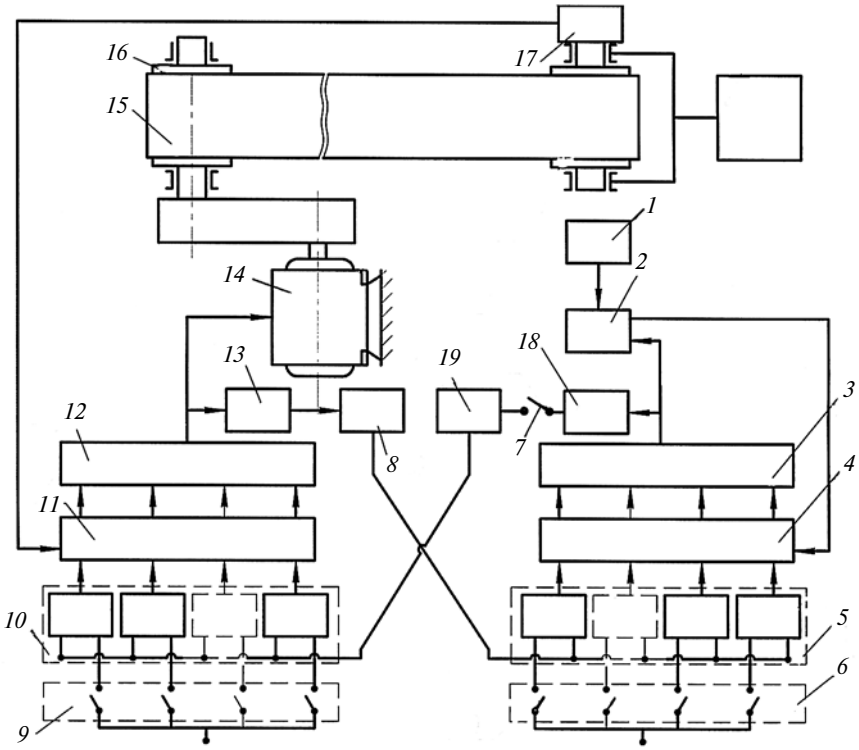


Рис. 1. Система управления ленточным конвейером с регулируемым двигателем

единицы, но поскольку они выставлены раньше, то на выходах дифференцирующих элементов *8* и *19* сигналов нет.

При включении выключателя *7* единица с выхода нуль-органа *18* поступает на дифференцирующий элемент *19* и отображается сигналом, из которого элемент *18* вырезает передний фронт. Получившийся в результате импульс с элемента *18* поступает на шину управления ключевой схемы *10*. Кодовая комбинация, набранная в устройстве *9*, проходит через ключевую схему и вводится в счетчик *11*. Она появляется также на выходах этого счетчика и на входах элемента *12*. На выходе этого элемента появляется единица. В результате этого включается привод *14* и приводной ролик *16* конвейера начинает перемещать ленту *15*. На выходе нуль-органа *13* единица превращается в ноль, но дифференцирующий элемент на это не реагирует, так как он способен вырезать из входного сигнала только передний фронт, но не задний. После начала перемещения ленты *15* датчик импульсов *17* начинает выдавать импульсы в вычитающий счетчик *11*. При приходе каждого импульса на счетный вход счетчика *11* число на его выходе уменьшается на единицу.

Когда запрограммированная кодовая комбинация будет отработана, счетчик *11* обнулится, на его выходах и на входах элемента *12* будут одни нули, на выходе элемента *12* появится ноль, привод *14* выключится, а на выходе нуль-органа *13* появится единица. При этом дифференцирующий элемент *8* выдаст короткий импульс, который поступит на управляющий вход ключевой схемы *5* и заставит кодовую комбинацию, набранную в устройстве *6*, пройти через шины параллельного ввода кода в счетчик *4*. На выходах счетчика *4* и на входах элемента *3* эта комбинация тоже появится, что создаст на выходе элемента *3* единицу. Когда единица поступит на вход нуль-органа *18*, на его выходе будет ноль, на который дифференцирующий элемент *19* не среагирует. Но, поступив на первый вход элемента "И" *2*, эта единица обеспечит проход через элемент *2* импульсов от генератора *1*, поступающих на второй вход элемента *2*. На выходе последнего появятся импульсы, которые будут поступать на счетный вход счетчика *4* и постепенно уменьшать введенную в него запрограммированную кодовую комбинацию.

Обнуление счетчика *4* будет означать, что запрограммированное время выстоя конвейера истекло. На выходе элемента *3* единица сменится нулем. Импульсы от генератора *1* на счетчик *4* не будут проходить, на выходе нуль-органа *18* появится единица, дифференцирующий элемент вырежет из нее передний фронт, на шину управления ключевой схемы *10* поступит импульс, в счетчик *11* снова введется кодовая комбинация, набранная в устройстве *9*, лента *15* конвейера начнет перемещаться и цикл повторится. Для прекращения повторения цикла достаточно разомкнуть выключатель *7*.

В описанной системе управления перемещение ленты конвейера и продолжительность его выстоя отсчитываются с высокой точностью (перемещение — до нескольких миллиметров, выстой — до нескольких секунд). Регулируемый привод (постоянного тока или асинхронный частотно-регулируемый) работает без пульсаций момента, свойственных шаговому приводу. Вместе с тем при коротких шагах и частых включениях-выключениях в данных системах возможен перегрев двигателя. Для предотвращения этого необходимо обеспечивать плавные разгон и торможение конвейера с учетом инерционности перемещаемых масс.

Системы управления ленточными конвейерами с контроллерами

Устройства и системы плавного разгона—торможения конвейера могут быть выполнены в виде контроллеров, формирующих последовательность команд, изменяющихся по определенному закону, или в виде регуляторов, плавно изменяющих аналоговый сигнал — задающий сигнал скорости привода.

На рис. 2 показана система управления конвейером с контроллером [2], состоящая из двух основных блоков: программируемой логической матрицы и блока считывания с нее информации, построенного на реверсивном регистре сдвига.

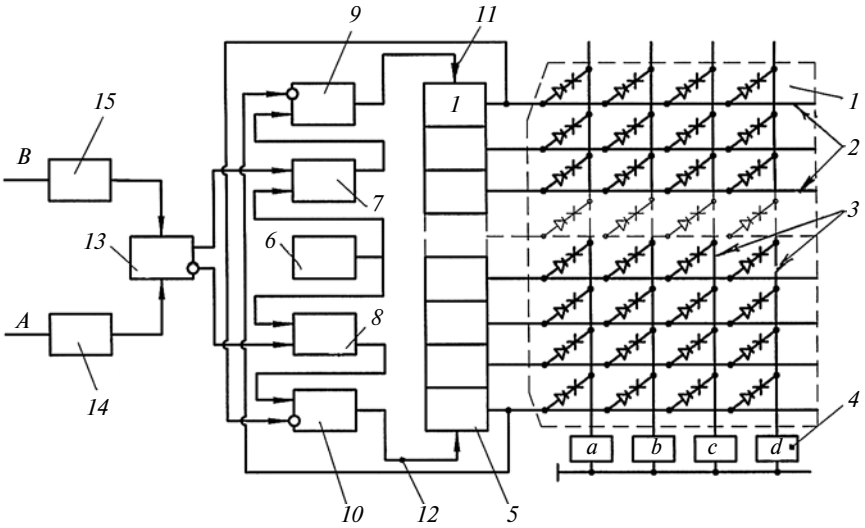


Рис. 2. Система плавного разгона—торможения конвейера с программируемой логической матрицей

Матрица *1* состоит из входных *2* и выходных *3* шин, соединяемых при программировании через диоды, что предотвращает возникновение ложных цепей (точки возможных соединений при программировании на рис. 2 обозначены). К выходным шинам подключены релейные исполнительные элементы *4* — электронные или электромагнитные реле *a*, *b*, *c*, *d*). Блок считывания информации с матрицы включает в себя реверсивный регистр *5* сдвига, генератор *6* импульсов, первый *7* и второй *8* логические элементы "И", первый *9* и второй *10* логические элементы "ЗАПРЕТ", шины *11* и *12* прямого и обратного сдвига регистра и RS-триггер *13*.

Выход генератора *6* импульсов соединен с первым входом первого (*7*) элемента "И" и с первым входом второго (*8*) элемента "И"; выход элемента *7* соединен с прямым входом первого (*9*) элемента "ЗАПРЕТ"; выход элемента *8* соединен с прямым входом второго (*10*) элемента "ЗАПРЕТ". Выход последней ячейки регистра *5* соединен с инвертирующим входом элемента *9*, выход которого связан с шиной *11* прямого сдвига регистра. Выход первой ячейки регистра *5* соединен с инвертирующим входом второго элемента *10*, выход которого связан с шиной *12* обратного сдвига регистра. Выходы регистра соединены с входными шинами *2* программируемой логической матрицы, прямой выход RS-триггера *13* соединен со вторым входом элемента *7*, инверсный выход RS-триггера — со вторым входом элемента *8*, причем первый вход RS-триггера *13* подключен через одновибратор *14* к шине *A* пуска контроллера, а второй вход — через одновибратор *15* к шине *B* его останова.

Перед использованием контроллера в первую ячейку регистра *5* сдвига записывают логическую единицу. В зависимости от конструкции привода, для управления которым применяется контроллер, и от инерционности перемещаемых им масс определяют закон разгона и торможения привода и необходимые для его реализации последовательности во времени комбинаций включаемых исполнительных элементов контроллера. В соответствии с полученными результатами программируют матрицу.

При использовании контроллера включают генератор *6* импульсов. Одновременно с этим подают сигнал "пуск" на шину *A*. На прямом выходе триггера *13* оказывается единица, а на инверсном — ноль. При этом первый элемент "И" (*7*) включен, а второй (*8*) — выключен. Импульсы от генератора *5* проходят через включенный элемент *7* на шину сдвига регистра, при этом единица в регистре начинает последовательно сдвигаться, подавая напряжение на первую, вторую, третью и т. д. входные шины матрицы. В соответствии с заданной программой будет появляться напряжение на выходных шинах *3* матрицы и в запрограммированных комбинациях последовательно включатся исполнительные элементы *4* контроллера, подавая на управляемый привод соответствующие сигналы, тем самым разгоняя его по заданному закону. Когда единица в регистре *5* дойдет до последней ячейки, сдвиг в регистре прекратится и исполнительные элементы *4* окажутся в состояниях, соответствующих окончанию разгона управляемого привода, т. е. его рабочему ходу. Для останова привода после предварительного его торможения на шину *B* контроллера подается сигнал "стоп". Триггер *13* переключается, на его прямом выходе появляется ноль, а на инверсном — единица. Импульсы от генератора *5* начнут проходить через второй элемент *8* и на шину *12* обратного сдвига регистра. Комбинации включенных исполнительных элементов *4* последуют в обратном порядке, а сигналы от них, поступая на управляемый контроллером привод, начнут снижать его скорость до тех пор, пока единица в регистре *5* не окажется в первой ячейке. Это приведет к включению исполнительных элементов в комбинации, соответствующей останову привода. После требуемого выстоя привод может быть снова введен в режим разгона сигналом "пуск" и цикл повторится.

Таким образом, описанный контроллер обеспечивает не только включения и выключения управляемого им привода, но и его разгон и торможение по требуемому закону. Однако у него есть и недостатки.

Во-первых, контроллер можно использовать для управления только приводами, скорость которых изменяется перекоммутацией обмоток двигателя или входящих в состав привода пусковых сопротивлений. Это обеспечивает более или менее плавные, но все же ступенчатые разгон и торможение привода. Во-вторых, при значительных изменениях массы груза, транспортируемого конвейером, матрицу контроллера следует перепрограммировать. Ликвидировать эти недостатки можно применением приводов с бесступенчатым регулированием скорости и конвейерных весов, автоматически измеряющих массу перемещаемого груза.

На рис. 3 приведена система управления конвейерным приводом с автоматической перенастройкой закона его разгона—торможения, в которой контроллер [3] является регулятором напряжения [4]. Основной его элемент — преобразователь код—напряжение *1*, выход которого соединен с выходной шиной *2* системы, подключаемой к управляемому приводу. В систему также входят: пороговый элемент *3* с регулируемым порогом срабатывания и нуль-орган *4*, рабочие входы которых соединены с вы-

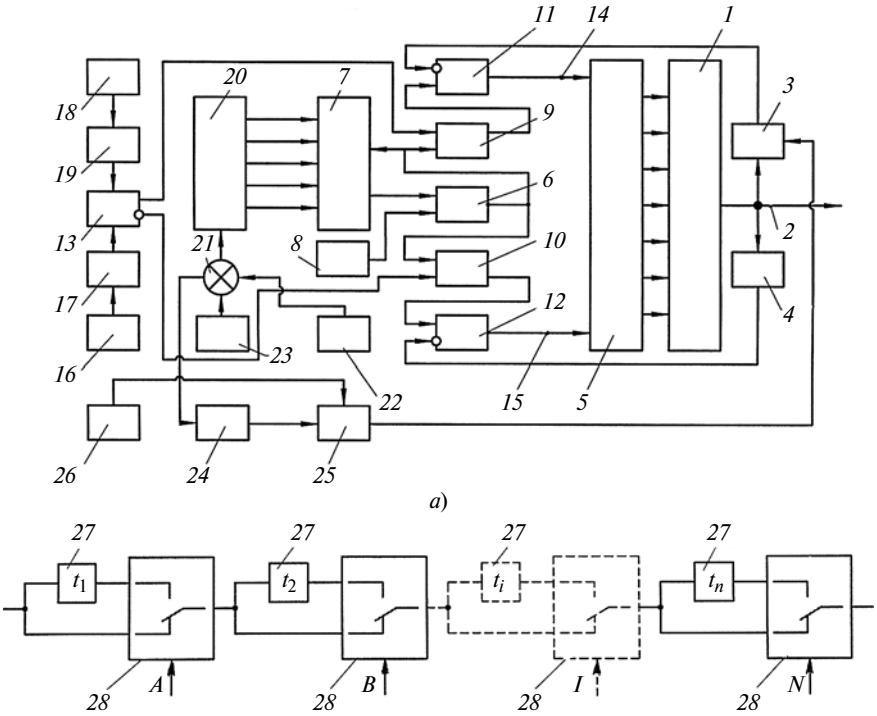


Рис. 3. Система управления конвейерным приводом с автоматической перенастройкой закона его разгона—торможения (*а*) и схема программируемого блока задержки генератора импульсов (*б*)

ходом преобразователя *1*; реверсивный двоичный счетчик *5* импульсов емкостью $2^{10} \div 2^{11}$, выходы которого подключены к входам преобразователя *1*; программируемый генератор импульсов, состоящий из двухвходового логического элемента "ИЛИ—НЕ" (*6*), выход которого является входом генератора, программируемого блока *7* задержки (его опорный вход соединен с выходом элемента *6*, а выход — с первым входом элемента *6*) и блока *8* формирования команды включения—выключения генератора, соединенного со вторым входом элемента *6*. Первый (*9*) и второй (*10*) логические элементы "И" соединены с выходом элемента *6*, прямой вход первого элемента "ЗАПРЕТ" (11) которого соединен с выходом логического элемента *9*; прямой вход второго логического элемента "ЗАПРЕТ" (*12*) соединен с выходом элемента *10*; прямой выход RS-триггера *13* соединен со вторым входом элемента *9*, а инверсный выход — со вторым входом элемента *10*. Выход элемента *11* соединен с суммирующим входом *14* реверсивного счетчика *5*, выход элемента *12* — с вычитающим входом *15* счетчика *5*, причем первый вход RS-триггера *13* подключен к задатчику *16* команды "пуск" (при необходимости это можно осуществить через формирователь импульсов — одновибратор *17*), второй вход RS-триггера подключен к задатчику *18* команды "Стоп" (через формирователь импульсов *19*). Выход порогового элемента *3* связан с инвертирующим входом элемента *11*, а выход нуль-органа *4* — с инвертирующим входом элемента *12*.

Система снабжена: аналого-цифровым преобразователем *20*, выход которого связан с программирующим входом программируемого блока *7* задержки генератора импульсов; сумматором *21*, выход которого соединен с входом аналого-цифрового преобразователя *20*; задатчиком *22* массы движущихся частей конвейера и датчиком *23* массы груза, перемещаемого конвейером, выходы которых соединены с входами сумматора *21*; блоком *24* вычисления квадратного корня из входного сигнала, вход которого соединен с выходом сумматора *21*; блоком *25* деления сигналов, первый вход которого (для ввода делителя) соединен с выходом блока *24*, второй вход (для ввода делимого) — с задатчиком *26* настроечного сигнала, а выход связан с регулировочным входом порогового элемента *3*.

Используемые стандартные элементы: кнопки *16* и *18*, потенциометр *26*, преобразователи *1* и *20*, счетчик *5*, а также описание логических элементов, нуль-органа *4* и порогового элемента *3* можно найти в справочнике [5]. Оригинальной является схема (рис. 3, *б*) программируемого блока *7* (см. рис. 3, *а*) задержки генератора импульсов, которая содержит элементы *27* (см. рис. 3, *б*) задержки опорного сигнала на время, кратное степени числа *2* (t_1; $t_2 = 2t_1$; $t_3 = 4t_1$; ...; $t_i = 2^{i-1}t_1$; ...; $\tau_n = 2^{n-1}t_1$) и аналоговые переключатели *28*, управляемые двоичными логическими сигналами "ноль" и "единица": *A*, *B*, ..., *I*, ..., *N*.

Блок состоит из ячеек, каждая из которых представляет собой две параллельные цепи: первая соединена с входом ячейки напрямую, вторая — через элемент *27*. Выходы цепей соединены с коммутируемыми входами переключателей *28* следующим образом: выходы первой цепи — с нормально замкнутыми входами, второй — с нормально разомкнутыми. Выходы переключателей *28* являются выходами ячеек. При этом все ячейки соединены последовательно, вход первой является опорным входом всего блока задержки, выход последней — выходом всего блока.

Перед эксплуатацией системы датчик *23* (см. рис. 3, *а*) устанавливают во взаимодействии с грузонесущими частями конвейера — в конвейерных весах, настраивают задатчик *26*. С помощью задатчика *22* в сумматор *21* вводится сигнал, отображающий массу

движущихся частей конвейера. Другой настройки системы не требуется, так как она будет работать с автоматической перенастройкой закона разгона—торможения привода в соответствии с массой груза, перемещаемого конвейером.

Автоматическая перенастройка осуществляется следующим образом. При загрузке конвейера датчик *23* массы груза выдает сигнал, который суммируется сумматором *21* с сигналом от задатчика *22* и поступает на аналого-цифровой преобразователь *20* и блок *24* извлечения квадратного корня. Преобразователь *20* программирует блок *7* задержки на определенное время задержки. Блок *24* передает сигнал блоку *25* деления, который выдает сигнал $k/\sqrt{m}$ (где k — сигнал от задатчика *26*; m — сигнал от сумматора *21*). При включении блока *8* включения—выключения генератора на его выходе появится ноль, который инвертируется элементом *6* в единицу, поступает на блок *7* и задерживается на запрограммированное время, затем поступает на элемент *6* и инвертируется в ноль. В результате на выходе элемента *6* создадутся импульсы, частота которых будет соответствовать массе конвейера с грузом. Одновременно с этим сигнал с выхода блока *25* поступает на регулировочный вход порогового элемента *3* и задает его порог срабатывания, который при правильно выбранном k будет соответствовать предельно допустимой рабочей скорости конвейера, обусловленной максимально допустимой кинетической энергией.

При подаче команды "пуск" задатчиком *16*, триггер *13* выдаст сигнал, обеспечивающий прохождение импульсов с выхода элемента *6* на суммирующий вход *14* реверсивного счетчика *5*. Число на выходе счетчика начнет увеличиваться, что вызовет повышение напряжения на выходе преобразователя *1*. Этот сигнал, поступая с выхода *2* устройства на привод управляемого конвейера, обеспечивает разгон с ускорением, соответствующим массе подвижных частей конвейера с грузом. Когда сигнал достигнет значения, равного порогу срабатывания элемента *3*, последний выдаст единицу и прохождение импульсов на счетчик *5* от элемента *6* прекратится. На выходе *2* зафиксируется сигнал, задающий рабочую скорость привода конвейера. При подаче команды "стоп" задатчиком *18* триггер *13* переключится, что приведет к поступлению импульсов от генератора (с выхода элемента "ИЛИ—НЕ") на вычитающий вход *15* счетчика *5*. Число на выходе счетчика будет уменьшаться, напряжение на выходе *2* преобразователя *1* тоже будет уменьшаться, когда напряжение будет равно нулю, привод конвейера воспримет это как сигнал к остановке. Поскольку частота импульсов от генератора и в этом случае определяется массой подвижных частей конвейера с грузом, уменьшение сигнала на выходе *2*, обусловливающее режим торможения привода, будет, как и при разгоне, функцией от массы. Когда нуль-орган *4* системы получит с шины *2* сигнал ноль, на его выходе появится единица и импульсы от элемента *6* перестанут проходить на вычитающий вход *15* счетчика *5*. Система вновь будет готова к работе в режиме разгона привода.

Таким образом, ускорения разгона и торможения, а также рабочая скорость привода, подключаемого к выходу системы, будут задаваться автоматически в зависимости от массы конвейера с грузом без перепрограммирования, необходимого при использовании контроллера, показанного на рис. 2. Причем при указанной выше емкости счетчика *5* и соответствующей дискретности преобразователя *1* на выходе системы можно получить практически плавно изменяющийся сигнал (рис. 4). Однако могут иметь место некоторые скачки производной dC/dt, но при необходимости их можно сгладить, если преобразователь *1* (см. рис. 3, *а*) выполнить с последовательным делителем напряжения. Характеристика такого преобразователя нелинейна, и производная его выходного сигнала с усилением сигнала уменьшается.

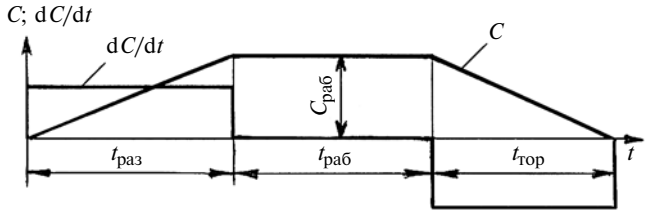


Рис. 4. Диаграммы изменений сигнала *C* и его производной dC/dt при работе системы управления разгоном—торможением привода ($t_{раз}$, $t_{раб}$, $t_{тор}$ — время соответственно разгона, работы и торможения привода)

Предложенная система управления предназначена не только для включения и выключения привода ленточного конвейера, но и для автоматизации плавного разгона и торможения по требуемому закону.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 130979 Рос. Федерации:** МПК B65G43/00. Система управления конвейером.
2. **Пат. 115133 Рос. Федерации:** МПК H02P1/04, H02P1/08, H02P3/00. Контроллер.
3. **Пат. 124087 Рос. Федерации:** МПК H02P1/08. Контроллер.
4. **Пат. 132278 Рос. Федерации:** МПК H02P1/00, H02P3/00. Устройство разгона—торможения привода транспортирующей машины.
5. **Справочник** по средствам автоматики / Под ред. В. Э. Низэ и И. В. Антика. М.: Энергоатомиздат, 1983. 504 с.

УДК 621.86

В. С. ЩЕРБАКОВ, М. С. КОРЫТОВ, доктора технических наук,
Е. О. ВОЛЬФ (Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск), e-mail: kms142@mail.ru

Алгоритм компенсации неуправляемых пространственных колебаний груза и повышения точности траектории его перемещения грузоподъемным краном

Предложен алгоритм компенсации неуправляемых пространственных колебаний груза на канатном подвесе при перемещении его мостовым краном, позволяющий в режиме реального времени синтезировать оптимальную траекторию перемещения точки подвеса и использовать маятниковые колебания груза для приближения его траектории к требуемой. Алгоритм можно использовать для ускоренного динамического успокоения раскачивания груза.

Ключевые слова: пространственный подвес, сферический маятник, успокоение раскачивания груза.

The algorithm of compensation of uncontrolled spatial load vibrations on rope suspension at its transportation by bridge crane, which allows on a real-time basis synthesizing the optimal movement pattern of suspension center and applying pendulum vibrations of load for approximation of its trajectory to the required trajectory, is suggested. The algorithm can be applied for accelerated dynamic damping of load swinging.

Keywords: spatial suspension, spherical pendulum, damping of load swinging.

Уменьшение неуправляемых колебаний груза на канатном подвесе при его перемещении грузоподъемным краном в трехмерном пространстве повышает точность его траектории. Кроме того, сокращение времени гашения колебаний груза на конечном участке траектории [1, 2] повышает производительность погрузочно-разгрузочных и подъемно-транспортных работ. На машиностроительных предприятиях и в строительстве широко применяются мостовые и козловые краны с канатным подвесом. При этом нередко на пути перемещения груза имеются препятствия и из-за неуправляемого раскачивания груза, чтобы избежать столкновений, приходится выбирать сложную траекторию [1, 2].

Для гашения колебаний на кранах используют жесткий подвес или специальные устройства и приспособления — траверсы, канатные оттяжки и т. д. Это усложняет погрузочно-разгрузочные работы и конструкцию крана, а кроме того, увеличивает их стоимость. Поэтому для уменьшения неуправляемых раскачиваний груза предлагается синтезировать квазиоптимальную траекторию точки подвеса груза, минимизирующую отклонения от заданной траектории.

Из существующих способов гашения колебаний груза наиболее распространенным является шейпинг-управление, основанное на увеличении времени движения точки подвеса груза и подавлении колебаний их наложением, что снижает производительность работ и затрудняет учет ограничений по ускорениям приводов грузоподъемных механизмов крана. Кроме того, дискретный характер необходимых перемещений точки подвеса груза требует резкого изменения его скорости, что не всегда можно реализовать [3, 4].

Предлагаемый алгоритм управления движением точки подвеса груза основывается не на уменьшении колебаний груза, так как на свободном канатном подвесе это возможно только при снижении скоростей и ускорений перемещения точки подвеса, т. е. при увеличении времени перемещения груза, а на управлении этими колебаниями путем синтеза траектории точки подвеса для максимального приближения реальной траектории груза к заданной.

Колебания груза, перемещаемого грузоподъемным краном мостового типа в трехмерном пространстве, можно описать дифференциальными уравнениями сферического маятника с грузом точечной массы m, закрепленным на нерастяжимой невесомой нити длиной l, точка подвеса которого перемещается с ускорениями $\ddot{x}_1$ и $\ddot{x}_2$ относительно двух горизонтальных осей x_1 и x_2 неподвижной системы координат $x_1x_2x_3$ (рис. 1) [3, 4].

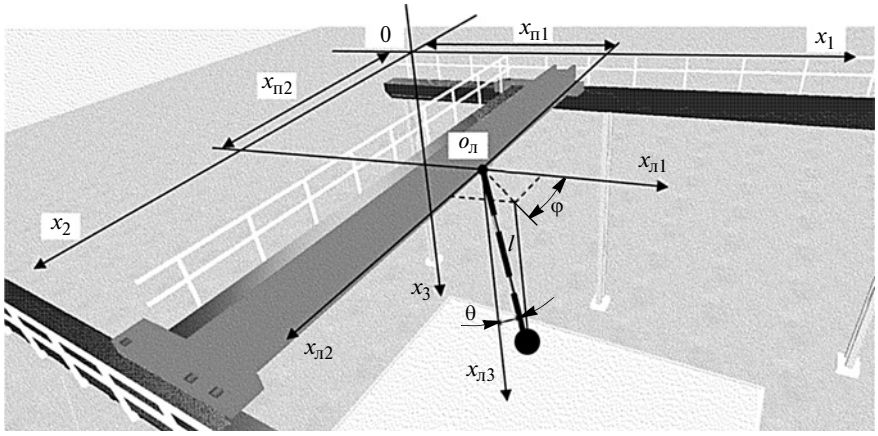


Рис. 1. Схема маятниковых колебаний груза, перемещаемого мостовым краном

При разработке алгоритма компенсации неуправляемых колебаний груза приняты следующие допущения: приводы горизонтального движения элементов крана осуществляют бесступенчатое регулирование рабочих скоростей звеньев, перемещающих точку подвеса груза по осям x_1 и x_2; влияние массы груза на ускорения $\ddot{x}_1$ и $\ddot{x}_2$ точки подвеса пренебрежимо мало.

Погрешность реальной траектории относительно заданной определяли только для горизонтальных координат, т. е. вертикальные смещения груза не учитывали.

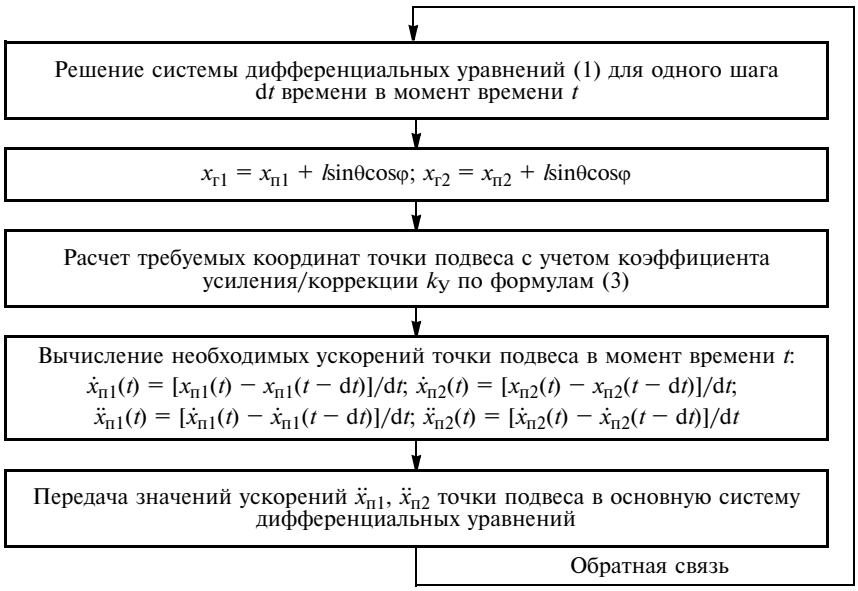


Рис. 2. Алгоритм компенсации неуправляемых пространственных колебаний груза, перемещаемого грузоподъемным краном, для обеспечения точности траектории груза

Описание алгоритма компенсации неуправляемых колебаний груза

Использованы известные дифференциальные нелинейные уравнения колебаний пространственного сферического маятника с ускорением точки подвеса вдоль осей прямоугольной декартовой системы координат [3, 4]. Система дифференциальных уравнений, приведенная к форме Коши, после добавления в уравнения компонент, учитывающих моменты диссипации по обобщенным угловым координатам θ и φ, имеет вид:

$$\begin{cases} \dot{\omega}_\theta = -b_\theta\omega_\theta + (l/2)\omega_\varphi^2\sin(2\theta) - \\ -(1/l)[g\sin\theta + (\ddot{x}_{п1}\cos\varphi + \\ + \ddot{x}_{п2}\sin\varphi)\cos\theta]; \\ \dot{\theta} = \omega_\theta; \\ \dot{\omega}_\varphi = -b_\varphi\omega_\varphi - 2\omega_\theta\omega_\varphi\mathrm{ctg}\theta + \\ + [(\ddot{x}_{п1}\sin\varphi - \ddot{x}_{п2}\cos\varphi)/(l\sin\theta)]; \\ \dot{\varphi} = \omega_\varphi, \end{cases} \quad (1)$$

где l — длина грузового каната от точки подвеса до центра массы груза; θ — угол отклонения груза от гравитационной вертикали; φ — угол поворота маятника в горизонтальной плоскости; $\dot{\theta} = \omega_\theta$ и $\dot{\varphi} = \omega_\varphi$ — обобщенные скорости; b_θ, b_φ — приведенные коэффициенты диссипации для вычисления моментов сил, действующих по обобщенным координатам θ и φ; g — ускорение свободного падения; $\ddot{x}_{п1}$, $\ddot{x}_{п2}$ — ускорения точки подвеса локальной системы координат $x_{л1}x_{л2}x_{л3}$ маятника вдоль осей x_1 и x_2 неподвижной системы координат (см. рис. 1).

Обобщенными координатами в системе дифференциальных уравнений (1) являются углы θ и φ поворота груза. Длину l подвеса принимаем как постоянный или медленно изменяющийся коэффициент системы уравнений. Систему (1) решали известными численными методами для систем обобщенных дифференциальных уравнений, при этом ускорения $\ddot{x}_{п1}$, $\ddot{x}_{п2}$, $\ddot{x}_{п3}$ точки подвеса, являющиеся внешними воздействиями на систему со стороны приводов, изменялись по синтезированным временным зависимостям $\ddot{x}_{п1}(t)$, $\ddot{x}_{п2}(t)$, $\ddot{x}_{п3}(t)$ [4].

Допустим, что в качестве исходных данных задачи помимо длины l подвеса, коэффициентов b_θ и b_φ демпфирования колебаний, начальных значений углов θ, φ поворота груза и их производных $\dot{\theta}$ и $\dot{\varphi}$ задана некоторая требуемая (идеальная) гладкая траектория центра груза в пространстве в виде временных зависимостей $x_{т1}(t)$, $x_{т2}(t)$, $x_{т3}(t)$ в декартовых координатах груза, определяемых в неподвижной системе $x_1x_2x_3$ координат.

Выражения перехода от сферических координат θ и φ маятника к декартовым [3, 4] позволяют определить текущие координаты $x_{г1}$, $x_{г2}$, $x_{г3}$ груза через текущие координаты $x_{п1}$ и $x_{п2}$, точки подвеса, заданные в неподвижной системе координат $x_1x_2x_3$, и обобщенные координаты маятника:

$$\left.\begin{aligned} x_{г1} &= x_{п1} + l\sin\theta\cos\varphi; \\ x_{г2} &= x_{п2} + l\sin\theta\sin\varphi; \\ x_{г3} &= l\cos\theta. \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Для уменьшения отклонения фактических декартовых координат груза с учетом его раскачивания от заданных в определенный момент времени координат груза в плане на идеальной сглаженной траектории использовали выражения, которые можно рассматривать как корректирую-

щие управляющие воздействия на точку подвеса, заданные в виде обратной связи (рис. 2):

$$\left.\begin{aligned} x_{п1}(t) &= x_{т1}(t) + \\ &+ [x_{т1}(t) - x_{г1}(t)]k_у; \\ x_{п2}(t) &= x_{т2}(t) + \\ &+ [x_{т2}(t) - x_{г2}(t)]k_у, \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

где $x_{т1}$, $x_{т2}$ — требуемые декартовы координаты груза на траектории в плане в момент времени t; $k_у$ — коэффициент усиления управляющего отклонения точки подвеса относительно невязки фактического и требуемого положений груза в плане.

Для решения поставленной задачи использовали численное решение системы (1) дифференциальных уравнений с пошаговым вычислением зависимостей (2) и вторых производных выражений (3) (см. рис. 2).

На рис. 3 (см. обложку) в качестве примера приведены полученные при реализации разработанного алгоритма требуемые и фактические траектории центра масс груза и перемещения точки подвеса груза для одной случайным образом синтезированной гладкой требуемой траектории. Расчеты проведем при коэффициентах усиления $k_у = 25$ (см. рис. 3, *в*) и $k_у = 5$ (см. рис. 3, *е*) и максимальной линейной скорости перемещения груза по требуемой траектории в установившемся режиме $v_{max} = 1$ м/с. Ускорения при разгоне и торможении груза на требуемой траектории соответственно составили: 0,10 и 0,05 м/с^2 при $k_у = 5$ и 0,2; 0,1 м/с^2 при $k_у = 25$. Длина грузового каната — постоянная: $l = 10$ м.

Точность отработки заданной траектории оценивали абсолютной погрешностью Δ_{max} фактических линейных координат груза в горизонтальной плоскости, которая увеличилась с 0,28 до 0,66 м

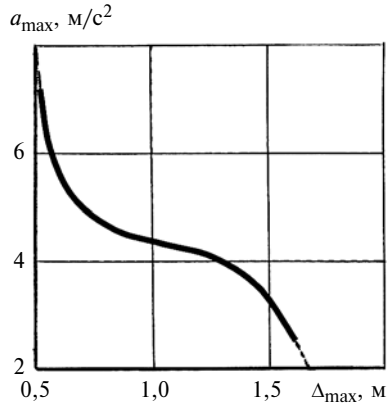


Рис. 4. Нелинейный участок зависимости максимального ускорения a_{max}, развиваемого приводами точки подвеса, от абсолютной погрешности Δ_{max} отработки тестовой траектории

при уменьшении коэффициента $k_у$ усиления с 25 до 5 (см. рис. 3). При этом максимальное линейное ускорение a_{max} точки подвеса вдоль декартовых координат x_1, x_2 горизонтальной плоскости уменьшилось с 15,77 до 5,17 м/с^2.

На рис. 4 представлен нелинейный участок зависимости максимального ускорения a_{max}, развиваемого приводами точки подвеса груза, от абсолютной погрешности Δ_{max} отработки требуемой траектории груза. Аналогичные зависимости получены при варьировании значений $k_у$ и для других случайным образом сформированных гладких требуемых траекторий груза: во всех случаях наблюдалось уменьшение a_{max} при увеличении Δ_{max}.

Анализ результатов показал, что реализация заданной гладкой пространственной траектории груза с абсолютной линейной погрешностью в заданных пределах возможна. Для этого надо воздействовать на органы управления крана, формирующие сигналы управления приводами механизмов перемещения подвижных звеньев крана. Точность отработки любой реализуемой траектории повышается с увеличением коэффициента $k_у$ усиления управляющего отклонения подвеса в горизонтальной плоскости. Одновременно с этим увеличиваются максимальные ускорения приводов перемещения точки подвеса. Варьируя значения параметра $k_у$, осуществляем синтез квазиоптимальной траектории груза с учетом комплекса ограничений на развиваемые приводом ускорения и точность отработки траектории, т. е. ведем поиск компромиссных решений.

Предлагаемый алгоритм можно использовать при моделировании рабочих процессов грузоподъемных кранов с гибким канатным подвесом груза (в том числе при проектировании) и в устройствах автоматического управления реальных объектов. В перспективе его можно использовать для ускоренного успокоения раскачиваемого груза. Этот способ прост в реализации и не требует сложных вычислений сравнительно с другими решениями данной задачи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Корытов М. С.** Автоматизация синтеза оптимальных траекторий перемещения грузов мобильными грузоподъемными кранами в неоднородном организованном трехмерном пространстве: Монография. Омск: СибАДИ, 2012. 380 с.

2. **Щербаков В. С., Корытов М. С.** Результаты сравнительного анализа алгоритмов планирования траектории движения объекта с учетом его угловых координат в трехмерном пространстве с препятствиями // Вестник СибАДИ. 2011. № 1(19). С. 68—74.

3. **Command** Shaping for Nonlinear Crane Dynamics / D. Blackburn, W. Singhose, J. Kitchen et al. // Journal of Vibration and Control. 2010. № 16. P. 477—501.

4. **Неспирный В. Н., Королев В. А.** Стационарные режимы сферического маятника с подвижной точкой подвеса // Механика твердого тела. 2011. Вып. 41. С. 225—232.

УДК 62-231.1.001.573

В. В. МОРОЗОВ, д-р техн. наук, А. В. ЖДАНОВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: zhdanov@vlsu.ru

Кинематическая точность ролико-винтовых механизмов

Рассмотрена математическая модель кинематической погрешности ролико-винтовых механизмов, разработан алгоритм ее расчета и представлены результаты экспериментальных исследований.

Ключевые слова: ролико-винтовой механизм, кинематическая погрешность, математическая модель, алгоритм, экспериментальные исследования.

The mathematical model of conjugate error of roller-screw mechanisms is considered, the algorithm of its analysis is developed and the experimental research results are presented.

Keywords: roller-screw mechanism, conjugate error, mathematical model, algorithm, experimental research.

Погрешности изготовления и монтажа звеньев ролико-винтовых механизмов (РВМ) приводят к колебаниям их передаточных функций и являются причиной нарушения плавности работы приводов. Кроме того, эти погрешности обусловливают возникновение в рабочих сопряжениях сил, вызывающих виброактивность исполнительного механизма, которая повышает уровень создаваемого им шума.

РВМ представляют собой механизмы с планетарным движением роликов и несколькими сопрягаемыми винтовыми поверхностями, погрешности изготовления которых определяют кинематическую погрешность механизма (рис. 1).

В этом случае неприменимы известные методы расчета точности винтовых механизмов [1, 2], так как они не отражают совместное влияние погрешностей изготовления звеньев на суммарную погрешность механизма, что не позволяет прогнозировать кинематическую погрешность на этапе проектирования РВМ для серийного производства по единым конструкторским и технологическим проектам при заданных допусках и законах формирования размеров звеньев. Эти расчеты не дают возможности обосновано назначать допуски на размеры звеньев РВМ для обеспечения заданной точности механизма. Для учета всех значимых погрешностей изготовления РВМ и их совместного влияния на суммарную погрешность необходима математическая модель кинематической погрешности РВМ.

При анализе стабильности передаточной функции механизма, связанной с погрешностями, вызванными отклонениями действительных размеров звеньев механизма от номинальных, рассмотренная в работе [3] расчетная модель сопряжений в торцевом сечении механизма неудобна, так как она не отражает многоточечности контакта резьбовых элементов, не позволяет учесть погрешности изготовления в осевом направлении (периодические и накопленные погрешности шагов резьб, конусности и бочкообразности роликов и т. д.) и не отражает многопоточность РВМ, т. е. не устанавливает взаимодействие погрешностей нескольких роликов.

Для анализа стабильности передаточной функции с учетом указанных особенностей РВМ рассмотрим его модель в осевом сечении (рис. 2). Ввиду сложного состава кинематической погрешности РВМ разрабатываемая модель должна содержать не только аналитические зависимости образования, но и алгоритмы процессов взаимодействия различных первичных погрешностей и их взаимосвязи. Она должна учитывать влияние погрешностей изготовления винтовых поверхностей и зуб-

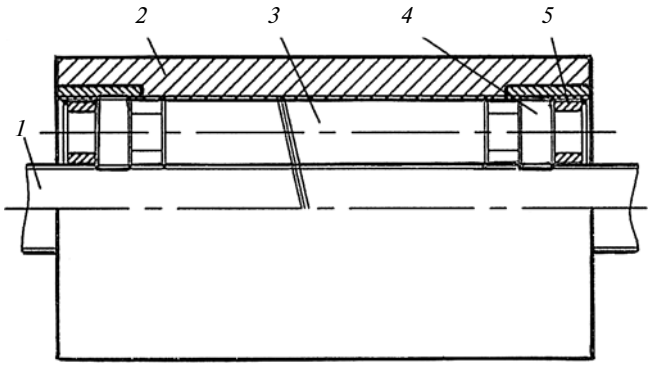


Рис. 1. Конструкция РВМ:
1 — винт; *2* — гайка; *3* — ролик; *4* — зубчатый венец на ролике; *5* — сепаратор

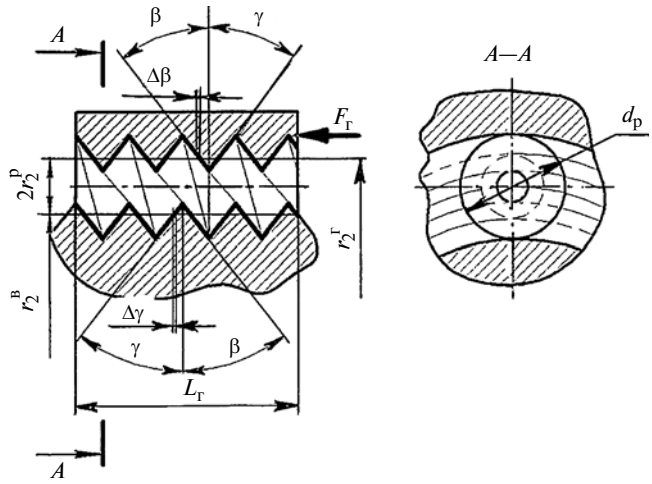


Рис. 2. Расчетная модель резьбовых соединений РВМ

чатых зацеплений, а также усилий предварительного натяга.

Так как точнее всего погрешности изготовления звеньев механизма описываются случайными функциями, то для исследования разработанной модели кинематической погрешности наиболее целесообразно применять вероятностные методы.

Для разработки модели кинематической погрешности РВМ используем теорию функциональных связей сопряженных поверхностей [4], что позволяет отразить связь первичных погрешностей звеньев механизма с погрешностью выходного линейного перемещения винтового механизма.

За комплексный показатель кинематической погрешности РВМ примем функцию наименьшего осевого зазора в резьбовом сопряжении от угла поворота ведущего звена механизма. При этом учитываются следующие первичные погрешности винтовых поверхностей:

а) $\Delta L_{\text{в}}$, $\Delta L_{\text{р}}$, $\Delta L_{\text{г}}$ — погрешности шага резьб винта, роликов и гайки, обусловленные накопленными (A_u) и периодическими $\left[\sum_{k=1}^{n} a_k \sin(ku + \varphi_k)\right]$ ошибками ($u = d_2/d_1$ — отношение диаметра ролика к диаметру винта; φ_k — угол поворота);

б) $\Delta r_2^{\text{в}}$, $\Delta r_2^{\text{р}}$, $\Delta r_2^{\text{г}}$ — погрешности средних радиусов резьб винта, роликов и гайки, обусловленные эксцентриситетом — $a_2\sin(u + \varphi_k)$, овальностью — $a_3\sin(2u + \varphi_k)$, конусностью — $b_2 L$ и постоянной ошибкой a_0 среднего радиуса;

в) $\Delta\beta$ и $\Delta\gamma$ — погрешности углов наклона образующих профилей резьбовых поверхностей винта, ролика и гайки;

г) $\Delta E_{\text{в}}$, $\Delta E_{\text{р}}$, $\Delta E_{\text{г}}$ — погрешности заходов многозаходной резьбы винта, ролика и гайки.

При определении наименьшего зазора в резьбовом сопряжении необходимо исследовать функцию зазора $\Delta = f(u, L_{\text{с}}, \Delta\Omega^{\text{р}}, \Delta\Omega^{\text{в}}, \Delta\Omega^{\text{г}})$ на максимум и минимум, где $\Delta\Omega^{\text{р}}$, $\Delta\Omega^{\text{в}}$, $\Delta\Omega^{\text{г}}$ — функции погрешностей положения текущих точек образующих резьбовых поверхностей винта, ролика и гайки соответственно. Выделив из минимумов наименьший на длине $L_{\text{с}}$ сопряжения, получим соответствующее значение зазора $\Delta_{\text{нм}}$.

Зазор в цепи винт — ролик — гайка при заданном направлении силы $F_{\text{г}}$ определяется (см. рис. 2) выражением

$$\Delta = \Delta_{\gamma}^{\text{р—в}} + \Delta_{\beta}^{\text{р—г}},$$

где $\Delta_{\gamma}^{\text{р—в}}$ — зазор в сопряжении ролик — винт по образующим угла γ; $\Delta_{\beta}^{\text{р—г}}$ — зазор в сопряжении ролик — гайка по образующим угла β.

Согласно работе [4] уравнения зазора в сопряжении винта и ролика имеют вид:

по образующим γ:

$$\Delta_{\gamma}^{\text{р—в}} = \Delta r_2^{\text{о.в—р}} \operatorname{tg}\gamma + \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{р}} - \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{в}};$$

по образующим β:

$$\Delta_{\beta}^{\text{р—в}} = \Delta r_2^{\text{о.в—р}} \operatorname{tg}\beta + \Delta\Omega_{\beta}^{\text{в}} - \Delta\Omega_{\beta}^{\text{р}},$$

где $\Delta r_2^{\text{о.в—р}}$ — погрешность среднего радиуса винта; $\Delta r_2^{\text{о.в—р}} \operatorname{tg}\beta$, $\Delta r_2^{\text{о.в—р}} \operatorname{tg}\gamma$ — гарантированные осевые зазоры в сопряжении винт — ролик по образующим β и γ; $\Delta\Omega_{\gamma}^{\text{в}}$, $\Delta\Omega_{\beta}^{\text{в}}$, $\Delta\Omega_{\gamma}^{\text{р}}$, $\Delta\Omega_{\beta}^{\text{р}}$ — функции погрешностей положения текущих точек образующих β и γ резьбовых поверхностей винта и ролика.

Уравнения зазора в сопряжении ролика и гайки имеют вид:

по образующим β:

$$\Delta_{\beta}^{\text{р—г}} = \Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\beta + \Delta\Omega_{\beta}^{\text{г}} - \Delta\Omega_{\beta}^{\text{р}};$$

по образующим γ:

$$\Delta_{\gamma}^{\text{р—г}} = \Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\gamma + \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{р}} - \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{г}},$$

где $\Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\beta$, $\Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\gamma$ — гарантированные осевые зазоры в сопряжении ролик — гайка по образующим β и γ; $\Delta\Omega_{\beta}^{\text{г}}$, $\Delta\Omega_{\gamma}^{\text{г}}$ — функции погрешностей положения текущих точек образующих β и γ резьбовой поверхности гайки.

Окончательное уравнение зазора резьбового сопряжения имеет вид:

$$\Delta = \Delta_{\gamma}^{\text{р—в}} + \Delta_{\beta}^{\text{р—г}} = \\ = \Delta r_2^{\text{о}} + \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{р}} - \Delta\Omega_{\beta}^{\text{р}} + \Delta\Omega_{\beta}^{\text{г}} - \Delta\Omega_{\gamma}^{\text{в}}, \qquad (1)$$

где $\Delta r_2^{\text{о}} = \Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\gamma + \Delta r_2^{\text{о.р—г}} \operatorname{tg}\beta$ — гарантированный осевой зазор.

Функции погрешностей положения текущих точек образующих резьбовой поверхности винта и гайки запишем как

$$\Delta\Omega_{\gamma}^{\text{в}} = \Delta L_{\text{в}} + \Delta E_{\text{в}} P + \Delta r_2 \operatorname{tg}\gamma - \Delta r \frac{\Delta\gamma}{\cos^2\gamma}; \qquad (2)$$

$$\Delta\Omega_{\beta}^{\text{г}} = \Delta L_{\text{г}} + \Delta E_{\text{г}} P + \Delta r_2 \operatorname{tg}\beta - \Delta r \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}. \qquad (3)$$

Здесь P — шаг резьбы; Δr — текущая переменная с пределами изменения $r_1 - r_2 \leqslant \Delta r < r - r_2$, где r, r_1, r_2 — наружный, внутренний и средний радиусы резьб соответственно; $\Delta\gamma$, $\Delta\beta$ — погрешности угла профиля по образующим γ и β.

Функции погрешностей положения текущих точек образующих резьбовой поверхности ролика по образующим β и γ имеют вид:

$$\Delta\Omega_{\beta}^{\text{р}} = \Delta L_{\text{р}} - \Delta r_2 \text{tg}\beta + \Delta E_{\text{р}} P + \Delta r \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}; \qquad (4)$$

$$\Delta\Omega_{\gamma}^{\text{р}} = \Delta L_{\text{р}} + \Delta r_2 \text{tg}\gamma + \Delta E_{\text{р}} P - \Delta r \frac{\Delta\gamma}{\cos^2\gamma}. \qquad (5)$$

С учетом уравнений (2)—(5) уравнение (1) примет вид:

$$\Delta = \Delta r_2^{\text{о}} + \Delta r_2(\text{tg}\gamma + \text{tg}\beta) - \Delta r\left(\frac{\Delta\gamma}{\cos^2\gamma} + \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}\right) - \\ - \Delta L_{\text{в}} - \Delta E_{\text{р}} P - \Delta r_2 \text{tg}\gamma + \Delta r \frac{\Delta\gamma}{\cos^2\gamma} + \\ + \Delta L_{\text{г}} + \Delta E_{\text{г}} P - \Delta r_2 \text{tg}\beta + \Delta r \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}. \qquad (6)$$

Зная закон изменения погрешностей основных параметров резьб, можно записать:

$$\Delta = \Delta r_2^{\text{о}} + \left[(a_0 + a_2\sin(u + \varphi_k) + a_3\sin(2u + \varphi_k) + \right. \\ \left. + b_2 L)(\text{tg}\gamma + \text{tg}\beta) + \Delta r \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}\right]_{\text{р}} + \\ + \left[Au + \sum_{k=1}^{n} a_k \sin(ku + \varphi_k) + (a_0 + a_2\sin(u + \varphi_k) + \right. \\ \left. + a_3\sin(2u + \varphi_k) + b_2 L)\text{tg}\gamma - \Delta r \frac{\Delta\gamma}{\cos^2\gamma}\right]_{\text{в}} + \\ + \left[Au + \sum_{k=1}^{n} a_k \sin(ku + \varphi_k) - (a_0 + a_2\sin(u + \varphi_k) + \right. \\ \left. + a_3\sin(2u + \varphi_k) + b_2 L\left(\text{tg}\beta + \Delta r \frac{\Delta\beta}{\cos^2\beta}\right)\right]. \qquad (7)$$

Разработанная модель сопряжения позволяет кроме указанных первичных погрешностей изготовления учитывать и другие, например погрешности криволинейного профиля при профилировании резьбовых поверхностей.

Отметим, что в уравнениях (6) и (7) для определения зазора в резьбовом сопряжении РВМ отсутствуют погрешности шага резьбовых роликов, т. е. те погрешности, которые непосредственно связаны с винтовым параметром роликов. Это необходимо учитывать при назначении допусков на основные размеры сопряженных поверхностей.

Исследовав функцию (7) зазора на максимум и минимум на длине $L_{\text{с}}$ сопряжения и выделив из минимумов наименьший, получим соответствующее значение зазора при данном угле поворота ведущего звена. Изменяя угол поворота ведущего звена и рассчитывая для каждого угла минимальный зазор, найдем зависимость кинематической погрешности от угла поворота ведущего звена. Для данных вычислений следует использовать компьютер и разработанный алгоритм расчета кинематической погрешности (рис. 3).

При расчете интервал формирования функции погрешности положения образующих, согласно рекомендаций авторов работы [5], следует выбирать так, чтобы он соответствовал 0,1 длины витка.

Сопряжение элементов в каждом потоке происходит не по всей длине винтовых поверхностей, а в отдельных точках, число которых на однозаходных роликах равно $L_{\text{с}}/P_{\text{х}}$, где $P_{\text{х}}$ — шаг резьбы. Число точек контакта на одной нитке многозаходных резьб винта и гайки составляет соответственно $\frac{L_{\text{с}}}{P_{\text{х}} Z_1}$ и $\frac{L_{\text{с}}}{P_{\text{х}} Z_3}$, где Z_1 — число заходов резьбы винта; Z_3 — число заходов резьбы гайки.

В алгоритме расчета кинематической погрешности РВМ (см. рис. 3) блок *2* содержит сведения о параметрах передачи, номинальных размерах элементов механизма и их первичных погрешностях. Оператор *3* присваивает углу $\varphi_{\text{вед}}$ поворота ведущего элемента нулевое значение. Оператор *4* с помощью стандартной подпрограммы формирует случайные значения φ_k начальных фаз из интервалов [0; 2π]; [0; π]. Операторы *5*, *8*, *15*, *25* определяют шаг *h* формирования функций φ_i погрешности положения образующих винта, ролика и гайки и самой кинематической погрешности. Операторы *7*, *11*, *18*, *20* ограничивают число точек контакта в сопряжениях винт — ролик и ролик — гайка. Операторы *12* и *21* вычисляют функции i_y^{Sc} и $\Delta_{\beta}^{\text{р}-\text{г}}$ зазора в сопряжениях винт — ролик и ролик — гайка. Операторы *14* и *23* вычисляют наименьший зазор в сопряжениях по всем потокам. Оператор *24* определяет наименьший $\Delta_{\text{нм}}(\varphi_{\Delta})$ зазор в РВМ. Оператор *26* задает приращение угла $\varphi_{\text{з}}$ поворота ведущего элемента и операция определения наименьшего зазора в механизме повторяется. Оператор *27* определяет кинематическую погрешность ΔL. На печать выводятся значения функций наименьшего зазора и кинематической погрешности РВМ.

На основе данного алгоритма разработана программа для расчета погрешности РВМ при кинематическом замыкании элементов передачи.

В результате нагружения механизма осевой силой *Q* в сопряжениях винт — ролик и ролик — гайка зазор, который присутствует в механизме с кинематическим замыканием, выбирается в одну сторону.

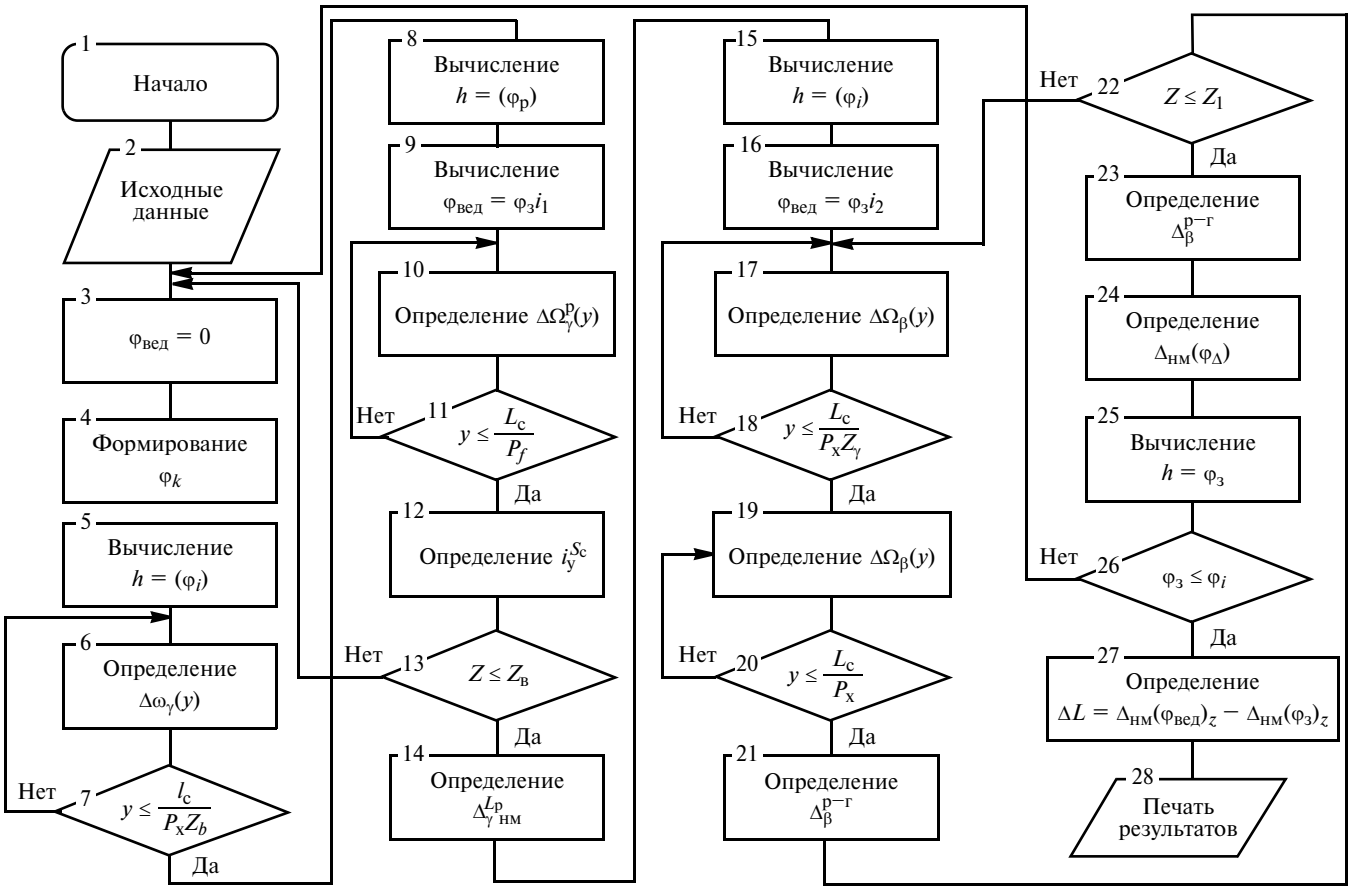


Рис. 3. Алгоритм расчета кинематической погрешности РВМ

Под действием силы Q происходит упругое сближение резьбовых поверхностей винта и ролика, ролика и гайки по одной стороне профиля.

Натяги (зазоры) по длине сопряжения под действием осевой силы в сопряжениях винт — ролик ($\delta_i^{в-р}$) и ролик — гайка ($\delta_i^{р-г}$) определяются:

$$\delta_i^{в-р} = \delta^{в-р} - (\Delta_{\gamma i}^{в-р} - \Delta_{нм\gamma}^{в-р});$$

$$\delta_i^{р-г} = \delta^{р-г} - (\Delta_{\beta i}^{р-г} - \Delta_{нм\gamma}^{р-г}),$$

где $\delta^{в-р}$, $\delta^{р-г}$ — сближение поверхностей винта и ролика, ролика и гайки; $i = L_c/P_x$ — число точек в сопряжении; $\Delta_{\gamma i}^{в-р}$, $\Delta_{\beta i}^{р-г}$ — текущие зазоры в сопряжениях винт — ролик по образующим γ и ролик — гайка по образующим β; $\Delta_{нм\gamma}^{в-р}$, $\Delta_{нм\gamma}^{р-г}$ — наименьшие зазоры в сопряжениях винт — ролик по образующим γ и ролик — гайка по образующим β.

Сближения $\delta^{в-р}$, $\delta^{р-г}$ витков винта и гайки определяем согласно формуле Герца—Беляева при контакте двух цилиндров:

$$\delta^{в-р(р-г)} = C_{1,2} p^{2/3} = C_{1,2}\sqrt{\frac{QP_x}{0{,}7 m L_c \cos\beta(\gamma)}},$$

где p — усилие, приходящееся на одну точку контакта при действии осевой силы Q; m — число роликов; β, γ — углы профиля резьбы; $C_{1,2}$ — коэффициенты, зависящие от физических свойств используемых материалов и от отношения главных кривизн контактирующих поверхностей в точках контакта, т. е. от соотношения диаметров элементов РВМ и углов профиля резьбы.

Если $\delta_i^{в-р} > 0$, $\delta_i^{р-г} < 0$, то в сопряжениях имеет место натяг, если $\delta_i^{в-р} < 0$, $\delta_i^{р-г} < 0$, то в сопряжениях — зазор.

Модель формирования кинематической погрешности не изменяется:

$$\Delta L = \delta_{н\delta_1} - \delta_{н\delta_2},$$

т. е. кинематическая погрешность ΔL определяется как разность наибольших натягов в точках контакта до и после поворота ведущего элемента на дополнительный угол.

Рассмотрим модель точности РВМ с предварительным натягом, создаваемым смещением в осевом направлении двух полугаек. В сопряжении ролик — гайка под действием силы $P_н$ предварительного натяга полугайки смещаются в осевом на-

правлении и одна из них работает одной стороной профиля γ, а другая — другой стороной профиля β.

Текущие значения натяга в сопряжении ролик — гайка по образующим γ и β определяются выражениями:

$$\delta^{\text{р—г}}_{P_{\text{н}}\gamma i} = \delta^{\text{р—г}}_{P_{\text{н}}} - (\Delta^{\text{р—г}}_{\gamma i} - \Delta^{\text{р—г}}_{\text{нм}\gamma});$$

$$\delta^{\text{р—г}}_{P_{\text{н}}\beta i} = \delta^{\text{р—г}}_{P_{\text{н}}} - (\Delta^{\text{р—г}}_{\beta i} - \Delta^{\text{р—г}}_{\text{нм}\beta}),$$

где $\delta^{\text{р—г}}_{P_{\text{н}}}$ — натяг, возникающий под действием силы $P_{\text{н}}$; $\Delta^{\text{р—г}}_{\text{нм}\gamma}$, $\Delta^{\text{р—г}}_{\text{нм}\beta}$ — наименьший зазор в сопряжении ролик — гайка по образующим γ и β; $i = L_{\text{с}}/2P_{\text{х}}$ — число точек в сопряжении.

В сопряжении винт — ролик под действием силы $P_{\text{н}}$ натяги по образующим γ и β определяются формулами:

$$\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\gamma i} = \delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}} - (\Delta^{\text{в—р}}_{\gamma i} - \Delta^{\text{в—р}}_{\text{нм}\gamma});$$

$$\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\beta i} = \delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}} - (\Delta^{\text{в—р}}_{\beta i} - \Delta^{\text{в—р}}_{\text{нм}\beta}),$$

где $\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}}$ — натяг, возникающий под действием силы предварительного натяга; $\Delta^{\text{в—р}}_{\gamma i}$, $\Delta^{\text{в—р}}_{\beta i}$ — текущие зазоры по длине сопряжения винт — ролик по образующим γ или β; $\Delta^{\text{в—р}}_{\text{нм}\gamma}$, $\Delta^{\text{в—р}}_{\text{нм}\beta}$ — наименьшие зазоры в сопряжении винт — ролик по образующим γ или β.

Если $\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\beta i} > 0$ и $\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\gamma i} > 0$, то в сопряжении имеет место натяг, если $\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\beta i} < 0$ и $\delta^{\text{в—р}}_{P_{\text{н}}\gamma i} < 0$, то в сопряжении — зазор.

Представленный метод расчета позволяет определять кинематическую погрешность РВМ с учетом предварительного натяга в механизме [6].

Для проверки адекватности разработанной модели реальным процессам формирования погрешности РВМ проводили экспериментальные исследования.

Испытывали механизм со следующими параметрами: средний диаметр резьбы винта $d_1 = 39$ мм, средний диаметр резьбы роликов $d_2 = 13$ мм, число заходов резьбы винта $Z_1 = 5$, число заходов резьбы гайки $Z_3 = 5$, направление резьбы винта и гайки — правое, число заходов резьбы роликов $Z_2 = 1$. Длина резьбовой нарезки: винта $L_{\text{в}} = 280$ мм, роликов $L_{\text{р}} = 75$ мм.

Измерения проводили на стенде (рис. 4), состоящем: из направляющих *1* станины; установленной на них оптической делительной головки *2* с ценой деления 1′, с помощью которой задается точный угол поворота винта *3*; каретки *4*, перемещающейся по направляющим; гайки *5*, закрепленной на каретке; задней бабки *6*; лазерного комплекса *7* типа LA 3002 для измерения перемещения гайки. Точность измерения с помощью лазерного комплекса — 0,1 мкм. Влияние изменения температуры и давления исключается автоматической коррекцией результатов измерений.

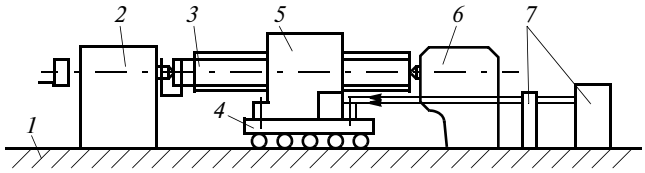


Рис. 4. Стенд для измерения кинематической погрешности РВМ

Предварительно были измерены первичные погрешности резьбовых поверхностей механизма. Накопленная погрешность резьбы винта составила 0,009 мм на длине 280 мм в каждом заходе, внутришаговая погрешность — 0,007 мм, конусность резьбы винта по среднему радиусу на длине 280 мм составила 0,002 мм, овальность по среднему радиусу — 0,001 мм, углы профиля $\gamma = \beta = 44°52'$. Первичные погрешности соответствуют изготовлению винта по классу точности 1. Накопленная погрешность резьбы роликов составила 0,03 мм на длине 75 мм.

Для измерений винт *3* исследуемой передачи устанавливали в центрах делительной головки *2* и задней бабки *6*. С помощью хомутика винт жестко соединяли с центром оптической головки. Гайку *5* жестко закрепляли на каретке *4*. При повороте винта на заданный угол гайка вместе с кареткой перемещалась на определенную величину. Перемещение измерялось с помощью лазерного интерферометра и регистрировалось на цифровом индикаторе. Кинематическую погрешность определяли как разность между действительным и теоретическим перемещениями гайки на определенной длине хода.

Проведенные исследования показали хорошее соответствие экспериментальных значений кинематической погрешности расчетным, полученным по разработанной модели: максимальные расхождения не превысили 10 %. Так, максимальная погрешность механизма без предварительного натяга с полным комплектом роликов $m = 10$ при ходе гайки $H = 100$ мм составила 30 мкм, а соответствующая ей расчетная величина — 28,9 мкм.

Для проверки зависимости кинематической погрешности от числа потоков мощности, т. е. от числа резьбовых роликов, которое изменяли в ис-

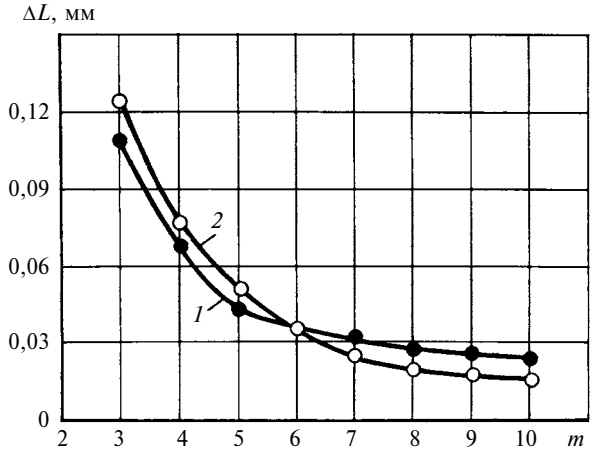


Рис. 5. Экспериментальная (*1*) и теоретическая (*2*) зависимости кинематической погрешности ΔL от числа *m* роликов

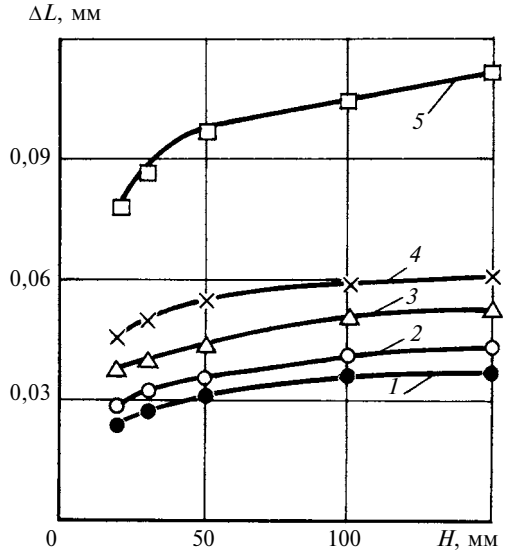


Рис. 6. Зависимости кинематической погрешности ΔL от хода *H* гайки при числе роликов *m* = 7 (*1*); 6 (*2*); 5 (*3*); 4 (*4*); 3 (*5*)

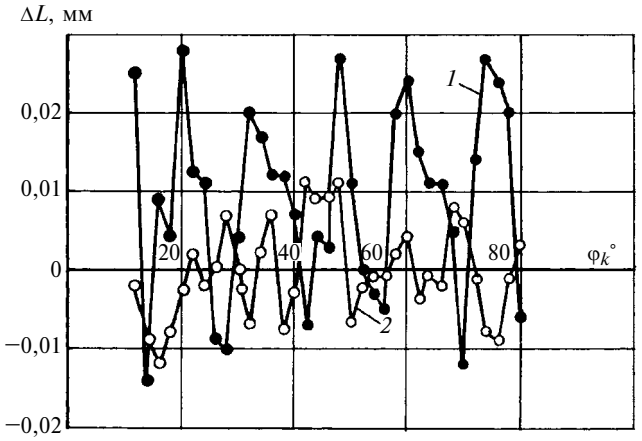


Рис. 7. Зависимости кинематической погрешности ΔL РВМ от φ_k при моменте холостого хода $M_{х.х}$ = 0,2 (*1*) и 0,17 Н·м (*2*)

следуемом механизме от 10 до 3. На рис. 5 приведены экспериментальная и теоретическая зависимости кинематической погрешности механизма от числа *m* роликов при ходе гайки H = 100 мм. Анализ полученных результатов показал, что с увеличением числа роликов в передаче кинематическая погрешность механизма уменьшается. Так, передача с семью роликами имеет максимальную кинематическую погрешность 0,037 мм, а с тремя роликами — 0,100 мм, т. е. с уменьшением числа роликов кинематическая погрешность увеличилась в 3 раза. Объясняется это тем, что кинематическая погрешность механизма является результатом наложения погрешностей отдельных цепей винт — ролик — гайка. Поэтому в зависимости от числа роликов в РВМ происходит соответствующее уменьшение амплитуды результирующей кинематической погрешности винтовой пары. При одинаковых числах роликов кинематическую погрешность измеряли несколько раз. Расхождение результатов составило ±3 %, что свидетельствует об их стабильности.

Исследовали также зависимость кинематической погрешности от хода гайки. Эксперименты провели при различных числах роликов. На рис. 6 представлены экспериментальные зависимости изменения кинематической погрешности передачи при перемещении гайки по винту. При ходе гайки 150 мм наблюдается увеличение кинематической погрешности в среднем на 30 %. Это обусловлено накопленной погрешностью винта.

Исследовали также влияние предварительного натяга на кинематическую погрешность передачи. Предварительный натяг в РВМ осуществляется установкой между двумя полугайками регулировочного кольца соответствующего размера и поджатием фланца с помощью крепежных винтов. Натяг контролировали измерением момента $M_{х.х}$ холостого хода. Установлено, что предварительный натяг снижает кинематическую погрешность механизма. На рис. 7 показаны зависимости кинематической погрешности передачи с семью роликами от φ_k при ходе гайки 60 мм без натяга ($M_{х.х}$ = 0) и с предварительным натягом ($M_{х.х}$ = 0,17 Н·м). Видим, что создание натяга уменьшило кинематическую погрешность механизма более чем в 2 раза.

Увеличение предварительного натяга более $P_н$ = 0,3 кН (рис. 8) не приводит к уменьшению кинематической погрешности.

Таким образом, на основе разработанной математической модели создана методика расчета кинематической погрешности РВМ, позволяющая прогнозировать ее значение на этапе проектирования исполнительного механизма для серийного изготовления по единым конструкторским и технологическим проектам при заданных допусках и за-

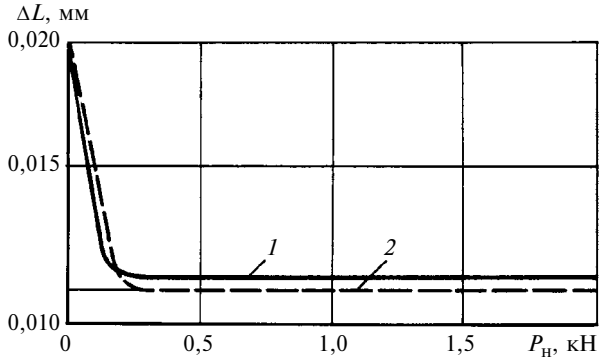


Рис. 8. Расчетная (*1*) и экспериментальная (*2*) зависимости кинематической погрешности ΔL РВМ от предварительного натяга $P_н$

конах формирования размеров звеньев механизма. Установлено, что РВМ обладают высокой кинематической точностью даже при умеренных требованиях к точности изготовления их звеньев. Кинематическая погрешность РВМ увеличивается в зависимости от хода гайки.

Для повышения точности в РВМ следует создавать предварительный натяг. С помощью разработанного метода определения кинематической погрешности механизма с предварительным натягом в резьбовых сопряжениях установлено, что для исследуемого механизма оптимальным является натяг в 0,25÷0,30 кН · м, уменьшающий кинематическую погрешность в среднем в 2 раза.

Экспериментальные исследования кинематической погрешности РВМ подтвердили адекватность разработанной модели реальным процессам образования погрешности в РВМ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кинематика,** динамика и точность механизмов: Справочник / Под ред. Г. В. Крейнина. М.: Машиностроение, 1984. 214 с.

2. **Турпаев А. И.** Винтовые механизмы и передачи. М.: Машиностроение, 1982. 223 с.

3. **Морозов В. В., Панюхин В. И., Панюхин В. В.** Зубчато-винтовые передачи для преобразования вращательного движения в поступательное: Монография. Владимир: Владимирский ГУ, 2000. 100 с.

4. **Коротков В. П.** Аналитический метод точностного расчета сопряженных поверхностей // Стандарты и качество. 1968. № 6. С. 39—42.

5. **Морозов В. В., Новикова Е. А., Костерин А. Б.** Плавность динамических звеньев электромеханических приводов: Монография. Владимир: Владимирский ГУ. 1999. 159 с.

6. **Шинаков И. В., Жданов А. В.** Создание предварительного натяга в РВМ при сборке // Сборка в машиностроении. 2013. № 5. С. 35—37.

УДК 621.891

В. И. ПОЖБЕЛКО, д-р техн. наук (Южно-Уральский ГУ, г. Челябинск), e-mail: vipox@inbox.ru

Сравнительный анализ предельной тяговой способности плоско-, кругло- и клиноременной передач

Проведены сравнительные экспериментальные исследования предельного нагружения изогнутой гибкой пары трения с разной формой фрикционного контакта. Получены формулы для расчета оптимального коэффициента тяги ременных передач разных типов на режимах их работы без пробуксовок. Результаты исследований позволяют реализовать предельные тяговые способности передачи вращающего момента гибкой парой трения в механических приводах машин.

Ключевые слова: ременная передача, гибкая пара трения, оптимальный коэффициент тяги, трибометр.

The comparative experimental researches of limit loading of bent flexible friction couple with different shape of friction contact are carried out. The formulas for analysis of optimal pull factor of belt drives of different types on their operation modes without slipping are obtained. The research results allow implementing the limit pulling abilities of torque moment transfer by flexible friction couple in mechanical actuators of machines.

Keywords: belt drive, flexible friction couple, optimal pull factor, tribometer.

Ременные фрикционные передачи применяют в механических приводах различных машин (в металлообрабатывающих станках, швейных и вязальных машинах) [1—3].

Основные достоинства ременных фрикционных передач: простота конструкции (два шкива с обхватывающим их гладким тяговым ремнем); плавность и бесшумность работы; отсутствие смазочной системы исключает попадание смазочного материала в изготовляемую продукцию, недопустимое, например, в пищевой и текстильной промышленности; низкая стоимость; возможность использования в качестве неразрушающегося предохранительного звена при перегрузках.

Недостатки ременных фрикционных передач: большие габаритные размеры привода, обусловленные необходимостью обеспечить отсутствие пробуксовок тягового ремня, и низкая долговечность последнего; значительные нагрузки на валы и опоры из-за необходимости создания предварительного натяжения каждой из ветвей тягового ремня для

исключения пробуксовок; непостоянство передаточного отношения из-за неизбежного скольжения тягового ремня относительно шкива на всех рабочих режимах (скольжения ремня нет только на холостом ходу, причем при отсутствии потерь энергии на трение) [4—7].

Используемые в машиностроении ременные передачи [3—8] отличаются конструктивными особенностями гибкой пары трения, передающей на ведомый вал машины требуемый вращающий момент посредством окружной силы F_t трения, которая возникает от натяжения каждой из ветвей ремня усилием F_0. Ременные передачи по форме сечения фрикционного контакта тягового ремня и шкива делятся на три типа:

тип I — плоскоременные передачи (плоская форма сечения контакта);

тип II — круглоременные передачи (полукруглая форма сечения контакта);

тип III — клиноременные передачи (клиновая форма сечения контакта).

Основным показателем тяговой способности ременных фрикционных передач является *коэффициент* ψ *тяги* — отношение окружной силы трения, обхватывающей шкив гибкой связи, к суммарному усилию предварительного натяжения обеих ветвей этой связи [1, 3, 4]. Пороговое значение ψ_0 коэффициента ψ тяги характеризует предельную тяговую способность ременной передачи на рабочих режимах создания момента на ведомом валу без пробуксовок при усилии F_0 натяжения. При $\psi > 0$ ($\psi = 0$ при холостом ходе) пороговый (оптимальный) коэффициент тяги соответствует границе устойчивой работы ременной передачи без пробуксовок с максимальным КПД. При $\psi < \psi_0$ имеет место неполная загрузка ременной передачи, при $\psi > \psi_0$ наблюдаются пробуксовки, вызывающие интенсивное изнашивание ремня [7].

При создании механизмов с гибкими фрикционными связями без смазывания [2] решается трибометрическая задача по экспериментальному определению предельной тяговой способности по коэффициенту на режимах без пробуксовки [6] данных гибких связей (пробуксовка может привести к полной остановке тягового ремня и ведомого шкива при работающем приводном двигателе). Данная задача для реальных ременных передач гораздо сложнее, чем освоенное измерение коэффициента трения двух твердых тел поступательной или вращательной кинематической пары [1]. В отличие от закона Эйлера для трения по цилиндрической поверхности идеально тонкой, нерастяжимой и буксующей гибкой нити [7] и от закона Амонтона—Кулона для трения твердых тел по плоскости [4] согласно установленному автором новому закону предельного трения гибких тел [9, 10] предельные тяговые возможности реальной ременной передачи без пробуксовки зависят от многих факторов, не учитываемых в формулах Эйлера и в законе Амонтона—Кулона. К ним, например, относятся:

толщина и упругость гибкой связи, радиус ее кривизны, вызванный изгибом вокруг шкива;

минимальный угол дуги покоя гибкой связи на шкиве, длина их контакта;

предельно допустимый угол дуги скольжения гибкой связи на шкиве.

В настоящее время экспериментальные исследования триботехнических характеристик гибких тел и испытания ременных передач проводят на специальных испытательных стендах с вращающимся замкнутым испытуемым тяговым ремнем (диаметры обоих шкивов одинаковы, что обеспечивает стандартный угол обхвата $\alpha = 180°$).

В монографии [5, с. 296, фиг. 11.4] представлена схема испытательного тензометрического стенда с двумя непрерывно вращающимися одинаковыми цилиндрами, охваченными замкнутой плоской гибкой лентой. Стенд предназначен для измерения коэффициента трения прямолинейного участка движущейся гибкой ленты, прижатой гидроцилиндром к неподвижному прямолинейному твердому телу. Устройство стенда не позволяет измерять предельные тяговые способности изогнутых растяжимых фрикционных гибких тел в ременных передачах. Кроме того, стенд имеет сложную конструкцию, большие габаритные размеры и значительную стоимость.

Недостатками другого устройства для определения коэффициента трения гибких материалов [8] являются: сложная конструкция с нагрузочным узлом в виде ванны с жидкостью, большие габаритные размеры, работа только в вертикальном положении; нерегулируемость угла обхвата и его нестабильность, что не позволяет определять предельные тяговые способности гибких тел при работе ременных передач без смазывания.

Используемый в машиностроении метод оценки тяговой способности ременных передач по коэффициенту ψ_0 заключается в испытаниях вращающегося замкнутого тягового ремня ($\alpha = 180°$) и построении по полученным данным кривой скольжения, на которой выделяют зону перехода прямолинейного участка в трудноотличимую от него кривую пробуксовок. Получены следующие приближенные результаты [1, с. 614; 7, с. 138] для передач разного типа: плоскоременных — $\psi_0 \approx 0{,}4 \div 0{,}5$; для круглоременных — $\psi_0 \approx 0{,}5 \div 0{,}55$; для клиноременных — $\psi_0 = 0{,}6 \div 0{,}7$.

Цель данной работы — определение и сравнение значений коэффициента ψ_0 плоско-, кругло- и клиноременной передач для реализации их предельной тяговой способности.

Определение тяговой способности ременной передачи

Экспериментальные исследования предельных тяговых характеристик ременных передач разных типов проводили на разработанном VIP-трибометре [11], на котором можно испытывать незамкнутые тяговые ремни с открытыми и подпружиненными относительно корпуса концами (рис. 1).

VIP-трибометр имеет корпус *1*, установленную на нем направляющую *2* (в виде поворотного шкива) для размещения испытуемого гибкого тела *3* и привод поворота, который может быть выполнен в виде рычага *4* углового поворота или в виде самотормозящейся, например червячной, передачи; узел нагружения гибкого тела *3* в виде шарнирно присоединенного к корпусу *1* упругого элемента *5*, соединяющего оба открытых конца гибкого тела *3* с шарнирными опорами фиксаторов *6* упругих элементов *5* и *7* и узел измерения натяжения тела *3*, состоящий из динамометра *7* с измерительной стрелкой *8* и сдвоенной шкалой-линейкой *9* для одновременного измерения нескольких характеристик трения гибкого тела при заданном угле α обхвата.

Трибометр имеет также узел изменения угла α обхвата направляющей *2* гибким телом *3* в виде фиксаторов *6*, равномерно расположенных на корпусе *1* по окружности с центром в точке O_1. Положение фиксаторов *6* совпадает с делениями измерительной шкалы *10* угла обхвата, что обеспечивает возможность точной установки перед испытанием требуемого угла α обхвата. Шкала *10* связана со сдвоенной шкалой-линейкой *9* динамометра *7*.

На VIP-трибометре (см. рис. 1) для испытуемого гибкого тела (тяговый ремень, лента, нить, трос) одновременно можно определять следующие показатели:

1) задаваемый угол α обхвата направляющей *2*;

2) усилие F_0 предварительного натяжения концов гибкого тела;

3) усилие $F_1 = F_1^*$ натяжения гибкого тела в момент нарушения его фрикционного контакта с направляющей *2*;

4) окружную силу трения $F_t = F_t^*$ в момент нарушения фрикционного контакта при заданном угле α обхвата;

5) коэффициент ψ_0 тяги в момент нарушения фрикционного контакта.

Данные показатели связаны выражениями:

$$\left.\begin{aligned} F_t &= 2(F_1 - F_0); \\ \psi_0 &= \frac{F_t}{2F_0} = \frac{2(F_1 - F_0)}{2F_0} = \frac{F_1}{F_0} - 1. \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

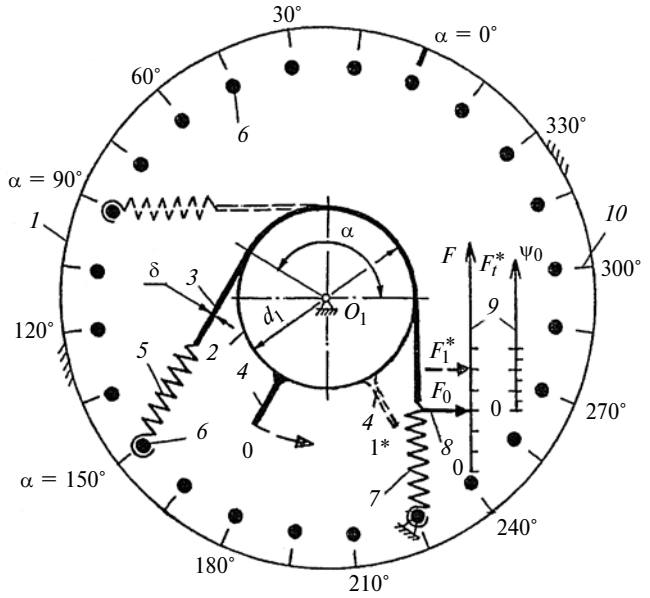


Рис. 1. Принципиальная схема VIP-трибометра:
0 — фаза предварительного натяжения ветвей изогнутого гибкого тела; 1* — фаза измерений — положение, при котором нарушается фрикционный контакт

Учитывая, что входящие в формулу (1) усилия F_0 и F_1 прямо пропорциональны соответствующему удлинению динамометра *7*, искомую величину ψ_0 можно определить непосредственно через соотношение этих удлинений:

$$\psi_0 = \frac{F_1 - F_0}{F_0} = \frac{\Delta l}{l_0}, \qquad (2)$$

где Δl — начальное удлинение динамометра *7* (фаза 0 предварительного натяжения ремня); l — удлинение динамометра *7* при нарушении фрикционного контакта (фаза 1* измерений).

Перед эксплуатацией трибометра при положении 0 рычага *4* (см. рис. 1) по шкале *10* устанавливают требуемый угол α обхвата посредством шарнирного соединения упругого элемента *5* с одним из градуированных фиксаторов *6* для создания усилия F_0 предварительного натяжения. После этого поворачивают направляющую *2* до значения, при котором нарушается фрикционный контакт гибкое тело — направляющая (положение 1*). Затем при неподвижном состоянии направляющей *2* в положении 1* измеряют статическое усилие $F_1(\alpha)$ натяжения гибкого тела *3* при нарушении контакта, силу трения $F_t(\alpha)$ и коэффициент тяги $\psi(\alpha) = \psi_0$ по шкале *9*, проградуированной на основе расчетов по формулам (1) и (2).

Для повторного измерения надо вернуть направляющую *2* с рычагом *4* из положения измерений 1* в исходное положение 0 и повторить поворот углового рычага *4* до положения 1* нарушения

фрикционного контакта. Как правило, угол поворота рычага *4* из положения 0 в положение 1* находится в пределах полуоборота направляющей *2*.

Таким образом, с помощью VIP-трибометра можно точно и быстро установить требуемый угол обхвата без расчетных формул, что повышает точность измерений и сокращает продолжительность испытаний. При этом можно одновременно и непосредственно определить по линейной шкале показатели трения гибких тел при неограниченном диапазоне изменения угла обхвата направляющей, что снижает трудоемкость и повышает эффективность применения трибометра в трибометрии [6].

По результатам измерений на VIP-трибометре с открытым невращающимся подпружиненным гибким телом можно определять предельную способность гибких элементов с разной формой сечения передавать вращающий момент без пробуксовки. Реализация предельных тяговых способностей на практике в широко применяемых в машиностроении плоско-, кругло- и клиноременных передачах обеспечит их работу с максимальным КПД при наименьшем усилии предварительного натяжения тягового ремня и с наибольшим ресурсом.

Результаты эксперимента

Исследовали предельные тяговые способности ременных фрикционных передач разного типа [1]. Поочередно устанавливали на направляющую *2* трибометра (см. рис. 1) плоский, круглый и клиновой ремни *3* с открытыми подпружиненными концами. С помощью фиксатора *6* задавали требуемый угол обхвата $\alpha = 0$; 90; 180; 270°. По шкале *9* трибометра определяли коэффициент ψ_0 для ременных передач каждого типа. По полученным результатам построены зависимости $\psi_0 = f(\alpha)$ (рис. 2) и $\varepsilon_0 = f(\psi_0)$ (рис. 3) для ременных передач разных типов при $\alpha \leqslant 270°$.

Анализ представленных на рис. 2 экспериментальных кривых предельного сцепления изогнутого тягового ремня со шкивом показал следующее.

1. При стандартном угле обхвата $\alpha = 180°$ наименьший оптимальный коэффициент тяги в режимах без пробуксовок и без смазывания наблюдается в плоскоременной передаче ($\psi_0 = 4/9$); в круглоременной передаче коэффициент тяги $\psi_0 = 1/2$, т. е. в 1,13 раза больше, а в клиноременной передаче $\psi_0 = 2/3$, т. е. в 1,5 раза больше.

2. При углах обхвата $\alpha = 90 \div 180°$ и одинаковом усилии F_0 предварительного натяжения ремня можно обеспечить для разных ремней одинаковую окружную силу F_t трения, изменяя угол обхвата. Например, получить коэффициент тяги $\psi_0 = 0{,}37$ можно в клиноременной передаче при $\alpha = \alpha^* = 90°$,

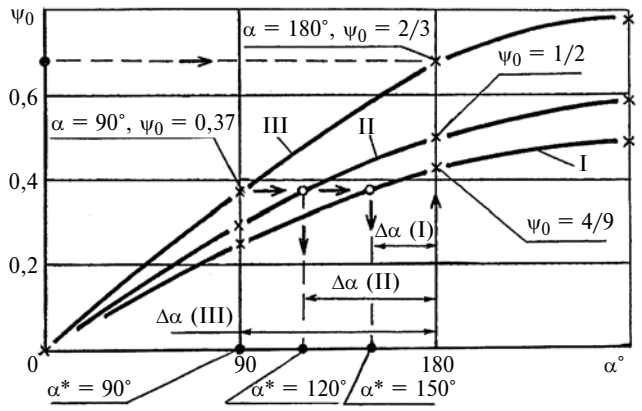


Рис. 2. Зависимости изменения порогового коэффициента ψ_0 тяги плоскоременной (I), круглоременной (II) и клиноременной (III) передач от угла α обхвата

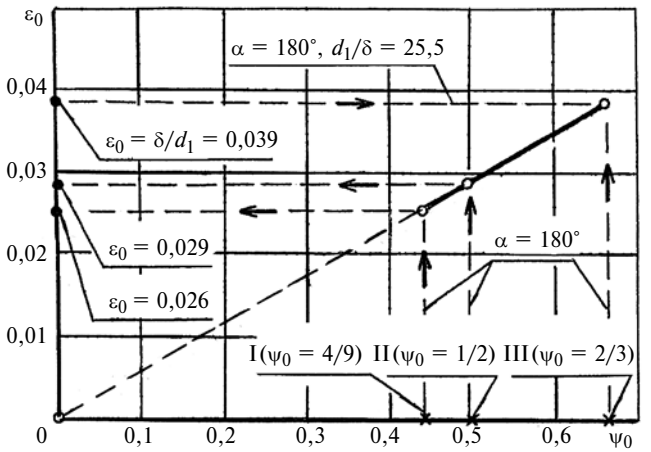


Рис. 3. Диаграмма определения по граничной прямой $\varepsilon_0 = f(\psi_0)$ предельных тяговых режимов работы без пробуксовок: плоскоременной (I); круглоременной (II) и клиноременной (III) передач

в круглоременной передаче при $\alpha = \alpha^* = 120°$, в плоскоременной передаче при $\alpha = \alpha^* = 150°$.

С учетом указанной нижней границы $\alpha = \alpha^*$ рекомендуемый для сохранения коэффициента тяги ($\psi_0 = \text{const}$) угол обхвата и расчетный диапазон $\Delta\alpha$ составят для передач:

плоскоременной — $\alpha \geqslant 150°$, $\Delta\alpha = 180° - 150° = 30°$;

круглоременной — $\alpha \geqslant 120°$, $\Delta\alpha = 180° - 120° = 60°$;

клиноременной — $\alpha \geqslant 90°$, $\Delta\alpha = 180° - 90° = 90°$.

Зависимость оптимального коэффициента ψ_0 тяги без пробуксовок от задаваемого угла α обхвата представляет собой сложную кривую, которую можно аппроксимировать следующей линейной зависимостью:

$$\psi_0(\alpha) = \psi_{0(180)} - b(180 - \alpha), \qquad (3)$$

где $\psi_{0(180)}$ — значение ψ_0 при $\alpha = 180°$; $b = \frac{\psi_{0(180)} - \psi_{0(\alpha*)}}{180 - \alpha*}$.

В указанном расчетном диапазоне угла $\Delta\alpha$ формула (3) имеет вид:

для плоскоременной передачи ($150° \leqslant \alpha \leqslant 180°$)

$$\psi_0(\alpha) = \frac{4}{9} - 0{,}025(180 - \alpha); \quad (4)$$

для круглоременной передачи ($120° \leqslant \alpha \leqslant 180°$)

$$\psi_0(\alpha) = \frac{1}{2} - 0{,}022(180 - \alpha); \quad (5)$$

для клиноременной передачи ($90° \leqslant \alpha \leqslant 180°$)

$$\psi_0(\alpha) = \frac{2}{3} - 0{,}033(180 - \alpha). \quad (6)$$

Анализ представленной на рис. 3 экспериментальной граничной прямой показал, что предельные тяговые показатели ременных фрикционных передач зависят от формы сечения применяемого ремня.

В передачах со стандартным углом обхвата $\alpha = 180°$ [1] замена плоскоременной передачи круглоременной приводит к повышению предельного оптимального коэффициента тяги $\psi_0 = 4/9$ до $\psi_0 = 1/2$, а при переходе к клиноременной передаче этот коэффициент повышается до $\psi_0 = 2/3$.

Пороговые значения оптимального коэффициента тяги, обеспечивающие работу ременных передач без пробуксовок, в условиях упругой деформации гибкой связи расположены на *общей прямой упругого скольжения*, проходящей через начало координат $\varepsilon_0 = 0$, $\psi_0 = 0$ (холостой ход) и являющейся верхней границей области тяговых режимов "упругой передачи момента".

Максимальное значение коэффициента ε упругого скольжения изогнутого упругодеформируемого гибкого тела зависит от типа ременной фрикционной передачи и при стандартном угле обхвата $\alpha = 180°$ ограничено безразмерным параметром $\varepsilon_0 = \delta/d_1$, где δ — толщина ремня, d_1 — диаметр шкива. В плоскоременной передаче $\varepsilon_0 = 2{,}6$ %, в круглоременной — $\varepsilon_0 = 2{,}9$ %, в клиноременной — $\varepsilon_0 = 3{,}9$ %.

Наибольшее изменение передаточного отношения из-за упругого скольжения тягового ремня с углом обхвата $\alpha = 180°$ ($\varepsilon = \varepsilon_0$) наблюдается в клиноременной передаче ($\varepsilon_0 = 0{,}039$) и уменьшается в круглоременной ($\varepsilon_0 = 0{,}029$) и плоскоременной ($\varepsilon_0 = 0{,}026$) передачах.

Таким образом, в результате экспериментов на трибометре с открытым остановленным ремнем (см. рис. 1) установлены следующие граничные значения предельных тяговых способностей ременных фрикционных передач:

плоскоременная передача — верхний предел оптимального коэффициента тяги $\psi_0 = 4/9$ при $\alpha = 180°$, расчетные диапазоны: $\alpha \geq 150°$, $\varepsilon_0 \leq 0{,}026$;

круглоременная передача — $\psi_0 = 1/2$ при $\alpha = 180°$, расчетные диапазоны $\alpha \geq 120°$, $\varepsilon_0 \leq 0{,}029$;

клиноременная передача — $\psi_0 = 2/3$ при $\alpha = 180°$, расчетные диапазоны: $\alpha \geq 90°$, $\varepsilon_0 \leq 0{,}039$.

На практике для конструируемой ременной передачи существует точное ограничение предельного оптимального коэффициента ψ_0 тяги и предельного коэффициента ε_0 упругого скольжения, определяющего наибольшее возможное изменение передаточного отношения привода с гибкой фрикционной связью: $4/9 \leq \psi_0 \leq 2/3$; $0{,}026 \leq \varepsilon_0 \leq 0{,}039$.

По результатам эксперимента получены новые аналитические зависимости (4), (5) и (6) оптимального коэффициента тяги плоско-, кругло- и клиноременной фрикционных передач для расчета их предельных тяговых режимов работы без пробуксовок гибкой пары трения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Крайнев А. Ф.** Механика машин: Справочник. М.: Машиностроение, 2000. 904 с.

2. **Дроздов Ю. Н.** Передаточные механизмы. Трение, изнашивание, смазка: Справочник. Кн. 2. М.: Машиностроение, 1979. С. 113—147.

3. **Пронин Б. А., Ревков Г. А.** Бесступенчатые клиноременные и фрикционные передачи (вариаторы). М.: Машиностроение, 1967. 400 с.

4. **Трение,** изнашивание, смазка: Справочник. Т. 2 / Под ред. И. В. Крагельского и В. В. Алисина. М.: Машиностроение, 1979. 358 с.

5. **Мур Д. Ф.** Основы и применения трибоники: пер. с англ. М.: МИР, 1978. 487 с.

6. **Польцер Г., Майсснер Ф.** Основы трения и изнашивания: пер. с нем. М.: Машиностроение, 1984. 264 с.

7. **Иосилевич Г. Б.** Детали машин: Учеб. для вузов. М.: Машиностроение, 1988. 368 с.

8. **А. с. 1012016 СССР.** Устройство для измерения коэффициента трения гибких материалов.

9. **Пожбелко В. И.** Механическая модель трения и нахождение универсальных триботехнических констант // Известия Челябинского научного центра. Челябинск: УрО РАН, 2000. Вып. 1. С. 33—38.

10. **Пожбелко В. И.** Силовые закономерности трения упруго-деформируемой ременной передачи (новая постановка задачи Эйлера) // Известия Челябинского научного центра. Челябинск: УрО РАН, 2000. Вып. 3. С. 56—62.

11. **Пат. 2486493 RU.** VIP-трибометр для определения тяговых характеристик трения гибких тел.

УДК 678.67.02

В. Ц. РАДНАТАРОВ, канд. техн. наук, Л. А. БОХОЕВА, д-р техн. наук (Восточно-Сибирский ГУ технологий и управления, г. Улан-Удэ), В. Е. РОГОВ, д-р техн. наук (Байкальский институт природопользования СО РАН, г. Улан-Удэ), e-mail: rogov54v@mail.ru

Влияние антифрикционной добавки FORUM на изнашивание деталей двигателя легкового автомобиля

Исследована эффективность использования антифрикционной добавки FORUM в смазочной системе двигателя легкового автомобиля. Установлено, что на рабочих поверхностях трибосопряжений образуются фторопластовые покрытия, замедляющие изнашивание.

Ключевые слова: смазочная система, ультрадисперсная добавка FORUM, фторопластовые частицы, полимерное покрытие.

The effectiveness of application of FORUM antifriction additive in lubrication system of an automobile motor is investigated. It is determined, that fluoroplastic coatings, slowing down the wear process, are formed on working surfaces of tribocouplings.

Keywords: lubrication system, FORUM ultradisperse additive, fluoroplastic particles, polymer coating.

Антифрикционная добавка FORUM широко используется с положительными результатами в различных смазочных жидкостях для ДВС и других механизмов. Однако информация носит в основном рекламный характер и практически нет сведений о влиянии добавки на износостойкость трибосопряжений при длительной эксплуатации. Поэтому проанализируем результаты практического систематического использования полимерной добавки FORUM (в смеси с моторным маслом) в смазочной системе двигателя легкового автомобиля ВАЗ-21043.

Добавка FORUM — фторорганический материал, состоящий из частиц ультрадисперсного политетрафторэтилена (УПТФЭ), которые получают по технологии, разработанной в Институте химии ДВО РАН. Частицы УПТФЭ имеют строение сферолита размером 0,5÷1,5 мкм и твердость 5 Па по Бринеллю. Это в основном шаровидные частицы размером ≈0,6 мкм [1]. Добавка FORUM совместима с любыми моторными маслами благодаря высокой химической устойчивости ее основы. Она — единственная российская добавка, экспортируемая в Японию. Предполагается [2], что при попадании частиц УПТФЭ в зону трения на трущихся поверхностях ДВС образуется тонкая тефлоновая пленка, и трение металла по металлу сменяется трением полимера по полимеру. Применение добавки способствует снижению коэффициента трения и температуры в зоне трения, уменьшает пусковой момент, т. е. увеличивает срок службы двигателя.

Некоторые исследователи [3] отмечают следующие недостатки применения подобных добавок:

противоизносный эффект достигается после 2,5 тыс. км пробега и полностью исчезает к 25 тыс. км пробега;

покрытие шаржируется продуктами износа, представляющими собой абразивный материал;

на днищах поршней и кольцах образуются слоистые отложения с белым налетом и нагар;

сужаются смазочные каналы, на фильтрующем элементе появляется осадок;

нарушается стабильность температуры;

невозможно применение других плакирующих материалов;

при сгорании образуется токсичное вещество — фосген.

В статье приведены результаты исследования поверхностей трения на электронном сканирующем микроскопе HITACHI TM-1000 после использования добавки FORUM в смазочной системе двигателя легкового автомобиля ВАЗ-2103 в течение семи лет при круглогодичной его эксплуатации в городских условиях (общий пробег 80 тыс. км).

До начала применения добавки пробег автомобиля составлял 60 тыс. км, расход масла на угар — более 100 г на 500 км пробега, наблюдалось небольшое сизое дымление выхлопных газов. Добавку предварительно взбалтывали и вносили в мотор-

ное масло Shell 10W/40 при каждой его замене. Пробег автомобиля между заменами масла составлял 9÷13 тыс. км. По субъективной оценке водителя положительный эффект после первого введения добавки проявился в более равномерной работе двигателя на холостом ходу, снижении уровня шума при работе его подвижных частей, сравнительно легком пуске двигателя в зимнее время.

При эксплуатации автомобиля в двигателе произошел отрыв крепления башмака натяжителя цепи, ставший причиной вынужденного капитального ремонта. На момент разборки техническое состояние двигателя было вполне удовлетворительным: компрессия в цилиндрах при закрытой дроссельной заслонке составляла от 0,80 до 0,82 МПа; расход масла на угар — 100 г на 1000 км пробега, отсутствовало дымление. После демонтажа головки блока цилиндров на стенках камеры сгорания имелся незначительный слой сухого нагара, что не характерно для аналогичных двигателей отечественного производства с пробегом более 140 тыс. км. Отметим, что некоторые отрицательные замечания относительно добавки в работе [3] не нашли подтверждения: слоистые отложения с белым налетом и нагар на днищах поршней и кольцах не обнаружены; размеры отверстий смазочных каналов не изменились и находились в пределах допуска. Отсутствие твердого осадка в виде порошка УПТФЭ на дне картера после достаточно продолжительного использования добавки может свидетельствовать об изменении его размеров при эксплуатации двигателя.

Инструментальная дефектация деталей цилиндропоршневой группы показала следующее:

износ рабочих поверхностей цилиндров несколько превышал предельно допустимый, частичное изнашивание имело место еще до начала использования добавки;

фактические размеры коренных и шатунных шеек коленчатого вала укладывались в диапазон номинальных размеров;

толщины коренных и шатунных вкладышей соответствовали их номинальной величине.

После пробега автомобиля 140 тыс. км зазор в сопряжении "шейка коленчатого вала — вкладыш" находился в пределах нормы, износ рабочих поверхностей цилиндров составлял 0,17÷0,23 мм на диаметр.

За время применения добавки FORUM были отмечены положительные изменения в работе двигателя: исчезло дымление выхлопных газов (после третьей замены масла); расход масла на угар снизился почти в 2 раза по сравнению с расходом до применения добавки; установилась стабильная компрессия в цилиндрах.

Высокая температура в камере сгорания может вызвать деструкцию полимера с образованием токсичных веществ, но, как отмечается в работе [4], в камеру сгорания попадает незначительное количество УПТФЭ. Уменьшение количества угарного газа и оксида азота в выхлопных газах свидетельствуют об улучшении работы двигателя.

Так как в зону трения не сразу подается достаточное количество полимера, то на поверхностях трения полимерный слой образуется не мгновенно, поэтому эффект снижения дымления выхлопных газов проявляется только после третьего введения добавки.

Значительные изменения в работе двигателя могут быть связаны с образованием фторопластовых покрытий как в металлических сопряжениях, так и в резиновых уплотнениях. Поэтому возникла необходимость экспериментального исследования данных покрытий на разных поверхностях трения. Поскольку детали двигателя имеют цилиндрическую форму и большие размеры, то изготовить качественные образцы таких размеров без нарушения полимерного покрытия достаточно сложно. Поэтому для микроскопических исследований были подготовлены следующие образцы: зубчатое колесо масляного насоса и клапан (контактирующая поверхность — сталь); вкладыш коленчатого вала (контактирующая поверхность — алюминиевый сплав); вкладыш ведущего вала привода масляного насоса (контактирующая поверхность — бронза).

Исследования показали, что вследствие высокой чистоты обработки металлических поверхностей и повышенной оптической прозрачности фторопласта [5] тефлоновое полимерное покрытие в микроскоп HITACHI TM-1000 на стальных и алюминиевых поверхностях четко не просматривалось. Наличие фторопластового покрытия на стальных поверхностях при исследовании на растровом электронном микроскопе LEO-1430VP с системой энергодисперсионного микроанализа INCA Energy 350 не обнаружено. Это связано, вероятно, с тем, что характеристические рентгеновские линии железа и фтора располагаются очень близко. Тефлоновое покрытие обнаружено на бронзовой поверхности подшипника ведущего вала привода масляного насоса. На рис. 1 показано ориентированное в направлении движения однородное покрытие с различными неровностями. Для сравнения на рис. 2 показана рабочая поверхность бронзового подшипника вала аналогичного двигателя, в смазочной системе которого не использовались никакие добавки. Пористая поверхность трения бронзового подшипника указывает на то, что он изготовлен методом порошковой металлургии. Сравнение показало, что при работе двигателя на бронзовой по-

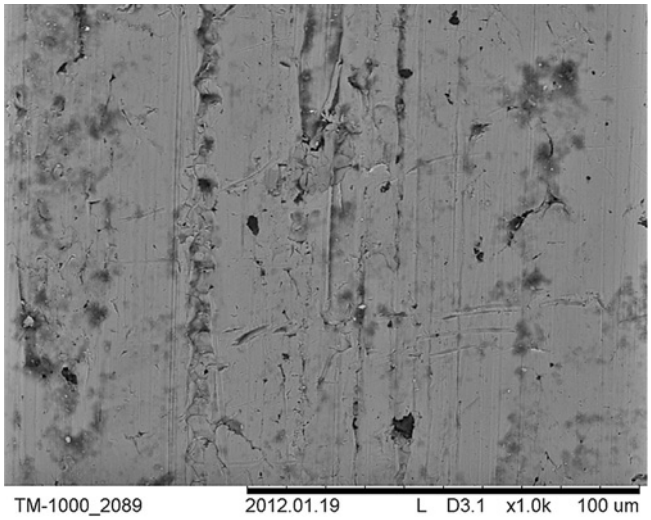


Рис. 1. Рабочая поверхность бронзового подшипника ведущего вала привода масляного насоса

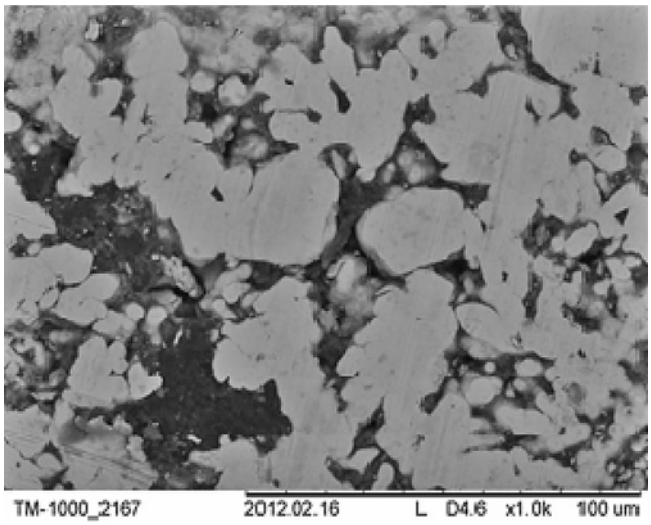


Рис. 2. Рабочая поверхность бронзового подшипника ведущего вала, работавшего без добавки

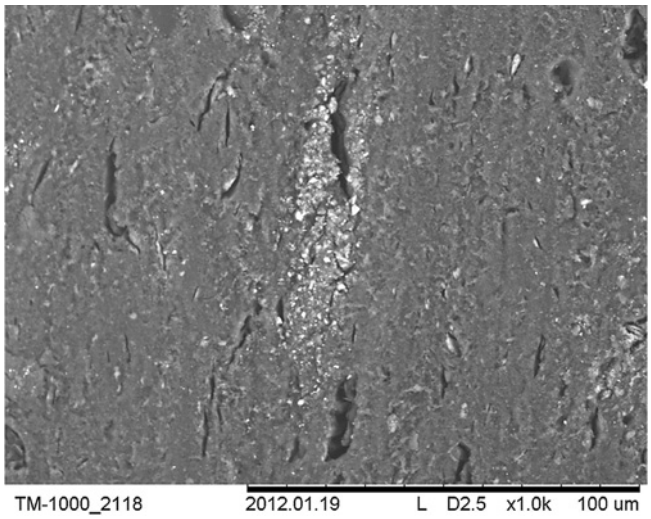


Рис. 3. Рабочая поверхность кромки переднего сальника коленчатого вала

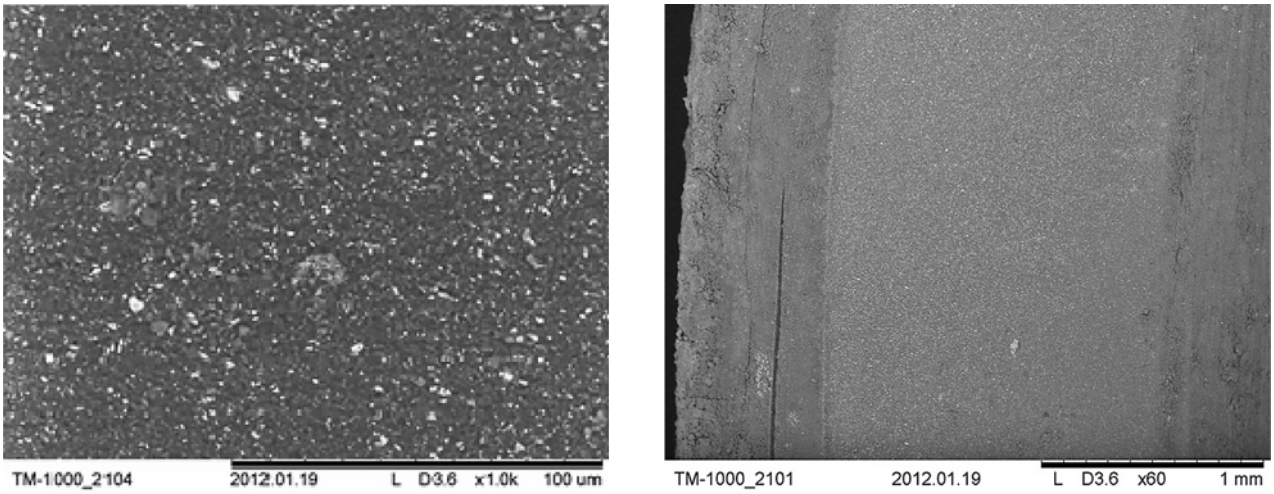
верхности образуется видимое однородное полимерное покрытие, которое распределяется не только по фактической площади контакта, но и по всей поверхности вкладыша, изменяя микрорельеф, закрывая впадины и неровности.

Покрытия с другой структурой образуются на рабочих поверхностях уплотнительных элементов — маслосъемных колпачках, резиновых уплотнениях. Белые частицы порошка УПТФЭ, которые появляются в основном в трещинах и углублениях, наблюдаются на рабочей поверхности сальника коленчатого вала наряду с полимерным покрытием (рис. 3).

На рабочей поверхности маслосъемного кольца наблюдается равномерное распределение недеформированных белых частиц (рис. 4, *а*), при большем увеличении четко видна граница контакта поверхности маслосъемного кольца шириной более 1 мм (рис. 4, *б*). Наличие недеформированных частиц УПТФЭ на данных поверхностях свидетельствует о большей толщине покрытий по сравнению с покрытиями на металлических поверхностях. В данных трибосопряжениях тефлоновые частицы не деформируются ввиду небольшого контактного давления и упруго-эластичных свойств резины.

По мере поступления полимерного порошка в зону трения "клапан — маслосъемное кольцо" наблюдается утолщение полимерного покрытия, что способствует устранению дефектов поверхности, повышению герметичности и, следовательно, надежности и долговечности сопряжения. Наличие в зоне трения ультрадисперсных частиц в течение длительного времени связано как с конструкцией узла, так и с отсутствием инерционных сил при возвратно-поступательном движении клапанов, вызывающих вымывание. Резиновые кромки маслосъемного колпачка после длительной эксплуатации сохранили достаточную эластичность, несмотря на то что маслосъемные кольца, работающие в паре трения "клапан — маслосъемный колпачок" заменяются 1—2 раза из-за нарушения герметичности данного соединения при одинаковом пробеге автомобиля.

Поскольку основным механизмом разрушения резины, работающей в контакте с гладкой металлической поверхностью при смазывании, является усталостное изнашивание, в результате которого в зоне трения образуются "катки", то образование полимерного покрытия существенно изменяет характер трения и изнашивания резинометаллических пар. Процесс шаржирования мягких металлов продуктами износа известен [6], однако тончайшая полимерная пленка вряд ли сможет прочно закрепить и тем более удержать металлические частицы износа при динамических нагрузках.



а) *б*)

Рис. 4. Рабочая поверхность маслосъемного кольца при разных увеличениях

По результатам использования добавки FORUM в смазочной системе двигателя в течение длительного времени можно сделать следующие выводы:

при работе двигателя на контактирующих поверхностях действительно формируются полимерные тонкослойные покрытия с разными структурами. Образование сопряжений "полимер — полимер" снижает интенсивность изнашивания;

увеличивается срок службы резиновых уплотнений, повышается герметичность трибосопряжения "клапан — маслосъемное кольцо";

регулярное применение добавки FORUM позволяет существенно замедлить изнашивание пар трения в автомобильных двигателях и продлить срок их службы.

Таким образом, подтверждено фактическое наличие полимерного покрытия на сопряженных поверхностях; длительность его положительного воздействия требует дальнейшего исследования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Размеры** и форма частиц ультрадисперсного политетрафторэтилена, полученного термогазодинамическим способом / В. М. Бузник, А. К. Цветников, Б. Ю. Шикунов, В. В. Полькин // Перспективные технологии. 2002. № 2. С. 69—72.

2. **http://www.forumshop.ru.**

3. **Исхакова Е. П.** Использование антифрикционных препаратов в промышленности // Вестник машиностроения. 2008. № 12. С. 30—34.

4. **Бузник В. М., Цветников А. К.** Ультрадисперсный политетрафторэтилен как основа для новых перспективных материалов // Вестник ДВО РАН. 1993. № 3. С. 39—47.

5. **Экструзионные** пленки из фторполимеров / П. С. Захаров, В. Д. Митичук, П. В. Митин, Б. Н. Максимов // Фторные заметки. 2012. № 6(85). С. 67.

6. **Рогов В. Е., Гурьев А. М., Никифоров С. О.** Металлофторопластовые материалы для машиностроения: особенности разработки, производства и применения // Ползуновский альманах. 2010. № 1. С. 51—57.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" — индекс **70120**;
"Пресса России" — индекс **27841**;
"Почта России" — индекс **60264**.

Работы и достижения в области трибологии ведущих специалистов ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН

У истоков развития трибологии в ИМАШ РАН стоял Юрий Николаевич Дроздов — известный ученый в области трения, изнашивания, смазки (трибология и надежность, безопасность машин и механизмов), доктор технических наук, профессор, действительный член Российской академии космонавтки и Российской инженерной академии, лауреат Государственной премии СССР, заслуженный деятель науки РФ, автор 750 научных трудов: монографий, справочников, учебников и изобретений, защищенных авторскими свидетельствами и патентами.

В 1964 г. Юрий Николаевич защитил кандидатскую диссертацию, в 1973 г. — докторскую. С 1976 г. был профессором по специальности "Трение и износ в машинах". Работал заместителем директора Института машиноведения им. А. А. Благонравова АН СССР по науке. Впервые ввел понятие трибологической надежности узлов, функционирующих в экстремальных условиях. Долгие годы его научная деятельность была направлена на создание и испытание образцов ракетно-космической техники; разработку научных основ ресурсного проектирования механических систем. Более 30 лет руководил работой отдела "Трение, износ, смазка. Трибология" и одновременно лабораторией "Узлы трения для экстремальных условий". Под руководством и при консультациях Ю. Н. Дроздова защищено более 40 кандидатских и докторских диссертаций.

Ю. Н. Дроздов был заместителем Председателя Межведомственного научного совета и Национального комитета РАН по трибологии, членом-корреспондентом Международного совета по трибологии (Великобритания), членом Научного совета РАН по проблемам машиноведения и технологических процессов. Входил в состав секции Межведомственного совета по присуждениям премии Правительства РФ, был членом ученых и научно-технических советов ИМАШ РАН, МГТУ им. Н. Э. Баумана, МГОУ им. В. С. Черномырдина.

Много лет Ю. Н. Дроздов работал в Высшей аттестационной комиссии СССР. Был членом редакционных коллегий ряда научных журналов, в том числе в течение многих лет был председателем секции "Конструирование, расчет, испытания и надежность машин" и редактором рубрики "Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки" журнала "Вестник машиностроения". Отмечен медалью "2000 выдающихся интеллектуалов XXI века" (г. Кембридж, Великобритания). Награжден дипломом Американского биографического института как эксперт по трибологии, надежности и безопасности. За научно-технические достижения награжден орденом Трудового Красного Знамени и несколькими медалями. Имя Юрия Николаевича Дроздова как выдающегося выпускника занесено в юбилейное издание, посвященное 75-летию кафедры "Многоцелевые гусеничные машины и мобильные роботы" МГТУ им. Н. Э. Баумана.

В Институт машиноведения Юрий Николаевич Дроздов, будущий ученый с мировым именем, пришел в 1965 г., уже имея опыт научных исследований. После окончания МВТУ им. Н. Э. Баумана остался работать на кафедре "Гусеничные машины", где с 1959 г. начал заниматься проблемами трения, изнашивания и смазки тяжелонагруженных трансмиссий и фрикционных передач (вариаторов скорости) боевых гусеничных машин. Обучаясь в аспирантуре, посещал лекции по разным разделам математики в МГУ им. М. В. Ломоносова, а после защиты кандидатской диссертации успешно преподавал высшую математику в родном училище.

Юрий Николаевич вспоминал, что, когда он пришел в ИМАШ, коллектив института возглавлял академик А. А. Благонравов — крупный ученый и организатор, с именем которого связаны большие достижения в области автоматического вооружения. При нем институт приобрел статус ведущего научного центра в области машиноведения в стране и мире: расширилась тематика исследований, увеличился штат сотрудников, строились новые лабораторные корпуса. В то время в институте успешно решались такие задачи, как получение новых материалов, исследования вибрации и бесшумности объектов новой техники, проблемы прочности, в том числе усталостной, материалов и конструкций. Велись масштабные исследования в области трения и износа в машинах.

Термин "трибология" для обозначения научно-технической дисциплины, объединяющей проблемы трения, изнашивания и смазывания и изучающей взаимодействие поверхностей при их относительном движении, появился в Англии в 1966 г. Увеличение срока службы машин, оборудования и приборов, снижение их металлоемкости, сохранение энергии, экономия материалов, повышение производительности, обеспечение экологичности и безопасности зависят от повышения износостойкости и надежности узлов трения.

Известно, что ≈30 % мировых энергетических ресурсов в разных формах расходуется на трение, 80÷90 % подвижных сопряжений машин выходят из строя в результате изнашивания. При этом снижаются КПД, точность, экономичность, надежность и долговечность машин, ухудшаются их динамические и акустические характеристики. Наряду с задачами обеспечения работоспособности таких узлов трения, как шарнирные соединения гусениц тракторов и тягачей, пар трения цилиндропоршневой группы ДВС, насосов, компрессоров, уплотнительных систем, контактов "колесо — рельс", "шина — дорога", современные наука и техника решают новые сложные задачи, связанные с развитием авиационно-космической техники, атомной энергетики, компьютерных систем, освоением глубин Океана и недр Земли, ближнего и дальнего Космоса и других перспективных направлений.

Высокие нагрузки, скорости, широкий диапазон изменения температур, вакуум, агрессивные жидкие и газовые среды, воздействия излучений, магнитных и электрических полей типичны для условий функционирования современных узлов трения. Углубленное изучение процессов изнашивания на атомно-молекулярном уровне требует разработки специальных физических, химических и механических методов анализа, приборного обеспечения экспериментов. Ресурс и надежность узлов трения, снижение сил трения в трущихся сопряжениях и их повышение в фрикционных устройствах и тормозах достигаются применением новых композиционных материалов, покрытий, поверхностных упрочняющих технологий, физико-химических модификаций поверхностей, созданием новых смазочных материалов и присадок, добавок к ним.

Трибология — междисциплинарная наука, объединяющая разные научные направления. Проблемами трибологии Институт машиноведения занимается с момента основания в 1938 г. Физике, химии и механике трибологических процессов посвящены труды известных ученых: М. М. Хрущова, И. В. Крагельского, А. И. Петрусевича, С. В. Пинегина, А. К. Дьячкова, М. В. Коровчинского, А. В. Чичинадзе, Р. М. Матвеевского и др. Исследования механизма трения в ИМАШе позволили разработать теоретические основы проектирования узлов трения с различными видами смазывания (сухое и жидкостное смазывание, смазывание с применением воды и газа), изучить контактное взаимодействие при активных физико-химических процессах. Были созданы методы расчета работоспособности узлов трения на стадии проектирования. Установлены закономерности трения и изнашивания, разработаны фрикционные и антифрикционные материалы и покрытия, созданы новые материалы для работы в глубоком вакууме, при весьма высоких и низких температурах. Конструкционные и смазочные материалы предназначались для применения в вакуумной, космической и ядерной технике и технологиях. Важным было участие ИМАШа в создании космических автоматических аппаратов.

Отдел "Трение, износ, смазка. Трибология", которым более 30 лет руководил Юрий Николаевич Дроздов, в течение всех 76 лет существования ИМАШа занимался общими проблемами машиноведения и машиностроения. В состав отдела входят пять лабораторий, работа которых в настоящее время объединена общей тематикой: исследования узлов трения для экстремальных условий; исследования и разработки методов смазывания сопряженных узлов машин; исследования износа при высоких температурах; исследования износа при граничной смазке; исследования и разработка физических методов упрочнения поверхностей трения.

Отдел занимается фундаментальными и прикладными исследованиями, направленными на повышение ресурса, безопасности и коэффициента полезного действия объектов гражданского и военного назначения (для космических, транспортных, энергетических, атомных, авиационных, газо-нефтедобывающих систем). Разрабатываются методы испытаний на трибологический ресурс и потери энергии, а также методы проектирования и расчета указанных параметров. Создаются новые износостойкие материалы, покрытия, смазочные материалы, в том числе на основе наносистем. С использованием нанотехнологий получены присадки и добавки к смазочным маслам и покрытиям. Определяются трибологические характеристики новых металлических, полимерных, керамических, композиционных, порошковых материалов, работающих в условиях адгезионного, абразивного, усталостного, эрозионного и других видов изнашивания.

Многие из работ выполняются силами ученых лаборатории "Узлы трения для экстремальных условий", которой более 40 лет руководил непосредственно Ю. Н. Дроздов. Лаборатория была создана по инициативе Главного конструктора космической техники, академика С. П. Королева и академика А. А. Благонравова. Ее ученые участвовали в разработке узлов и деталей "Лунохода", "Марсохода", космических станций, системы "Энергия — Буран" и других объектов. В последние годы они занимаются ресурсным проектированием технических систем по трибологическим критериям. Обобщенные безразмерные трибологические критерии позволяют учитывать в расчетах влияние на

трение и изнашивание механических, физико-химических и геометрических факторов.

Следует отметить участие ученых в создании уникального оборудования для освоения шельфа острова Сахалин. По оценкам специалистов — это самый крупный нефтегазовый комплекс в мире. Его реализация — значительное достижение не только ученых ИМАШа, но и российской науки в целом. Беспрецедентным для отрасли является использование подвижных опор (сейсмоизоляторов) в соединениях основания и верхних строений платформы, которые помогают выдержать сильнейшее землетрясение. При толчках подвижные опоры позволяют элементам конструкции плавно раскачиваться, предохраняя их от разрушения, и одновременно компенсируют волновые, ледовые и температурные нагрузки на оборудование верхних строений. Центральный элемент опоры представляет собой тонкую ($\approx 3 \div 5$ мм) антифрикционную композитную прокладку, от состояния которой зависит работоспособность всего устройства, рассчитываемого на 30 лет эксплуатации. В процессе работы Ю. Н. Дроздов и его сотрудники проводили аналитико-экспериментальные исследования совместно с представителями ряда фирм — изготовителей платформы в г. Сан-Франциско (США).

Юрий Николаевич всегда стремился к тому, чтобы сотрудники отдела работали в творческом содружестве с отечественными научными и производственными коллективами. Так, создание экспериментального оборудования для исследования вибрационного изнашивания и схватывания материалов в сопряжениях "тепловыделяющие элементы — дистанционирующая решетка" атомных реакторов, было проектом ИМАШа, ОКБ "Гидропресс" и Нижегородского ГТУ им. Р. Е. Алексеева. Исследовали трение в узлах ядерных установок, работающих в среде тяжелых высокотемпературных жидкометаллических теплоносителей. Исследования показали, что длительная (ресурсная) работоспособность материалов в реакторных контурах может быть обеспечена при формировании и поддержании на них оксидных защитных покрытий. Изнашивание рабочих контактных поверхностей в высокотемпературных свинцовом и свинец-висмутовом теплоносителях контуров с реакторами на быстрых нейтронах существенно зависит от традиционных факторов контактирования и типа теплоносителя, его состава и физико-химических свойств примесей.

Лаборатория занимается исследованиями работоспособности технической керамики (Al_2O_3, Si_3N_4, SiC, ZrO_2) при сухом и граничном трении и трении в режиме скольжения. Впервые установлены обобщенные факторы изнашивания керамики. На основании полученных экспериментальных данных определены показатели степени и коэффициенты износа керамики, зависящие от ее вида, технологии получения и обработки, схемы испытаний.

Лаборатория продолжает научные исследования нестационарных трибологических процессов и механизмов разрушения электрических центробежных насосов при работе в газожидкостной среде, осложненной абразивным коррозионно-активным фактором. Цель работы — повышение надежности и ресурса нефтедобывающего оборудования. Впервые разработана математическая модель изнашивания радиальных пар трения центробежного насоса, позволяющая определить износ многоопорных роторных систем; даны научное объяснение эрозионного и усталостного разрушений электрических центробежных насосов и научные рекомендации по их предотвращению. За разработку и промышленное внедрение комплекса высокоэффективного нефтедобывающего оборудования для повышения надежности и ресурса нефтяных скважин сотрудники лаборатории Н. Н. и Н. И. Смирновы удостоены Премии правительства РФ в области науки и техники. Канд. техн. наук М. В. Прожега стал лауреатом конкурса РАН и РАО "ЕЭС России" в области энергетики и смежных наук.

Лабораторию "Методы смазки машин" возглавляет д-р техн. наук профессор И. А. Буяновский. В лаборатории продолжают развивать расчетные методы оценки ресурса и КПД зубчатых передач (цилиндрических прямозубых и косозубых, конических), червячных зацеплений, радиальных и радиально-упорных шарикоподшипников и торцевых уплотнений с учетом изменения геометрии сопряженных тел вследствие их износа во времени. Занимаются синтезом магнитоуправляемого смазочного материала (МУСМ) с наноразмерными многофункциональными комплексами для трибосопряжений, работающих в экстремальных условиях, и изучением его трибологических свойств. Предпочтительными оказались композиции с добавлением слабых противоизносных присадок и сильных поверхностно-активных веществ.

Оригинальными являются разработки монокристаллических углеродных покрытий, интеркалированных вольфрамом для улучшения смазочных свойств полиальфаолефинового масла. Более эффективным оказалось применение аморфного алмазоподобного покрытия с повышенным содержанием ps^3-фазы. Композиционное покрытие "монокристаллический углерод — керамика" повышает антифрикционные свойства как синтетического, так и минерального масел. Установлена возможность регулирования физико-механических и трибологических характеристик в зависимости от режимов механообработки и термопрессования применительно к узлам трения, функционирующим при нестационарных режимах. Трибологические испытания модельного подшипника скольжения показали перспективность применения полимерматричной композиции с наноструктурными квазикристаллами системы AlCuFe. Разработаны методы и прецизионные установки для триботехни-

ческих испытаний конструкционных и смазочных материалов. Создана конструкция нагружающего устройства для наиболее распространенных в нашей стране машин трения типа "Амслер", обеспечивающая значительное повышение достоверности трибологических экспериментов.

Перспективными для лаборатории являются исследования трибологического поведения твердых углеродных покрытий разных структур и составов в смазочных средах и разработка оптимальной технологии их нанесения. Предполагаются исследования физико-механических и трибологических свойств ненаполненных термостойких полимеров и материалов триботехнического назначения с композиционным дисперсным наполнителем.

В лаборатории "Исследования износа при высоких температурах", которой руководит д-р техн. наук, профессор Н. А. Воронин, разработана и запатентована технология получения газодинамических канавок сложного профиля, основанная на применении техники ионно-плазменного травления твердых тел и механизма экранирования области обработки. Проведены также системные исследования несущей способности (контактной прочности) поверхностей трения, упрочняемых тонкими твердыми (типа керамических) и мягкими (типа металлических) покрытиями, обеспечивающими работоспособность поверхностей трения по критерию возникновения пластической деформации. Установлены аналитические зависимости между поверхностной твердостью и твердостями основы и покрытия для возможного диапазона толщин покрытия.

В лаборатории "Физические методы упрочнения поверхностей трения" (заведующий — канд. техн. наук В. В. Алисин) разрабатываются узлы трения с применением керамических материалов нового поколения для использования при высокой температуре и в агрессивных средах. Совместно с ИОФ РАН впервые в мире организовано промышленное производство наноструктурированных кристаллов частично стабилизированного диоксида циркония (кристаллы ЧСЦ). Созданы прототипы подшипников для узла поворота лопаток направляющего аппарата осевого компрессора авиационного двигателя пятого поколения с повышенными надежностью и ресурсом работы. Научно обоснована и предложена технология синтеза органомодифицированных алюмосиликатных наночастиц.

Проведены комплексные исследования органосиликатных дисперсий и синтезированы четыре варианта противоизносных присадок к базовым маслам, исследована эффективность их применения для защиты стальных поверхностей трения от изнашивания: при высоких нагрузках износостойкость стальных поверхностей повышается в 2—4 раза. Предлагаемые смазочные материалы перспективны для применения в высокоскоростном железнодорожном транспорте для лубрикации рельсов, так как при высоких скоростях деформаций предельные напряжения сдвига в слое смазочного материала остаются постоянными.

На этой основе предполагается создание новой опоры подпятника для перспективной газовой центрифуги ядерного топливного комплекса. В. В. Алисин и его сотрудники продолжают исследования трибологических характеристик карбидокремниевого нанокомпозита и легированных кристаллов ЧСЦ для газовых центрифуг. В лаборатории продолжаются исследования по созданию для различных отраслей промышленности новых высокоэффективных смазочных материалов на основе устойчивых дисперсий твердых наночастиц.

В 2010 г. ИМАШем получен патент на лазерный технологический комплекс для обработки крупногабаритных объектов (авторы В. П. Бирюков, Ю. Н. Дроздов, Э. Г. Гудушаури). В 2012 г. получен патент на технологию закалки поверхностных слоев плоских длинномерных деталей. Ряд разработок еще предстоит запатентовать. Институт машиноведения впервые в стране и за рубежом разработал методы исследования и создания рабочих поверхностей подшипников с газовой смазкой, применяемых в высокоточных гироскопических приборах, станках, энергоустановках. Это не полный перечень разработок ИМАШа, которые не уступают лучшим мировым образцам. ИМАШ был и остается ведущим в стране академическим центром в области машиноведения. Свой вклад вносят и коллективы лабораторий отдела "Трение, износ, смазка. Трибология". Именно здесь получены монокристаллические волокна оксида алюминия при лазерном нагреве. Разработанная технология — принципиально новый процесс, обеспечивающий отсутствие различных примесей. Новизна технического решения — значительное уменьшение (до 100÷150 мкм) диаметра монокристаллического волокна, впервые полученного в отечественных условиях (автор — канд. техн. наук В. П. Бирюков). Созданы композиционные металлические материалы для авиакосмической техники, высокоскоростного транспорта, энергетического машиностроения нового поколения, работающие при температуре выше 2000 °С, для измерительных систем, работающих в зонах повышенной радиации, а также используемых в медицине при лечении онкологических заболеваний.

Фундаментальные исследования сегодня, как и в прежние годы, имеют прикладной характер. Многие разработки воплощаются в наукоемкие эффективные технологии, конкретные разработки машин и механизмов, изготовленных на качественно новом уровне. Высокий авторитет научной школы профессора Ю. Н. Дроздова подкрепляется реальными результатами и достижениями. Это — научная позиция ведущего в стране академического института в области теории и практики машиноведения и машиностроения.

В. И. Калиниченко

УДК 534-8

С. К. СУНДУКОВ, Д. С. ФАТЮХИН, канд. техн. наук (Московский автомобильно-дорожный ГТУ),
e-mail: sergey-lefmo@yandex.ru

Технология окрашивания изделий с использованием ультразвука

Исследованы возможности применения ультразвуковых технологий при нанесении лакокрасочных покрытий.

Ключевые слова: лакокрасочные материалы, покрытие, ультразвук.

The opportunities of application of ultrasonic technologies at paintwork coatings deposition are investigated.

Keywords: paintwork materials, coating, ultrasound.

Завершающим этапом производства большинства изделий машиностроения является нанесение лакокрасочных покрытий. Окрашиванию подлежат крупногабаритные узлы, корпусные детали, диски, элементы гидравлических и пневматических систем. Как правило, лакокрасочное покрытие выполняет как декоративные, так и защитные функции. Типовая технология окрашивания включает: подготовку поверхности; подготовку лакокрасочного материала (ЛКМ); нанесение ЛКМ, сушку и при необходимости полирование. Качество выполнения каждой операции определяет конечные свойства лакокрасочного покрытия.

Подготовка ЛКМ заключается в получении его рабочей вязкости добавлением растворителя (50 %) и механическом перемешивании до полной однородности. Технология с использованием растворителя имеет существенные недостатки: необходимость нанесения нескольких слоев; снижение кроющей способности; высокая вероятность образования дефектов; загрязнение окружающей среды выделениями летучих органических веществ.

Подготовка поверхности заключается в очистке от продуктов коррозии, старой краски, пыли, жировых и других загрязнений. Поверхность должна быть полностью обезжирена и иметь одинаковую шероховатость.

Покрытие ЛКМ наносят в основном пневматическим, безвоздушным и электростатическим распылением. Эти способы имеют недостатки: пневматическое распыление — большой расход материала, связанный с потерями на образование тумана, и невозможность нанесения высоковязких материалов; безвоздушное распыление — ограниченное применение и низкое качество покрытия (классы 3 и 4); электростатическое распыление — сложность окрашивания изделий, не проводящих ток, получение покрытия разной толщины на деталях сложной формы.

Для повышения качества наносимого ЛКМ предлагается технология с использованием ультразвуковых колебаний. При этом в ЛКМ возникают такие механические эффекты, как кавитация, акустические потоки и звуковое давление, которые приводят к нагреванию, перемешиванию, диспергированию, коагуляции и ускорению химических реакций [11. Они интенсифицируют процессы полимеризации и деполимеризации, способствуют измельчению частиц дисперсной фазы, что определяет начальную вязкость жидкой среды.

Ультразвуковая обработка поверхности изделий перед нанесением лакокрасочного покрытия основана на тех же эффектах и обеспечивает высокую эффективность и качество очистки. Использование в качестве технологической среды моющего раствора позволяет одновременно проводить очистку и обезжиривание, при этом ускоряются оба процесса.

Ультразвуковое распыление имеет ряд преимуществ по сравнению с другими способами: однородность факела распыления; высокая концентрация аэрозоля; возможность распыления высоковязкой жидкости без использования большого давления; возможность настройки рабочего инструмента на разные частоты и мощности, что позволяет выбрать оптимальный режим распыления в зависимости от требуемых параметров покрытия.

Характеристики ультразвукового распыления зависят от физико-химических свойств ЛКМ (вязкости, плотности, поверхностного натяжения, упругости паров и др.) и акустических параметров применяемых устройств (частоты и амплитуды колебаний, площади излучения).

В МАДИ в лаборатории "Электрофизические методы обработки" исследовали применение ультразвука на разных этапах окрашивания.

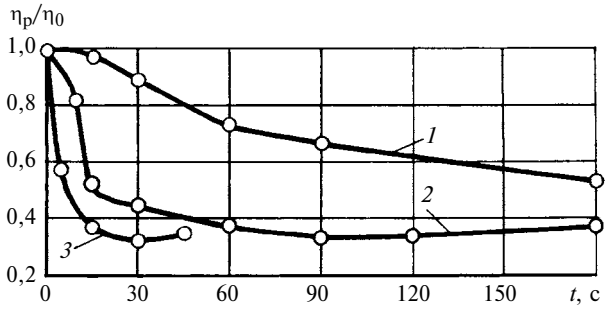


Рис. 1. Изменение отношения рабочей вязкости η_p к начальной вязкости η_0 в зависимости от времени воздействия на ЛКМ ультразвуковых колебаний с амплитудой ξ = 3 (*1*), 10 (*2*) и 20 мкм (*3*)

При подготовке ЛКМ исследовали изменение его свойств при разных режимах ультразвуковой обработки и ее влияние на распыление ЛКМ и свойства получаемого покрытия. Вязкость образцов ЛКМ измеряли методом ротационной вискозиметрии. Начальная вязкость ЛКМ η_0 = 910 сПз, рабочий диапазон вязкости — η_p = 80÷226 сПз. Зависимость снижения вязкости с увеличением концентрации растворителя носит линейный характер — при добавлении 1 % растворителя вязкость снижается на ≈30 сПз. Зависимости изменения вязкости ЛКМ при разных режимах ультразвуковой обработки представлены на рис. 1.

Снижение вязкости ЛКМ наблюдается при любом режиме ультразвуковой обработки, причем с увеличением амплитуды ξ колебаний ультразвука процесс ускоряется. Наибольший эффект (до 70 %) достигается при амплитуде ξ = 10 мкм и времени обработки t = 90 с, а также при ξ = 20 мкм и t = 30 с. При амплитуде ξ = 3 мкм вязкость снижается не более, чем на 50 % за время t = 180 с, что связано с низкой вводимой мощностью и практическим отсутствием значительных акустических течений.

Снижению вязкости материала при обработке ультразвуком способствуют следующие процессы [2]:

перемешивание ЛКМ под воздействием акустических потоков и равномерное распределение его компонентов по объему;

дезагломерация — разрушение агломератов частиц, образовавшихся при хранении;

деполимеризация в результате разности скоростей колебаний растворителя и полимера;

диспергирование частиц пигмента при кавитации;

нагревание, которое не только снижает вязкость, но и интенсифицирует перечисленные выше процессы.

Точки на зависимостях *2* и *3* (см. рис. 1), соответствующие эффекту снижения вязкости, обусловлены также процессами, инициирующими полимеризацию: увеличение количества свободных радикалов и ускорение испарения растворителя вследствие нагревания; замедление деполимеризации вследствие дегазации под воздействием ультразвука.

Для оценки влияния ультразвуковых эффектов без учета нагревания при каждом измерении вязкости образцов определяли и их температуру. Для сравнения определяли снижение вязкости ЛКМ при нагревании без ультразвукового воздействия. Была установлена критическая температура $T_{кр}$ ≈ 40 °С, при которой растворитель начинает быстро испаряться. Ультразвуковая обработка ЛКМ при температуре выше $T_{кр}$ недопустима, так как происходит его вспенивание.

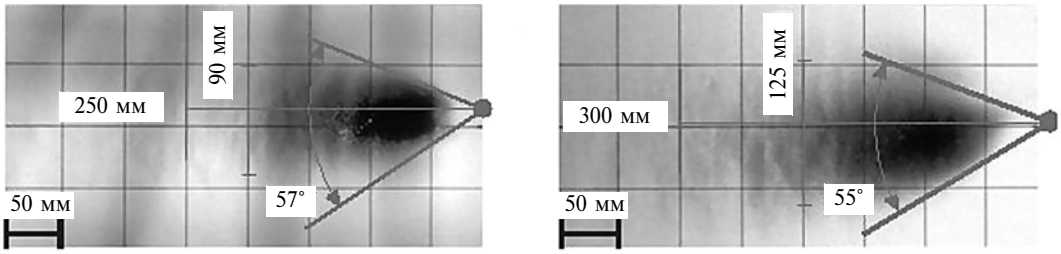
Наибольшее влияние ультразвуковых эффектов на снижение вязкости наблюдается при переходном режиме обработки продолжительностью от 15 до 60 с. Влияние остальных эффектов на снижение вязкости при нагревании оценивается в 55÷70 %. Наибольшее суммарное воздействие ультразвуковых эффектов происходит в течение 60 с, при этом вязкость снижается до 320 сПз, т. е. на 65 %, ЛКМ нагревается на 7 °С. Для достижения рабочей вязкости 80 сПз необходимо добавить 8 % растворителя. Выбор нижней границы вязкости ЛКМ обусловлен временем с момента подготовки краски до момента начала ее распыления, так как за это время вязкость повышается в результате остывания.

Степень перетира ЛКМ определяли на режимах наибольшего влияния ультразвука. Степень перетира ЛКМ без обработки соответствовала нормативно-технической документации: D_{max} = 10 мкм. Небольшое снижение степени перетира (D_{max} = = 9,16 мкм) при ультразвуковой обработке с амплитудой ξ = 3 мкм и t = 180 с можно объяснить тем, что кавитация возникает в случайных участках объема, а отсутствие значительных акустических течений не позволяет другим участкам вовлекаться в зону кавитационного воздействия. При ξ = 20 мкм и t = 15 с основным механизмом воздействия являются акустические потоки, которые не приводят к измельчению пигмента (D_{max} = 10 мкм). Уменьшение размера пигмента до 7,5 мкм при обработке на режиме ξ = 10 мкм и t = 60 с происходит в результате комплексного воздействия кавитации и акустических потоков, когда в процесс вовлекается весь объем ЛКМ.

В результате экспериментального исследования был определен оптимальный режим подготовки ЛКМ: добавление 8 % растворителя и ультразвуковая обработка при ξ = 10 мкм и t = 60 с.

При рабочей вязкости η_p ЛКМ, подготовленный с помощью ультразвука, можно наносить пневмораспылением на тех же режимах, что и ЛКМ, подготовленный по типовой технологии (рис. 2).

Угол факела распыления ЛКМ после ультразвуковой обработки изменился незначительно ввиду



а) *б*)

Рис. 2. Факелы распыления ЛКМ, подготовленного по типовой технологии (*а*) и с применением ультразвука (*б*)

одинаковой вязкости образцов. При распылении обработанного ЛКМ ширина факела по сравнению с шириной факела необработанного материала увеличилась с 90 до 125 мм. Это связано с увеличением плотности краски, повышением скорости капель аэрозоля и уменьшением числа капель, образующих туман. Этим же объясняется увеличение высоты факела с 250 до 300 мм.

Исследование толщин получаемых покрытий показало возможность нанесения ЛКМ, подготовленного по разработанной технологии, в один слой, в отличие от двух слоев, наносимых согласно технической документации по типовой технологии. Толщина типового двухслойного покрытия составила 34 мкм, однослойного — 27 мкм. Свойства лакокрасочных покрытий приведены в таблице.

Уменьшение шероховатости в ≈1,5 раза объясняется неравномерностью распределения пигментов в поверхностном слое лакокрасочного покрытия, полученного по типовой технологии пневматического распыления, так как часть наиболее мелкодисперсных капель, образующих туман, оседает на поверхность с небольшой скоростью, не позволяющей преодолеть силу поверхностного натяжения пленкообразующего вещества.

Повышение микротвердости высохшей пленки ЛКМ, которая определяет прочность покрытия, связано с эффектом ультразвуковой дегазации и уменьшением количества добавляемого растворителя, т. е. покрытие имеет меньше микропор, при этом снижается вероятность их появления при сушке покрытия.

Увеличение адгезии связано с технологией однослойного нанесения покрытия, когда большее количество ЛКМ затекает в микровпадины поверхности, увеличивая площадь схватывания; снижением количества растворителя, испарение которого может привести к появлению микропор на границе "ЛКМ — подложка", с эффектом деполимеризации, способствующим лучшему растеканию ЛКМ по поверхности.

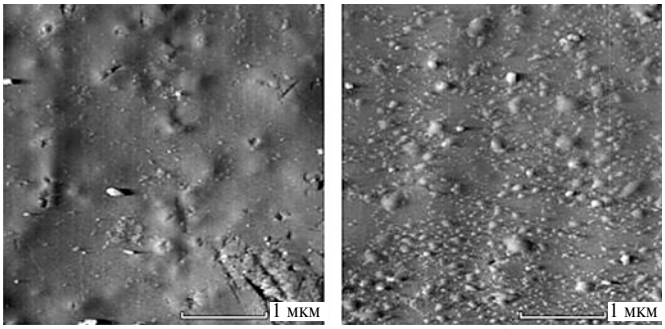
Износостойкость покрытия повышается вследствие уменьшения шероховатости на микро- и субмикроуровне и повышения твердости лакокрасочного покрытия. При исследовании свойств лакокрасочных покрытий на субмикроуровне получены фотографии поверхностей, приведенные на рис. 3.

Увеличение неровностей на покрытии, полученном при нанесении обработанного ЛКМ, вызвано эрозионным разрушением пигментов в результате схлопывания и пульсации кавитационных пузырьков, что способствует насыщению поверхностного слоя покрытия частицами пигмента. Сканирование проводили тремя методами: методом постоянной высоты определяли параметры субмикрошероховатости; методом латерального фрикционного контакта определяли изменение силы трения; методом вертикального вязкостного контакта определяли поверхностную вязкость.

Шероховатость уменьшилась более чем в 2 раза, что свидетельствует о выравнивании поверхностного слоя покрытия, полученного распылением обработанного ультразвуком ЛКМ. Покрытие приобретает больший блеск, повышается его износостойкость, что подтверждает сканирование методом латерального фрикционного контакта: кавитация снижает коэффициент трения поверхности в 1,12 раз.

Снижение поверхностной вязкости на ≈25 % свидетельствует об уменьшении поверхностной ад-

Технология окрашивания	*Ra*, мкм	*Rz*, мкм	Микротвердость *H*	Адгезия	Износ по массе	Свойства на субмикроуровне		
						Ra, нм	$F_{тр}$, 10^{12} Н	$F_{в}$, 10^{15} Н
Типовая	0,037	0,404	2,29	4	0,43	8,7	1,52	0,31
Нанесение ЛКМ, обработанного ультразвуком	0,024	0,273	3,1	5	0,27	3,4	1,36	0,23
Пневмоультразвуковое распыление	0,015	0,79	2,48	6	0,39	6,421	1,46	0,26
Пневмоультразвуковое распыление с применением распылителя на рис. 10	0,029	0,134	3,3	8	3,132	3,132	1,29	0,213



а) *б*)

Рис. 3. Поверхности лакокрасочных покрытий при пневматическом распылении ЛКМ, подготовленного по типовой технологии (*а*) и с применением ультразвука (*б*)

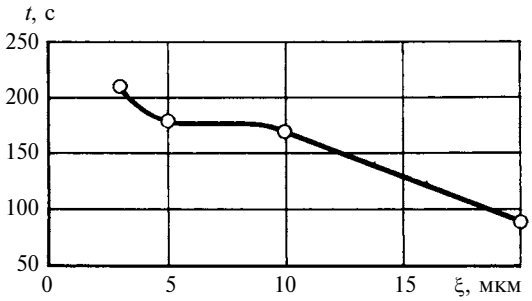


Рис. 4. Зависимость времени *t* обезжиривания от амплитуды ξ колебаний ультразвука

гезии, что особенно важно для уменьшения прилипания загрязнений к лакокрасочному покрытию при эксплуатации.

Исследования подготовки поверхности были направлены на определение оптимальных режимов ультразвуковой обработки, обеспечивающих требуемое качество очистки и качество конечного лакокрасочного покрытия. Исследовали влияние амплитуды колебаний на скорость обезжиривания образца, очищаемого от модельного загрязнения в растворе тетрахлорэтилена с концентрацией 30 г/л. Критерием служило время достижения первой степени обезжиривания. Было установлено, что оптимальным является режим очистки с амплитудой $\xi = 20$ мкм в течение 90 с (рис. 4). При этом зафиксировано повышение маслоемкости Q обработанной поверхности (рис. 5). При повышении маслоемкости окрашиваемой поверхности в 1,5 раза адгезия покрытия повышается на 1 МПа.

Исследования ультразвукового распыления ЛКМ включали:

определение зависимости характеристик аэрозоля от амплитуды колебаний и свойств распыляемого материала;

определение оптимальной конструкции ультразвукового распылителя;

поиск практических путей интенсификации ультразвукового распыления.

Зависимости максимального диаметра D_{max} капель от амплитуды ξ колебаний ультразвука, вязкости η и плотности ρ распыляемого материала представлены на рис. 6. С повышением вязкости и увеличением амплитуды колебаний ультразвука (торца излучателя) увеличивается максимальный диаметр капель. Прерывание зависимости *1* после $\eta = 120$ сПз обусловлено прекращением распыления. Оптимальной считается амплитуда $\xi = 10$ мкм, так как она обеспечивает рекомендуемый размер капель (60÷100 мкм) во всем диапазоне рабочей вязкости ЛКМ.

На рис. 7 показано распыление капель вязкостью 80 сПз (что соответствует начальной вязкости η_0 подготовленного ЛКМ) на рассмотренных режимах. Увеличение числа капель в единицу времени при распылении одинакового объема ЛКМ свидетельствует о повышении скорости распыления: увеличивается диаметр капель и их число. Полное распыление при амплитуде от $\xi = 10$ мкм осуществлялось в течение 2÷3 с после включения

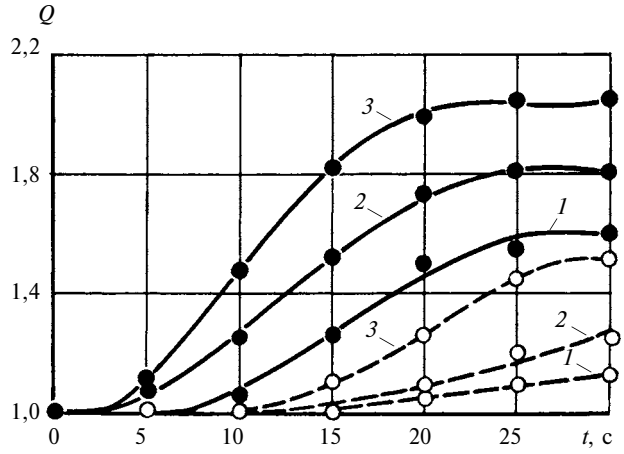


Рис. 5. Зависимости маслоемкости *Q* алюминиевых (сплошные линии) и стальных (штриховые линии) поверхностей при ультразвуковой обработке с амплитудой ξ = 5 (*1*), 10 (*2*) и 20 мкм (*3*)

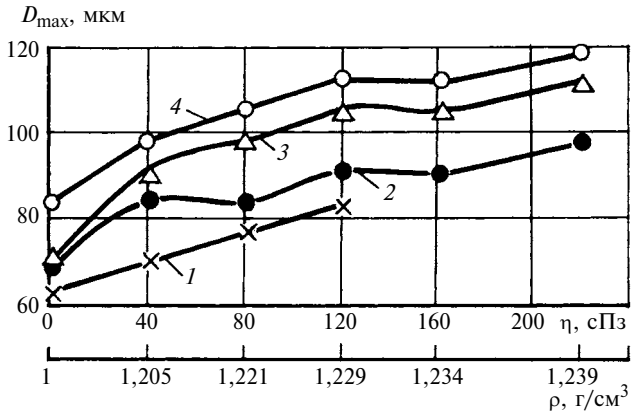


Рис. 6. Зависимости максимального диаметра D_{max} капель аэрозоля от вязкости η и плотности ρ ЛКМ при ультразвуковом распылении с амплитудой ξ = 5 (*1*), 10 (*2*), 15 (*3*) и 20 мкм (*4*)

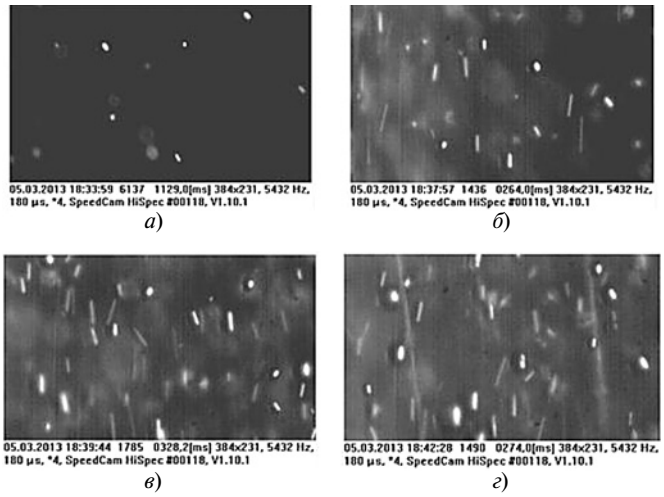


Рис. 7. Фотографии высокоскоростной съемки ультразвукового распыления капель с амплитудой ξ = 5 (*а*), 10 (*б*), 15 (*в*) и 30 мкм (*г*)

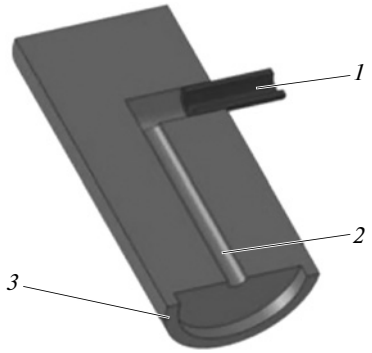


Рис. 8. Рабочая часть распыляющего излучателя:
1 — канал подачи ЛКМ; *2* — осевой канал; *3* — бортик

ультразвука, в то время как для полного распыления того же объема ЛКМ при амплитуде ξ = 5 мкм требовалось порядка 60 с.

Сравнение конструкций ультразвуковых распыляющих головок позволило выявить их недостатки, главный из которых — небольшая высота (до 150 мм) факела распыления. Для улучшения распыления ЛКМ был разработан излучатель с осевым каналом для образования пленки, в котором также осуществляется предварительное диспергирование ЛКМ (рис. 8). Однородность распыления на выходе из канала и на краях торца обеспечивает бортик, который препятствует скапливанию ЛКМ и распылению его с боковой поверхности излучателя. Максимальная производительность распылителя для ЛКМ вязкостью 80 сПз составляет 3 мл/с.

Для интенсификации процесса совместили ультразвуковое и пневматическое распыления: ультразвук способствовал диспергированию ЛКМ, а поток сжатого воздуха — переносу аэрозоля от торца излучателя к окрашиваемой поверхности. При пневмоультразвуковом распылении высота факела составила 250 мм при давлении 1 бар, что в 4 раза ниже давления при обычном распылении. Предложенный способ распыления обеспечивает максимальную производительность нанесения лакокрасочного покрытия при скорости движения факела относительно окрашиваемой пластины 50 мм/с. Свойства покрытия приведены в таблице. Толщина получаемого покрытия — 0,032 мм.

Разработанный способ распыления обеспечивает уменьшение параметров шероховатости в 2 раза, что объясняется равномерной скоростью оседания капель аэрозоля на поверхность и снижением потерь на образование тумана, а также компенсацией эффекта акустической коагуляции аэрозоля за счет потока сжатого воздуха.

Снижение давления распыления способствует повышению на 2 МПа адгезии покрытия к поверхности, при этом значительно снижается сила соударения капли аэрозоля с поверхностью; в результате она не разбрызгивается и не подвергается воздействию следующих капель и струи воздуха, а свободно растекается и заполняет микротрещины, повышая тем самым площадь схватывания. Незначительное повышение микротвердости и износостойкости является следствием кратковременной кавитации при прохождении ЛКМ через пленкообразователь.

Для практического применения разработано ультразвуковое оборудование. Преобразователь колебательных систем выбирали исходя из минимальных стоимости изготовления, потребляемой мощности и массы оборудования. Использовали двухполуволновую колебательную систему с пьезокерамическим преобразователем и питанием от генератора УЗГ 2/22П.

Разработка оборудования для очистки окрашиваемой поверхности включала в себя разработку колебательной системы и устройства для очистки больших поверхностей или крупногабаритных деталей (рис. 9) [3]. Принцип работы устройства — локализация рабочей зоны очистки путем герметизации пластичной насадки относительно очищаемой поверхности.

Для распыления ЛКМ разработана двухполуволновая колебательная система, включающая в себя пьезокерамический преобразователь и разработанный распыляющий излучатель.

Предлагаемый пневмоультразвуковой распылитель показан на рис. 10 [4]. Из емкости *5* ЛКМ подается в осевой канал излучателя и, распыляясь, попадает в рабочую камеру, ограниченную дном насадки *3* и торцом распыляющей поверхности излучателя. Из рабочей камеры аэрозоль выдувается потоком сжатого воздуха из пнемопистолета *6*. Высота факела распыления зависит от давления сжатого воздуха, а его угол — от разности диаметров входного и выходного отверстий насадки *3*. Экспериментально установлено, что угол получаемого факела сопоставим с углом факела, получаемого

при пневмораспылении (см. рис. 2), при входном и выходном диаметрах соответственно 1,5 и 4 мм. Параметры факела распыления ЛКМ, подготовленного с помощью ультразвука, приведены на рис. 11.

Главное отличие предлагаемого распылителя — локализация основного пятна ЛКМ на расстоянии 200 мм от сопла и увеличение его площади, что обусловлено равномерностью воздушного потока, переносящего капли аэрозоля. Это объясняет и увеличение площади пятна, так как капли, образующие туман вблизи сопла, теперь переносятся к окрашиваемой поверхности.

Данный способ обеспечивает высокую производительность нанесения ЛКМ, большой коэффициент переноса и сочетает преимущества ультразвукового распыления при минимуме недостатков пневматического. Свойства получаемого лакокрасочного покрытия приведены в таблице. Толщина получаемого покрытия — 0,029 мм.

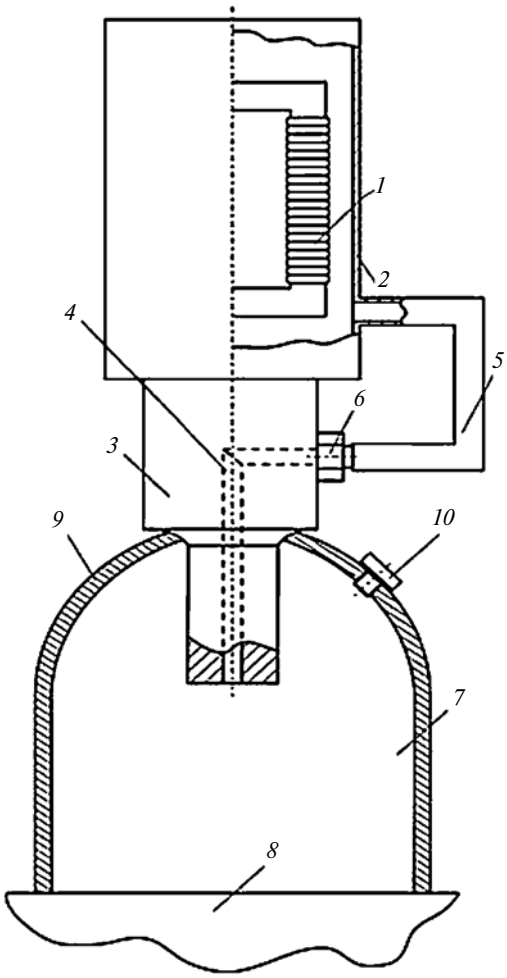


Рис. 9. Устройство для ультразвуковой очистки:
1 — магнитострикционный преобразователь; *2* — рубашка жидкостного охлаждения; *3* — излучатель; *4* — осевой канал; *5* — соединительный шланг; *6* — штуцер; *7* — рабочий объем; *8* — обрабатываемая поверхность; *9* — насадка; *10* — выпускной клапан

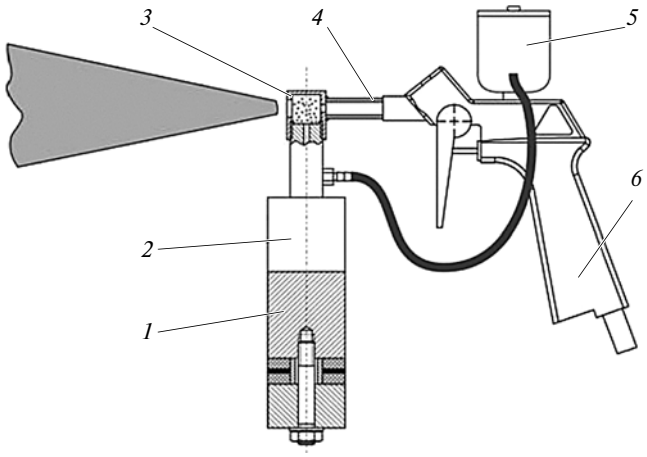


Рис. 10. Пневмоультразвуковой распылитель:
1 — пьезокерамический преобразователь; *2* — излучатель; *3* — насадка; *4* — канал для подачи сжатого воздуха; *5* — емкость с ЛКМ; *6* — пневмопистолет

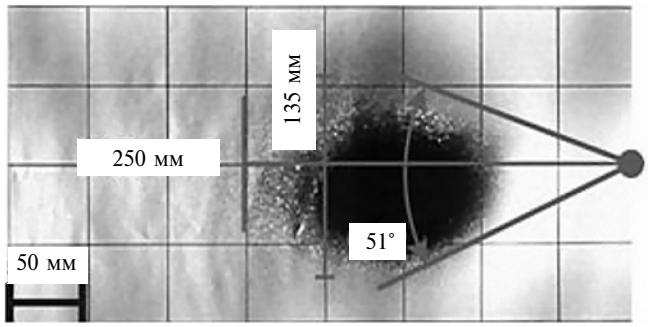


Рис. 11. Факел распыления, получаемый при использовании распылителя, приведенного на рис. 10

Таким образом, разработанная технология по сравнению с типовой обеспечивает: нанесение ЛКМ в один слой; уменьшение шероховатости в 3 раза; повышение микротвердости на 40 %; увеличение адгезии в 2 раза; уменьшение износа по массе в 2 раза и расхода растворителя в 3 раза.

Улучшение свойств покрытия обеспечивается комплексом положительных эффектов на каждом этапе его нанесения, применением ультразвука, временем подготовки и распыления ЛКМ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Приходько В. М.** Ультразвуковые технологии при производстве, эксплуатации и ремонте автотракторной техники. М.: Техполиграфцентр, 2003. 253 с.

2. **Нигметзянов Р. И., Сундуков С. К., Панасенко Д. Д.** Использование ультразвуковых технологий при получении лакокрасочных покрытий в машиностроении // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 3. С. 27—33.

3. **Пат. RU 130238 U1:** МПК B05B 17/06. Устройство ультразвукового распыления жидкой среды.

4. **Пат. RU 130240 U1:** МПК B08B 3/12. Устройство для ультразвуковой обработки изделий.

УДК 621.785.374

О. Г. КОКОРЕВА, канд. техн. наук, Л. С. ШЛАПАК (Муромский институт — филиал Владимирского ГУ им. А. Г. и Н. Г. Столетовых), e-mail: kokoreva_olga_2.11@mail.ru

Влияние скорости пластической деформации и схемы напряженного состояния на первичную рекристаллизацию металлов

Исследовано влияние скорости и вида пластической деформации на первичную рекристаллизацию металлов. Установлено, что скорость рекристаллизации уменьшается при предварительном упрочнении металлов и зависит от вида напряженного состояния.

Ключевые слова: металл, пластическая деформация, напряженное состояние, рекристаллизация, упрочнение, растяжение, сжатие, микроструктура.

The influence of rate and type of plastic deformation on primary recrystallization of metals is investigated. It is determined, that recrystallization rate decreases at preliminary strengthening of metals and depends on type of stressed state.

Keywords: metal, plastic deformation, stressed state, recrystallization, strengthening, tension, compression, microstructure.

При упрочнении металлов и сплавов важным процессом в формировании структуры и изменении механических свойств при нагревании после их пластической деформации является рекристаллизация, зависящая от большого числа факторов, в том числе от скорости и вида деформации, т. е. от напряженного состояния [1]. Однако на сегодняшний день влияние этих факторов недостаточно изучено.

Для их исследования были выбраны металлы с разным типом кристаллической решетки: медь (99,91 %) с ГЦК-решеткой и армко-Fe (99,45 %) с ОЦК-решеткой. Образцы из этих металлов предварительно отжигали и деформировали с разной скоростью при нормальной температуре. Статическую деформацию измеряли на универсальной гидравлической машине УММ-50, динамическую деформацию — на пороховом копре. Для исследования влияния вида напряженного состояния осуществляли растяжение и сжатие. Образцы подвергали предварительной деформации, величина которой составила $\varepsilon = 10$ %.

В качестве эквивалентной деформации принят октаэдрический сдвиг $q_{ок} = 0{,}145$, рассчитываемый по формулам:

для растяжения — $q_{ок} = \sqrt{2\ln\frac{F_0}{F}}$;

для сжатия — $q_{ок} = \sqrt{2\ln\frac{H_0}{H}}$,

где F_0 и F — начальная и текущая площади сечения; H_0 и H — начальная и текущая высоты образца.

Отжиг деформируемых образцов осуществляли в специальной безынерционной печи с выдержкой от 30 до 60 мин.

В качестве параметров рекристаллизации выбраны: температуры начала ($T_{н.р}$) и окончания ($T_{ок.р}$) рекристаллизации; скорость $\tau_р$ роста зародышей рекристаллизованных зерен. Эти параметры определяли измерением твердости по Виккерсу с применением рентгено- и микроструктурных методов.

Температуру $T_{н.р}$ определяли по резкому снижению твердости с повышением температуры нагревания и уточняли рентгенографическим методом по появлению точечных "рефлексов" на рентгенограммах [2]. Температуру $T_{ок.р}$ определяли по твердости и исчезновению фона на рентгенограммах.

Скорость рекристаллизации характеризовалась временем $\tau_{н.з}$ появления зародышей, фиксируемых по рефлексу на рентгенограмме, которое уточняли с помощью микроструктурного анализа [3].

Анализ полученных результатов показал, что скорость деформации не оказывает существенного влияния на $T_{н.р}$ и $T_{ок.р}$, однако имело место небольшое снижение $T_{н.р}$ и температурного интервала $T_{ок.р} \div T_{н.р}$ (табл. 1).

Скорость $\tau_р$ рекристаллизации увеличивается с увеличением скорости деформации (см. табл. 1), что подтверждает микроструктурный анализ.

Полученные результаты можно объяснить тем, что с увеличением скорости деформации возникает большее число искажений кристаллической решетки, а следовательно, при деформации увеличивается скрытая энергия [4—6], которая является условием первичной рекристаллизации.

Анализ образцов, подвергнутых деформированию растяжением и сжатием, показал, что вид деформации не влияет на $T_{н.р}$ и $T_{ок.р}$. Скорость ре-

Таблица 1

Металл (степень чистоты)	Диапазон температур, °С	Скорость деформации, м/с	$T_{н.р}$, °С	$T_{ок.р}$, °С	$\tau_р$, мин
Медь (99,91 %)	200÷270	33 $5 \cdot 10^{-6}$	160 140	250 200	15,0 6,5
Армко-Fe (99,45 %)	550÷700	33 $5 \cdot 10^{-6}$	550 530	650 610	10,0 7,0

Таблица 2

Металл (степень чистоты)	Диапазон температур, °С	Вид деформации	$T_{н.р}$, °С	$T_{ок.р}$, °С	$\tau_р$, мин	$\tau_{ок}$, мин
Медь (99,91 %)	320÷370	Растяжение Сжатие	270 280	 480	15,0 5,0	8 6
Армко-Fe (99,45 %)	650÷700	Растяжение Сжатие	 630	 700	28,2 1,7	16 22

кристаллизации уменьшается у меди при последовательности деформаций растяжение—сжатие, а у армко-Fe при сжатии—растяжении, что объясняется разным упрочнением. Степень упрочнения оценивали эктаэдрическим напряжением $\tau_{ок}$ в зависимости от эквивалентной деформации (октаэдрический сдвиг $q_{ок}$). Изменение упрочнения связано с изменениями в тонкой кристаллической структуре и разной плотностью дислокаций, возникающих при разных видах напряженного состояния у металлов с разным типом кристаллической решетки (табл. 2).

Время $\tau_р$ начала рекристаллизации определяли для меди при температуре t = 180 °С, для армко-Fe при t = 550 °С.

Таким образом, исследования показали, что скорость пластической деформации и схема напряженного состояния оказывают влияние на рекристаллизацию металлов. С помощью рентгенографического и структурного анализов исследуемых образцов было установлено, что скорость рекристаллизации металлов уменьшается при предварительном упрочнении поверхностной пластической деформацией, что изменяет их механические свойства.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Горелик С. С.** Рекристаллизация металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1967. 403 с.
2. **Иверонова В. И., Жданов Г. С.** К теории отжига и рекристаллизации // Рентгенография в применении к исследованию металлов. М., Л.: ОНТИ, НКТП, 1936. 52 с.
3. **Засимчук Е. О., Лариков Л. Н.** Линейная скорость центров рекристаллизации в сильно деформированных никеле и железе // Доклады АН СССР. 1959. № 1. С. 16—19.
4. **Большанина М. А., Панин В. Е.** Скрытая энергия деформации // Исследование по физике твердого тела. М.: Изд-во АН СССР, 1957. С. 31—37.
5. **Эпштейн Г. Н., Ноткин А. Б.** Особенности рекристаллизации никеля после высокоскоростной деформации под давлением // Физика металлов и металловедение. 1971. Т. 32. Вып. 4. С. 52—58.
6. **Атрощенко О. С., Пашков П. О., Рядинская И. М.** Исследование упрочненного взрывом армко-Fe // Физика металлов и металловедение. 1966. Т. 21. Вып. 1. С. 27—34.

УДК 621.762.27

Е. В. АГЕЕВА, канд. техн. наук, Е. В. АГЕЕВ, д-р техн. наук, В. Ю. КАРПЕНКО (Юго-Западный ГУ, г. Курск), e-mail: ageev_ev@mail.ru

Размерный анализ частиц порошка, полученного из вольфрамсодержащих отходов электроэрозионным диспергированием в воде[1]

Представлены результаты исследования размерного состава частиц порошков, полученных электроэрозионным диспергированием отходов быстрорежущих сталей.

Ключевые слова: быстрорежущая сталь, отходы, электроэрозионное диспергирование, порошок, размерный состав.

The results of research of size composition of particles of powder, obtained by electroerosion dispersion of high-speed steel wastes, are presented.

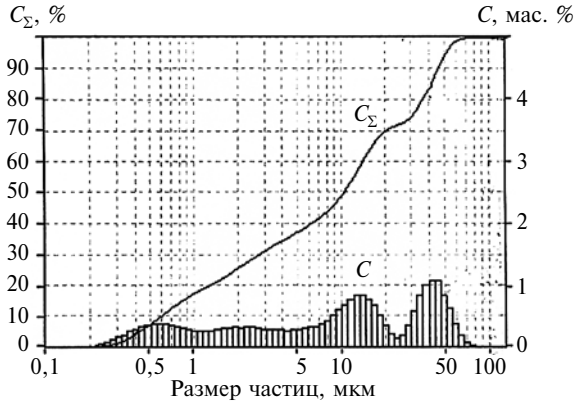
Keywords: high-speed steel, wastes, electroerosion dispersion, powder, size composition.

Используемые в настоящее время механические и физико-химические способы получения порошков путем переработки отходов отличаются крупнотоннажностью, большими энергетическими затратами и требуют значительных производственных площадей. Кроме того, данное производство связано с решением экологических проблем — обеспечения утилизации сточных вод и вредных отходов.

Одним из перспективных способов получения порошка из любого токопроводящего материала, в том числе и из сплавов, является электроэрозионное диспергирование (ЭЭД) [1—3], которое отличается низкими энергетическими затратами, высокой экологичностью, исключает изнашивание оборудования, характерное для других технологий производства порошков. При этом частицы полученного порошка имеют преимущественно сферическую форму размером от нескольких нанометров до сотен микрометров.

Использовать для получения высокодисперсных порошков процесс электрической эрозии [4] предложили в 1943 г. Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко.

[1] Грант Президента Российской Федерации МД-1123.2014.8.



Суммарное содержание C_Σ частиц до определенного размера (интегральная кривая) и гистограмма их процентного содержания C по массе в пробе порошка, полученного из быстрорежущей стали с помощью ЭЭД в воде

На основе данного способа разработаны экологически чистые безотходные технологии, в том числе и с использованием легирующих химических элементов, полученных из отходов.

Сегодня применение ЭЭД для переработки отходов быстрорежущих сталей в порошки с целью повторного использования сдерживается отсутствием информации об их составе и свойствах. Поэтому для разработки технологий повторного использования порошков, полученных с помощью ЭЭД, необходимы теоретические и экспериментальные исследования, в частности изучение размерного состава порошков, полученных с помощью ЭЭД в дистиллированной воде из отходов быстрорежущей стали.

Для этих целей использовали специально разработанную установку [5, 6] и вышедшие из строя (производственные отходы) сверл из инструментальной быстрорежущей стали Р6М5 (ГОСТ 19265—73), которые загружали в реактор с дистиллированной водой. Электрические параметры режима ЭЭД: емкость разрядных конденсаторов — 35 мкФ; напряжение — 200÷220 В; частота импульсов — 30 Гц. В результате кратковременных электрических разрядов между электродами осуществлялось разрушение обрабатываемого материала с образованием дисперсного порошка.

Полученные порошки исследовали с помощью лазерного анализатора частиц Analysette 22 NanoTec.

Диспергирование осуществляли методом Фраунгофера в два этапа: сначала измеряли фон, чтобы исключить влияние жидкости, затем исследуемый образец массой 1÷5 г помещали в модуль для диспергирования в воде (500 мл) и осуществляли измерение в следующем режиме: диапазон измерений — 0,1÷1021,87 мкм; разрешение — 102 канала (20/383 мм); абсорбция — 10 %; продолжительность — 90 сканов.

На рисунке представлены гистограмма *1* размерного состава частиц порошка из быстрорежущей стали, полученного с помощью ЭЭД в воде, и интегральная кривая *2*, анализ которых показал, что средний размер частиц составил 16,88 мкм, средняя удельная площадь поверхности (отношение средней площади поверхности к объему) — 28 476,27 см^2/см^3 [7—10].

Дифракционный анализ можно использовать не только для определения размера частиц порошка, но и для анализа их формы, так как частицы несферической формы рассеивают лазерные лучи не равномерно, а в определенных направлениях.

Установлено, что коэффициент элонгации, характеризующий удлинение частиц размером 10,435 мкм, составил 1,25, что указывает на преобладание частиц сферической формы.

Таким образом, порошки из быстрорежущих сталей, полученные с помощью ЭЭД, можно применять в качестве электродного материала для упрочнения инструмента электроискровым легированием, восстановления деталей плазменно-порошковой наплавкой, а также в композиционных гальванических покрытиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Физические** основы электроискровой обработки материалов / Под ред. Б. А. Красюкова. Об агрегатном составе и строении продуктов электрической эрозии металлов / Намитоков К. К. М.: Наука, 1966. С. 74—85.
2. **Дворник М. И.** Разработка физико-химических и технологических основ переработки вольфрамокобальтового твердого сплава электроэрозионным диспергированием: Дис. ... канд. техн. наук. Хабаровск, 2006. 116 с.
3. **Немилов Е. Ф.** Электроэрозионная обработка материалов. Л.: Машиностроение, 1983. 160 с.
4. **А. с. 70000 СССР:** B 22f 09/00. Способ получения порошков и устройство для его осуществления.
5. **Пат. 2449859 Рос. Федерации:** МПК C2 B22 F9/14. Установка для получения нанодисперсных порошков из токопроводящих материалов.
6. **Агеев Е. В., Агеева Е. В.** Разработка оборудования и технологии для получения порошков из отходов вольфрамсодержаших твердых сплавов, пригодных к промышленному использованию // Вестник машиностроения. 2013. № 11. С. 51—57.
7. **Агеев Е. В.** Изучение физико-механических свойств твердосплавных порошков, полученных электроэрозионным диспергированием отходов // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 6. С. 8—14.
8. **Исследование** твердосплавных порошков, полученных электроэрозионным диспергированием вольфрамсодержащих отходов / Р. А. Латыпов, Г. Р. Латыпова, Е. В. Агеев, П. И. Бурак // Международный научный журнал. 2013. № 5. С. 80—86.
9. **Агеев Е. В.** Получение, исследование и практическое применение износостойких порошковых материалов из отходов вольфрамсодержащих твердых сплавов // Технология металлов. 2012. № 9. С. 36—45.
10. **Агеев Е. В.** Получение порошков из отходов твердых сплавов методом электроэрозионного диспергирования // Электрометаллургия. 2011. № 10. С. 24—27.

УДК 621.9.014:004.94

А. И. ОГОРОДНИКОВ, Ю. Н. ЖУКОВ, д-р техн. наук, Э. Е. ТИХОНОВ, К. М. САВИНЫХ
(Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург), e-mail: Al.Ogorodnikov@bk.ru

Лезвийный инструмент для разделительных операций хрупких листовых заготовок

Разработана геометрия алмазного лезвийного инструмента на основе четырехгранной пирамиды для разделительных операций листовых заготовок. Построен алгоритм для решения задач лезвийной обработки.

Ключевые слова: резание, лезвийный инструмент, хрупкий материал.

The geometry of diamond edge tool on the base of tetrahedral pyramid for shearing operations of sheet workpieces is developed. The algorithm for solution of edge processing problems is created.

Keywords: cueting, edge tool, brittle material.

В связи с появлением новых конструкционных оптических и полупроводниковых материалов с невысокой температурной стойкостью структурных компонентов актуальными становятся технологии не только лазерной, но и лезвийной обработки заготовок [1]. Использование лезвийного инструмента при выполнении операций разделения листовых заготовок на отдельные элементы предусматривает предварительное нанесение на поверхность заготовки канавки треугольного сечения с минимальным радиусом скругления [2]. Затем производится разделение по канавке созданием растягивающих или изгибающих напряжений в ее вершине. При этом достигается приемлемое качество [3] и минимальный отход материала на толщину реза, что обусловливает также экономическую целесообразность применяемой технологии.

Известно [4], что процесс формообразования канавок вследствие ряда негативных факторов является сложным и малопроизводительным. Высокоточные канавки на труднообрабатываемых поверхностях деталей невозможно получить стандартными резцами, для их прорезки используют пластины специальной формы. Обработать канавки стремятся, как правило, за одно врезание с одного установа. Надежность разделения хрупких материалов, включая керамику, стекло, композиты и монокристаллы, зависит от качества канавки — не должно быть сколов и трещин на сторонах канавки, которые способны инициировать развитие альтернативного разрушения при изгибе листовой заготовки на заключительном этапе разделения [5].

Цель работы — формализовать геометрическую модель лезвийного инструмента для исследования разделительных операций листовых заготовок аналитическими и численными методами.

Для разделения листовых заготовок используют алмазный лезвийный инструмент, изготовляемый из одного кристалла, на основе трехгранной пирамиды, четырехгранной пирамиды и усеченной четырехгранной пирамиды [6]. Применяют преимущественно инструмент на основе четырехгранной пирамиды (рис. 1, *а*). Высокое качество канавки достигается при расположении пирамиды относительно вектора скорости v резания (рис. 1, *б*) с углом $\lambda' = 2 \div 10°$ между поверхностью листовой заготовки и режущим ребром пирамиды [7]. Но при наклонном положении инструмента в последовательности операций обработки появляется холостой ход, так как противоположное ребро пирамиды наклонено к поверхности листа под неблагоприят-

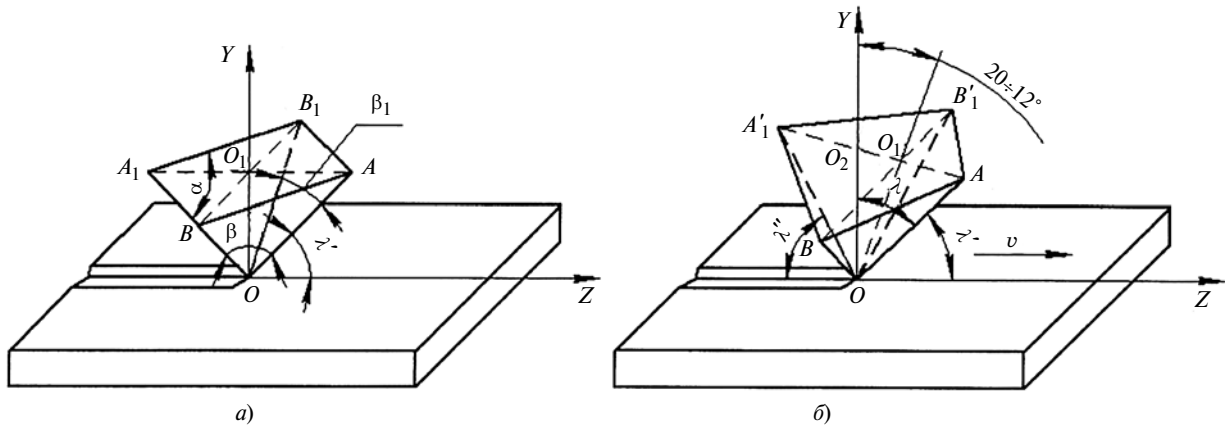


Рис. 1. Основные углы пирамиды и рабочее положение инструмента:
$\alpha = 90°$ — угол между сторонами основания; β — угол между ребрами OA_1 и OA; β_1 — угол между ребрами OA и OB_1; λ' — угол наклона режущей кромки OA к поверхности листа; λ'' — угол наклона кромки OA_1, противоположной режущей, к поверхности листа

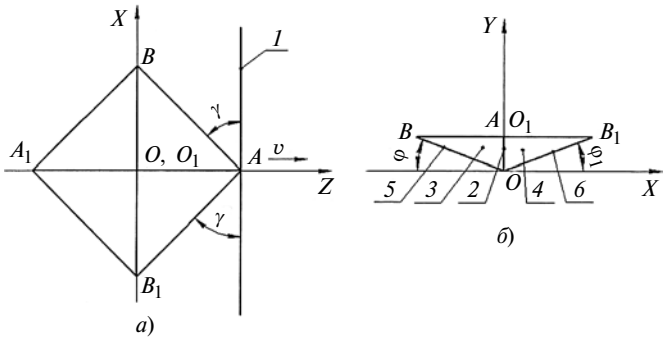


Рис. 2. Углы и элементы четырехгранной пирамиды, определяющие ее как лезвийный инструмент:
A, A_1, *B*, B_1 — вершины основания пирамиды; γ — главный передний угол; *1* — след основной плоскости; *2* — ребро пирамиды; *OA* — главная режущая кромка; *3* — левая грань *AOB* передней поверхности; *4* — правая грань AOB_1 передней поверхности; *5* и *6* — ребра пирамиды; *OB* и OB_1 — вспомогательные режущие кромки; φ и φ_1 — главный и вспомогательный углы в плане

ным углом (24÷32°), что исключает получение требуемого качества канавки при обратном ходе [5, 7].

Для формализации задач аналитического и компьютерного исследования [8—10] необходимо в первую очередь описать геометрию четырехгранной пирамиды как геометрию лезвийного инструмента в соответствии с общепринятой в токарной обработке терминологией.

На рис. 2, *а* в главной секущей плоскости показано основание пирамиды ABA_1B_1, а также след *1* основной плоскости, проходящий через точку *A* главной режущей кромки *OA*. На рис. 2, *б* обозначены основные элементы пирамиды как лезвийного инструмента. При совпадении вектора скорости *v* резания с осью *Z* можно присвоить индивидуальные названия элементам инструмента. Так, если ребро пирамиды *OA* является главной режущей кромкой инструмента, выполняющей основную работу по формообразованию канавки, то передняя поверхность состоит из двух передних граней *AOB* и AOB_1 с общей главной режущей кромкой *OA* и двумя вспомогательными режущими кромками *OB* и OB_1. Если осуществлять резание данным инструментом, то согласно схеме на рис. 1, *б* угол наклона главной режущей кромки к основной плоскости *1* (см. рис. 2, *а*) определится разностью (90° − λ′) и будет находиться в интервале 88÷80°, а передний угол γ = 45°.

Лезвийный инструмент на основе четырехгранной пирамиды способен образовать канавку на листовой заготовке как при прямом, так и при обратном ходе. На рис. 3 показан установленный вертикально к обрабатываемой поверхности инструмент для резания в двух направлениях с возможной модификацией углов. При сохранении геометрии резания (углов λ, λ_1 и γ) инструмента-прототипа модифицированный инструмент имеет две зеркально расположенные передние грани с одинаковой геометрией. Модифицированные варианты инструмента могут быть получены переточкой базового инструмента-прототипа, а также заточкой заготовки в виде цилиндра или призмы с нужными размерами.

На рис. 3, *а* представлен модифицированный инструмент, полученный из инструмента-прототипа изменением углов основания пирамиды; причем углы $A_1'BA'$ и $A_1'B_1A'$ больше 90°, углы $BA_1'B_1$ и BAB_1 меньше 90°, а углы λ′ и λ_1' остаются в диапазоне 2÷10°. Высота пирамиды инструмента-прототипа и модифицированного инструмента одинаковая. На рис. 3, *б* представлен модифицированный инструмент, полученный из инструмента-прототипа изменением углов пирамиды и уменьшением ее высоты. Передний угол представленных вариантов инструмента больше 45° и может быть подобран в зависимости от твердости хрупкого листового ма-

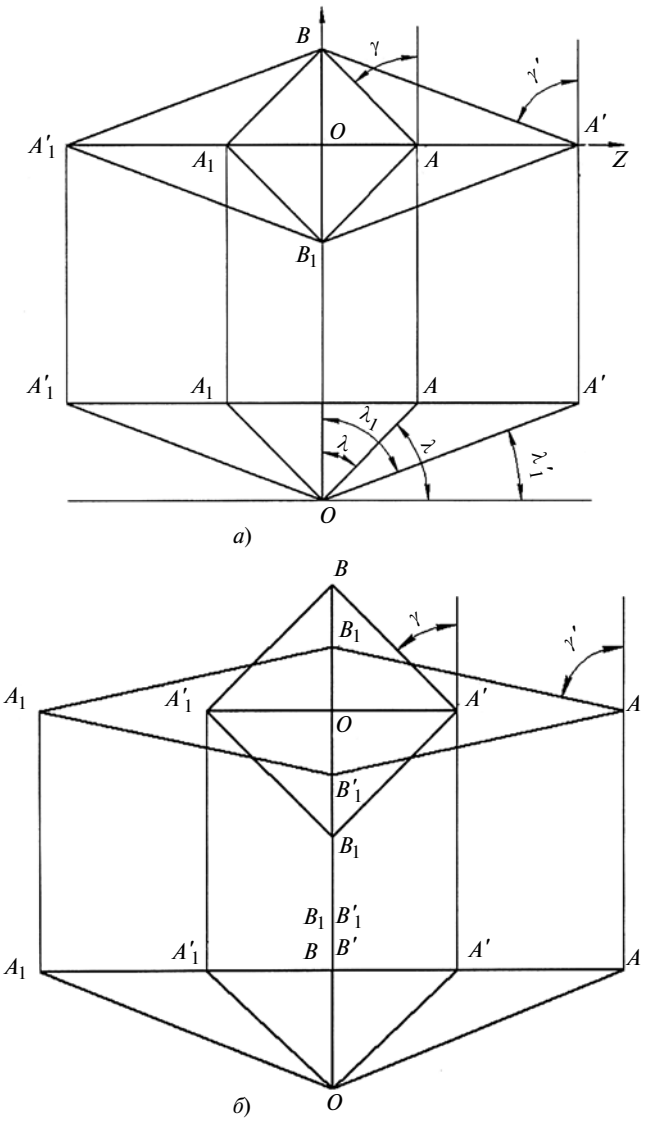


Рис. 3. Инструмент для резания в двух направлениях с углами $\lambda_1' = 2\div10°$ и $\gamma' > 45°$ на основании пирамиды с равной (*а*) и меньшей (*б*) высотой

териала. Если угол γ должен быть равен 45°, т. е. неизменным по отношению к прототипу, то для получения заданного диапазона углов λ' и λ'_1 необходимо изменять угол между сторонами грани пирамиды в диапазоне от 86 до 175°.

Известные пути заточки лезвийного инструмента на основе четырехгранной пирамиды позволяют получить инструмент для формообразования канавки на заготовке без холостого хода при заданном уровне качества канавки. Производительность повышается на 200 %.

Для решения задач лезвийной обработки кремния в параметрическом виде авторами составлена программа на внутреннем языке ANSYS APDL с широкими вычислительными возможностями моделирования и оперативной функцией контроля за точностью расчетной модели. Конечно-элементная модель геометрии резания в соответствии с изложенной формализацией построена средствами препроцессора ANSYS и включает пластину кремния, поверхностный слой, подложку и режущий инструмент (рис. 4, *а*). Для генерации сетки выбран твердотельный конечный элемент с квадратичной функцией формы. В расчетной модели заданы следующие граничные условия: ограничение степеней свободы — запрет на перемещение нижней поверхности подложки по вертикали, к верхней грани алмазного резца приложена нагрузка, равная 1 Н; контактные элементы на поверхности пластины — в контактном взаимодействии резец представлен жестким телом. Сгенерирована неоднородная сетка, в которой контактные элементы и высокая плотность элементов вблизи вершины резца повышают точность расчетов и уменьшают область сингулярного эффекта. Более грубая сетка, расположенная дальше от контактной зоны, позволяет сократить общее число элементов в расчетной модели и снизить требования к запрашиваемым машинным ресурсам.

Формообразование риски при прохождении алмазного инструмента по поверхности кремния подобно первому проходу при нарезании резьбы резцом на токарном станке. Материал снимается гранями инструмента, имеющего, как правило, прямолинейные режущие кромки. Назначаемые режимы резания для кремния и хрупкого металла различаются. При точении металла задаются глубина резания, ширина срезаемого слоя, скорость резания и подача, а силы резания являются производными от режимов резания, геометрии инструмента и свойств обрабатываемого металла. При механической обработке кремния задается нормальная нагрузка на резец, а глубина резания, ширина риски и тангенциальная составляющая силы резания являются производными от нагрузки на резец. При лезвийной обработке кремния срезаемый слой материала претерпевает упругую деформацию и деформацию скалывания.

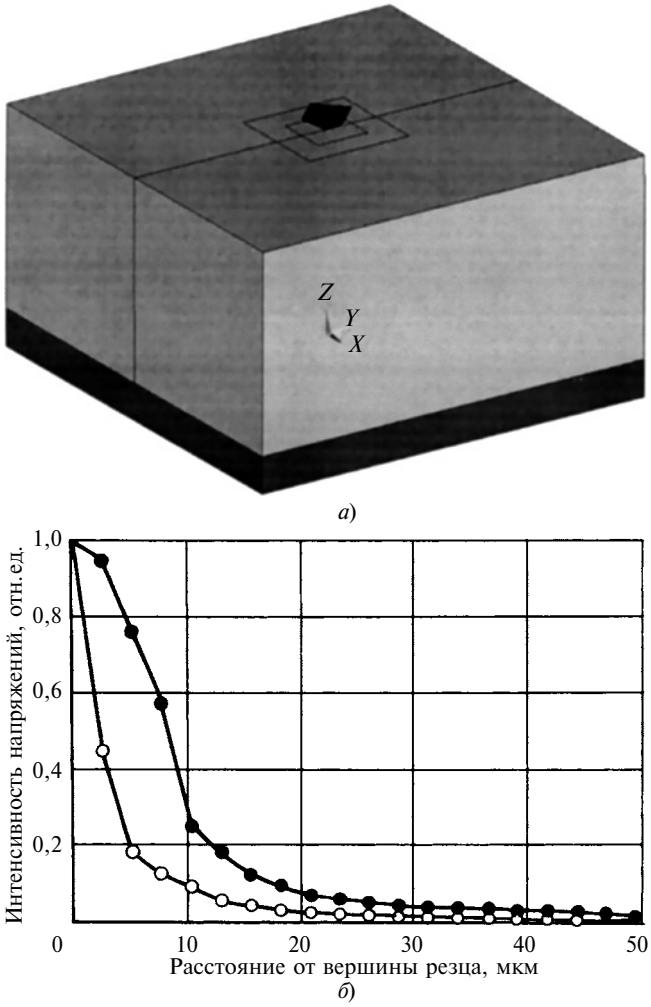


Рис. 4. Модель геометрии резания, построенная в препроцессоре ANSYS (*а*), и расчетные значения нормированной интенсивности напряжений (*б*) в кремниевой пластине в нормальном (○) и тангенциальном (●) направлениях от вершины алмазного резца

Расчеты показали, что алмазный резец формирует в кремниевой пластине комплексное напряженно-деформированное состояние. В поле напряжений доминируют напряжения сдвига и сжатия, но вместе с тем присутствует зона растягивающих напряжений, что создает благоприятные условия для образования трещин в поверхностном слое. Воздействие заточенного инструмента на кристалл приводит к концентрации напряжений в зоне контакта.

В вычислительном эксперименте исследовали четырехгранную пирамиду с внутренним углом 120°. Изменение нормированной интенсивности напряжений построено по направлению от вершины резца в глубь кремниевой пластины и на поверхности по нормали к траектории движения инструмента (рис. 4, *б*). Интенсивность напряжений в анализируемом случае остается высокой на расстоянии до 15 мкм от вершины резца и уменьшается по сечению менее резко, чем на поверхности.

Полученный расчетный результат хорошо согласуется с экспериментальными данными [3]. Та-

УДК 621.791.92:620.178.154.876

Ф. М. ШИРЗАДОВ, д-р-инж., А. И. САДЫХОВ, д-р техн. наук, Л. А. ГАСЫМОВА (АзТУ, г. Баку),
e-mail: shirzadov@rambler.ru

Наплавка поверхности под действием магнитного поля

Рассмотрен процесс наплавки под действием магнитного поля. Определены факторы, влияющие на процесс наплавки. Даны рекомендации для повышения эффективности данного процесса.

Ключевые слова: наплавка, магнитное поле, поляризация, высокочастотный магнитный индуктор, скин-эффект.

The process of surfacing under action of magnetic field is considered. The factors, influencing on the surfacing process, are determined. The recommendations for effectiveness improvement of this process are given.

Keywords: surfacing, magnetic field, polarization, high frequency magnetic inductor, skin effect.

Эффективность наплавки повышается при воздействии создаваемой магнитным полем электромагнитной силы, действующей на сварочную ванну. Это позволяет целенаправленно изменять форму, толщину, микроструктуру и топографию покрытия, уменьшать число наплавок, избегать разного рода дефектов в наплавляемом материале, повышать сжимающие остаточные напряжения в покрытии и скорость сварки за счет дополнительной индуктивной энергии. При этом сокращаются длительность процесса и расходы на него [1—3].

Рассмотрим факторы, влияющие на процесс наплавки при воздействии электромагнитных полей [1—5]:

возникновение силы Лоренца при прохождении тока через наплавляемый материал в соответствии со вторым законом Фарадея; влияния термического действия тока, индуктивного тока и дополнительного источника тока;

неоднородность расплава материала и его кристаллизация, в зависимости от которых изменяются направление тока, магнитная проницаемость и электропроводность материала, что отрицательно влияет на стабильность процесса;

высокая электропроводность холодных участков сварного шва, которая уменьшается на участках с более высокой температурой; при высокой температуре электропроводность материала увеличивается в результате образования плазмы из паров металла;

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 47)

ким образом, написанная в кодах APDL программа позволяет по уровню тангенциальных и нормальных напряжений прогнозировать соответственно ширину и глубину риски, образующейся на поверхности кремниевой пластины под действием алмазного инструмента. Изменяемыми входными параметрами являются толщина кремниевой пластины, нормальная нагрузка на резец, форма и внутренний угол режущей части алмазного инструмента. Созданная вычислительная модель позволяет исследовать методом конечных элементов лезвийный инструмент со сложной пространственной геометрией [11].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Mostofa M. G., Park C. I., Park S. S.** AFM probe based nano mechanical scribing of soda-lime glass // Journal of Manufacturing Processes. 2013. V. 15. P. 625—634.

2. **Scribe-cleave-passivate** (SCP) slim edge technology for silicon sensors / V. Fadeyev, H. F.-W. Sadrozinski, S. Elya et al. // Nuclear Instruments and Methods in Physics Research A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment. 2013. V. 731. P. 260—265.

3. **Ogorodnikov A. I., Ogorodnikova O. M., Tikhonov I. N.** Simulation of defect zones in scribed silicon wafers // Materials Science and Engineering: IOP Conf. Series. 2010. V. 15. AN 012046.

4. **Расторгуев Г. А.** Особенности обработки канавок в деталях машин // Вестник машиностроения. 2013. № 5. С. 50—55.

5. **Жуков Ю. Н.** Механизм образования дефектов поверхности при лезвийной обработке твердых хрупких керамик / Деп. в ВИНИТИ № 3606-В97. Екатеринбург: Уральский ГТУ, 1997. 110 с.

6. **Жуков Ю. Н., Тихонов Э. Ю., Савиных К. М.** Геометрия резания алмазного лезвийного инструмента / Деп. в ВИНИТИ № 606-В2010. Екатеринбург: Уральский федеральный университет, 2010. 27 с.

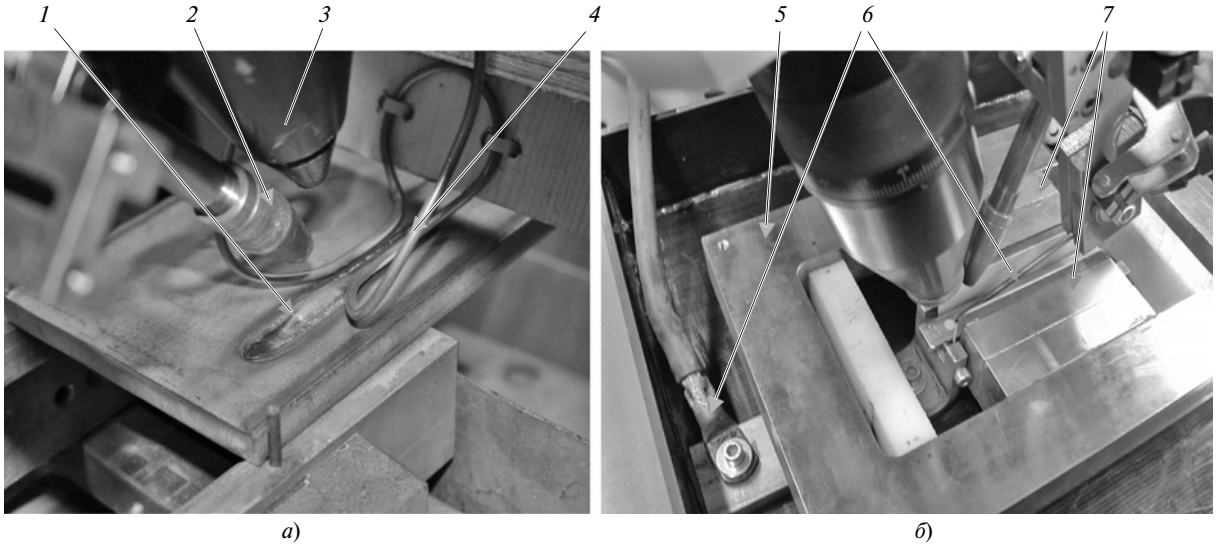
7. **Запорожский В. П., Лапшинов Б. А.** Обработка полупроводниковых материалов. М.: Высшая школа, 1998. 184 с.

8. **Огородникова О. М.** Исследовательская функция программ CAE в сквозных технологиях CAD/CAE/CAM // Вестник машиностроения. 2012. № 1. С. 25—31.

9. **Огородникова О. М., Панин О. А.** Компьютерное исследование компонентов микросистемной техники // Нано- и микросистемная техника. 2009. № 5. С. 12—15.

10. **Огородников А. И.** Разработка программного модуля в среде ANSYS APDL для численного исследования новых технологий и материалов приборостроения // Научное обозрение. 2013. № 1. С. 119—123.

11. **Жуков Ю. Н., Савиных К. М., Тихонов Э. Ю.** Геометрия алмазного инструмента для скрайбирования с криволинейной режущей кромкой // Деп. в ВИНИТИ № 5-В2011. Екатеринбург: Уральский федеральный университет, 2011. 28 с.



Наплавка с помощью лазера при постоянном (*а*) и переменном (*б*) магнитном поле [4]:
1 — наплавляемый материал; *2* — подача порошка; *3* — головка лазера; *4* — ВЧ индуктор; *5* — сердечник; *6* — проволока; *7* — постоянные магниты

электропроводность сварочной ванны (магнитная проницаемость), которая должна быть выше электропроводности свариваемого материала;

электрический ток, который индуцируется не только в ферромагнетиках, но и в парамагнетиках, так как при температуре выше температуры точки Кюри ферромагнетики ведут себя как парамагнетики ($\mu = 1$); температура точки Кюри обычно соответствует твердому состоянию материала, при котором невозможно его деформирование. Затвердение материала препятствует движению сварочной ванны.

Рассмотрим влияние на сварочную ванну постоянного [$B(t) = \text{const}$], низкочастотного и высокочастотного [$B(t) = B_0\omega t$] магнитных полей. На рисунке, *а*, *б* показаны процессы наплавки с помощью лазера соответственно при постоянном и переменном магнитном поле.

Постоянное магнитное поле позволяет выполнять наплавку как с подачей на сварочную ванну дополнительного тока, так и без него. Преимущества этого способа:

стабилизация движения сварочной ванны в результате смены турбулентного течения металла на ламинарное;

стабильное движение сварочной ванны способствует наведению индукционного тока в материале, что тормозит ее движение;

возможность воздействовать на индукционный ток изменением положения постоянных магнитов;

простота конструкции.

Недостатки наплавки в постоянном магнитном поле:

необходимость подачи дополнительного тока на сварочную ванну для быстрого изменения геометрии наплавки;

силы растяжения и сжатия действуют на сварной шов не под углом, а вертикально;

возможность при увеличении толщины наплавки (при растяжении) повышения магнитной силы настолько, что расплав отделится от основного материала (сила Лоренца действует на сварочную ванну вертикально и направлена вверх);

возможность при увеличении ширины наплавки (при сжатии) перекрытия расплавом нерасплавленного основного материала, что снижает качество сцепления основы и наплавки (сила Лоренца действует на сварочную ванну вертикально и направлена вниз).

При использовании переменного магнитного поля в процессе наплавки необходимость подачи дополнительного тока на сварочную ванну отпадает, так как индукционный ток в сварочной ванне наводится индуктором. Взаимодействие магнитных полей индуктора и индуцированного тока способствует сжатию расплава.

Несмотря на положительное влияние индуцированного тока и скин-эффекта (уменьшение амплитуды электромагнитных волн по мере их проникновения в глубь расплава), этот способ имеет и недостатки:

ему присущи недостатки действия постоянного магнитного поля;

изменение направления переменного поля и его параметров вызывает изменение вектора индукционного тока;

так как магнитное поле направлено под углом к сварному шву, то расплав движется в направлении сварки, т. е. в направлении более низкой плотности магнитного поля;

ввиду нестабильности температуры глубина скин-слоя, зависящая от нее, резко меняется;

сила Лоренца, основанная на скин-эффекте, способствует сжатию поверхности сварочной ванны и уменьшению глубины скин-слоя ее воздействия;

индукционный ток в сварочной ванне вновь индуцирует индукционный ток (например, процесс образования скин-эффекта), а это отрицательно влияет на электрический ток, поступающий из сварочной ванны, и на стабильное направление магнитной силы.

Рассмотрим математическое выражение физических процессов. Важными параметрами, влияющими на сварочную ванну, являются глубина δ проникновения магнитного поля в материал и магнитная сила F. Глубина δ характеризуется скин-эффектом, так как 87 % энергии достигает глубины скин-слоя. Для сварки в высокочастотном магнитном поле глубина скин-слоя определяется уравнением Максвелла [2, 4, 6, 7]:

$$\delta = \sqrt{\rho}/(\pi\mu_0\omega),$$

где μ_0 — магнитная проницаемость; ρ — электрическое сопротивление; ω — частота тока.

Магнитную силу действия индуктора на материал можно определить по формуле

$$F = j\times B = 1/\mu_0(\nabla\times B)\times B = \\ = -\nabla(B^2/2\mu_0) + 1/\mu_0(B\nabla)B,$$

где j — плотность тока; B — магнитная индукция; ∇ — оператор набла; $\nabla(B^2/2\mu_0)$ — градиент магнитного тока; $1/\mu_0(B\nabla)B$ — магнитное напряжение.

Общая плотность тока, влияющая на сварочную ванну, определяется по формуле $j = \sigma(E + S\nabla T + u\times B)$, где E — внешнее электрическое поле; σ — электрическая проводимость; S — тензор термоэлектрического потенциала; ∇T — градиент температуры; u — скорость расплава.

Термоэлектрический потенциал зависит также от химического состава материала и его микроструктуры.

Высота h сварочного шва определяется числом Бонда, т. е. отношением внешних сил $P_м$ (магнитного поля) к силам $P_{тен}$ поверхностного натяжения:

$$h = P_м/P_{тен} = B^2/(2\mu_0 P_{тен}).$$

Движение расплавленного материала стабилизируется под воздействием статического давления, силы Лоренца и сжатия поверхности [9, 10], что можно выразить формулой

$$B^2/2\mu_0 + K\psi = \rho gh + \rho(u\cdot u),$$

где ρ, g, h, K, ψ — соответственно плотность, ускорение свободного падения, толщина наплавки, кривизна и коэффициент натяжения поверхности; $B^2/2\mu_0$ — магнитное давление, причина движения и сжатия сварочной ванны; ψK — напряжение поверхности; ρgh — статическое давление; $\rho(u\cdot u)$ — динамическая сила, влияющая на течение расплава.

Таким образом, для повышения стабильности сварочной ванны можно рекомендовать следующее: использование преимуществ постоянного и переменного магнитных полей (например, их одновременное применение); применение новых технологий и конструкций; оптимизацию параметров наплавки; уменьшение расстояния между индуктором и сварочной ванной для повышения магнитной индукции; стабилизацию колебаний индуцируемого в сварочной ванне тока подачей дополнительного тока; оптимизацию формы индуктора и схемы его подключения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Magnetisch** beeinflußtes Laserstrahlschweißen / D. Lindenau, G. Ambrosy, P. Berger, H. Hügel // Daimler Chrysler AG, Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW). Universität Stuttgart. 2002. 69 s.

2. **Kern M., Berger P., Hügel H.** Magneto-Fluid Dynamic Control of Seam Quality in CO_2 Laser Beam Welding // Welding Journal. March 2000. P. 72—78.

3. **Staufer H., Rührnößl M., Miessbacher G. F.** Laser Hybrid Schweißen und Laserlöten: Stand der Technik und Anwendungungsbeispiele am Audi A8 und VW-Phaeton // International GmbH. Wels — Austria. 245 s.

4. **Markus D.** Laserstrahlauftragschweißen unter dem Einfluss magnetischer und elektrischer Felder // Verlagshaus Mainz GmbH. Aachen. 2007. 160 s.

5. **Bühler S.** Optimierung der Induktorgeometrie für das magnetisch gestützte Laserstrahlgenerieren // Illmenau. Diplomarbeit. 2008. 120 s.

6. **Schmidt V.** Untersuchung der magnetischen Induktion, Stromdichte und Kraftwirkung beider Magnetumformung // Stuttgart. 1976. 124 s.

7. **Power** Consumption of Skull Melting, Part II: Numerical Calculation of the Shape of the Molten Zone and Comparison with Experiment / A. Muizniek, G. Raming, A. Mühlbauer, et. al. // Cryst. Res. Technol. 34 (1999). P. 329—338.

8. **Effect** of field shaper on magnetic pressure in electromagnetic forming / Yu. Haiping, Li Chunfeng, Zhao Zhiheng, Li Zhong // Journal of Materials Processing Technology 168 (2005). P. 245—249.

9. **Pothferat A., Sommeria J., Moreau R.** Numerical simulations of an effective 2d model for flows with a transverse magnetic Field // Journal of Fluid Mechanics 534. P. 115—143.

10. **Solutocapillary** convection in the float-zone process with a strong magnetic field / J. S. Walker, P. Dold, A. Cröll et. al. // Department of Mechanical and Industrial Engineering University of Illinois. International Journal of Heat and Mass Transfer 45 (2002). P. 4695—4702.

УДК 621.9.02.001.573

А. А. ФОМИН, канд. техн. наук, В. Г. ГУСЕВ, д-р техн. наук (Владимирский ГУ), Р. Г. САФИН, д-р техн. наук, Р. Р. САФИН, д-р техн. наук (Казанский национальный исследовательский технологический университет), e-mail: fomin1@mail.ru, Safin@kstu.ru

Диспергирование припуска, снимаемого при профильном фрезеровании заготовки

Исследованы силовые и скоростные характеристики профильного и цилиндрического фрезерования древесины с учетом инерционных сил, действующих на стружку. Обосновано теоретически и подтверждено экспериментально большее диспергирование стружки при профильном фрезеровании.

Ключевые слова: фрезерование, фасонный инструмент, обработанная поверхность, припуск, стружка, диспергирование.

The force and speed characteristics of form and cylindrical milling of wood taking into account inertia forces, acting on chip, are investigated. The higher dispersion of chip at form milling is substantiated theoretically and confirmed experimentally.

Keywords: milling, form tool, processed surface, allowance, chip, dispersion.

При механической обработке заготовки — снятии припуска, имеют место пластическая и упругая деформации материала, величины которых зависят от режима резания, геометрии, физико-механических свойств режущей части инструмента, свойств обрабатываемого материала и технологической системы (ее жесткости, виброустойчивости и пр.) [1, 2].

Упругая и пластическая деформации определяют энергетические затраты при резании, в частности мощность и составляющие силы резания, давление на поверхность режущего клина инструмента. Пластическая деформация обрабатываемого материала во многом определяет размерную точность изготовляемой детали, шероховатость и другие параметры обработанной поверхности. Следовательно, по механизму разрушения и степени диспергирования снимаемого припуска можно оценить энергетические параметры процесса обработки [3] и характеристики обработанных поверхностей [4, 5].

На рис. 1 представлена схема сил в зоне контакта режущего клина с заготовкой. При фрезеровании режущий клин *1234* вращаясь с угловой скоростью $\omega_р$, снимает поверхностный слой заготовки. При этом стружка контактирует с передней поверхностью клина на участке l_1 и с задней поверхностью на участке l_2, что обусловливает нормальные напряжения. Их эпюры показаны на рис. 1 между точками *1*, *2* и *3*, *4* [6].

На стружку действует центростремительное (a_n) и тангенциальное (a_τ) ускорения, вызывающие соответственно инерционные центробежную ($P_n = ma_n$) и касательную ($P_\tau = ma_\tau$) силы, которые приложены к центру масс стружки — точка *C*. В условиях изменения данных сил необходимо обеспечивать минимальные виброперемещения фасонной фрезы [7], безрезонансный процесс обработки [8], уравновешенное состояние режущего инструмента [9] и минимальную вибрацию технологической системы [10].

Сила P_n вызывает в поперечном сечении стружки нормальные напряжения σ_1 сжатия, а тангенциальная сила P_τ прижимает стружку к передней по-

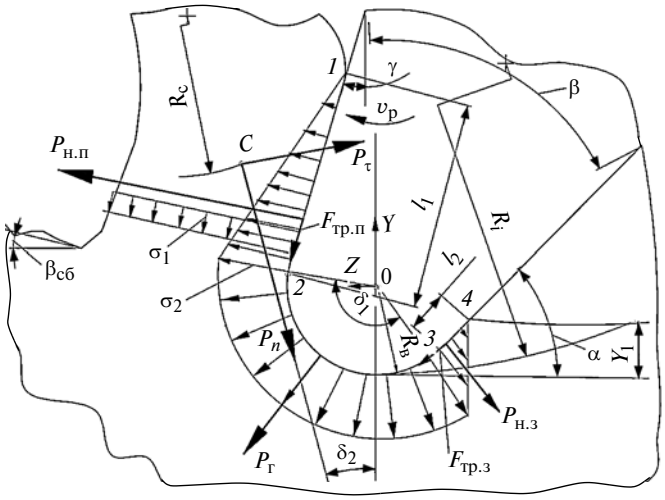


Рис. 1. Схема сил, действующих в зоне контакта режущего клина с заготовкой

верхности режущего клина, увеличивая силу трения по передней поверхности. Режущий участок лезвия *23* (дуга окружности радиусом $R_в$) при контакте с заготовкой создает в обрабатываемом материале нормальные напряжения σ_2. Вследствие упругого восстановления обработанного материала на величину Y_1 режущий инструмент воздействует на обработанную поверхность участком *34* задней поверхности. При этом возникающие напряжения изменяются от σ_2 до нуля.

Изменение нормальных напряжений вдоль профиля фасонной фрезы обусловлены переменным радиусом, формой заготовки (неравномерным припуском по длине) и наличием в обрабатываемом материале неоднородностей, например сучков при обработке древесины. Конусная форма заготовки обусловливает увеличение нормальных напряжений по профилю фрезы и контуру режущего лезвия, в поперечном сечении фасонной фрезы возникают максимальные нормальные напряжения.

Нормальная сосредоточенная сила $P_{н.п}$ возникает в результате воздействия передней поверхности режущего клина на снимаемый материал, а сила $F_{тр.п}$ трения — в результате схода стружки по передней поверхности. Со стороны задней поверхности режущего клина действует нормальная сила $P_{н.з}$ и сила трения $F_{тр.з}$. Сосредоточенная сила P_r возникает от контакта обрабатываемого материала со скругленным участком *23* режущего клина, характеризуемым центральным углом δ_1.

Лезвийная обработка древесины сегодня выполняется на высоких скоростях (45 м/с и более). При этом снимаемый материал в виде стружки такое получает ускорение, что разгоняется до скорости резания, возникает значительная инерционная центробежная сила, приложенная в центре *C* масс стружки.

Определим эту центробежную силу при следующих условиях фрезерования: глубина резания $t = 20$ мм, скорость резания $v = 50$ м/с, подача заготовки $S = 30$ м/мин, подача на зуб фрезы $S_z = 1{,}54$ мм/зуб, текущий радиус фасонной фрезы $R_i = 65$ мм, высота фасонной фрезы $B = 100$ мм, радиус профиля фасонной фрезы $R_{рк} = 62{,}5$ мм.

Угол контакта фасонной фрезы и заготовки составит: $(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = \arccos(1 - t/R_i) = 46{,}2°$, тогда длина единичного реза $l_р = R_i(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = 52{,}4$ мм. Длину режущего профиля фрезы находим по формуле $2R_{рк}\arcsin[B/(2R_{рк})] = 109{,}7$ мм.

Масса (как мера инертности тела) стружки $m = 2\rho_с F_{ср} R_{рк}\arcsin[B/(2R_{рк})] = 2{,}5$ г, где $\rho_с = 0{,}7$ г/см^3 — плотность древесины; $F_{ср} = 0{,}0054$ см^2 — среднее арифметическое значение площади срезаемого слоя.

Центробежную силу, действующую на стружку, находим по формуле $P_n = m\omega_р^2 R_с = 57{,}4$ Н, где $\omega_р = 769$ рад/с — угловая скорость фрезы; $R_с = 0{,}0388$ м — радиус центра масс стружки.

Несмотря на незначительную массу стружки, она создает значительную инерционную центробежную силу P_n, которую также следует учитывать при расчетах.

Спроектировав все рассматриваемые силы на оси *Z* и *Y*, получим функции главной (P_z) и радиальной (P_y) составляющих силы резания:

$$P_z = F_{тр.п}\sin\gamma - P_n\cos\delta_2 + P_{н.п}\cos\gamma - P_\tau\sin\delta_2 + P_r\cos(0{,}5\delta_1 - \gamma) - P_{н.з}\sin\alpha + F_{тр.з}\cos\alpha; \quad (1)$$

$$P_y = -F_{тр.п}\cos\gamma - P_n\sin\delta_2 + P_{н.п}\sin\gamma + P_\tau\cos\delta_2 + P_r\sin(0{,}5\delta_1 - \gamma) - P_{н.з}\cos\alpha + F_{тр.з}\sin\alpha. \quad (2)$$

Здесь γ и α — передний и задний углы; $\delta_1 = \pi - (\gamma + \beta)$ — угол между перпендикулярами, проведенными из начала системы координат *XY* к передней и задней плоскостям режущего клина; δ_2 — угол между осью *Y* и силой P_n:

$$\delta_2 = \mathrm{arctg}(0{,}5l_1\sin\gamma/R_i - 0{,}5l_1\cos\gamma). \quad (3)$$

Общее уравнение инерционной центробежной силы, действующей на стружку и изменяющейся вдоль профиля фрезы, имеет вид:

$$P_{ni} = m\omega_р^2(R_i - l_1/2). \quad (4)$$

Ее предельные значения:

$$P_{n\,\min} = m\omega_р^2(R_{\min} - l_1/2);$$

$$P_{n\,\max} = m\omega_р^2(R_{\max} - l_1/2). \quad (5)$$

Тангенциальная сила P_τ возникает в результате углового ускорения фрезы. Привод главного движения фрезы передает момент постоянной частоты вращения, поэтому угловое ускорение при фрезеровании равно нулю и силой P_τ можно пренебречь. Тогда получим:

$$P_z = P_{н.п}(\cos\gamma + f_п\sin\gamma) - P_n\cos\delta_2 + P_r\cos(0{,}5\delta_1 - \gamma) - P_{н.з}\sin\alpha + F_{тр.з}\cos\alpha; \quad (6)$$

$$P_y = P_{н.п}(\sin\gamma - f_п\cos\gamma) - P_n\sin\delta_2 + P_r\sin(0{,}5\delta_1 - \gamma) - P_{н.з}\cos\alpha + F_{тр.з}\sin\alpha. \quad (7)$$

Главная (P_z) и радиальная (P_y) составляющие силы резания при цилиндрическом фрезеровании по высоте инструмента не изменяются, а при профильном фрезеровании увеличиваются от торца к

центру фрезы. Инерционная центробежная сила P_n по высоте цилиндрической фрезы также постоянна. При фасонном же фрезеровании она уменьшается от торца к центру фрезы. Перманентное изменение силовых характеристик при фасонном фрезеровании в соответствии с выражениями (1), (2), (4)—(7) должно вызывать значительные деформации снимаемого припуска по сравнению с цилиндрическим фрезерованием.

Однако кроме переменной силовой нагрузки при профильном фрезеровании древесины изменяется скорость резания по высоте инструмента, что в свою очередь влияет на деформации разных частей сходящей стружки. Так как снятие припуска по высоте фасонной фрезы происходит с разными скоростями резания, то отдельные стружки перемещаются по передней поверхности режущих зубьев фрезы также с разными скоростями. При обработке крупной древесины разница скоростей резания достигает 30 % и зависит от минимального и максимального радиусов фрезы:

$$\Delta v = \omega_{\text{р}}(R_{\max} - R_{\min}). \qquad (8)$$

При этом стружка в виде единого твердого тела скользит по передней поверхности режущего клина у левого и правого торцов с максимальной скоростью $v_{\max}$, а другая часть в центре симметрии фрезы — с минимальной скоростью $v_{\min\ \text{ц}}$ (рис. 2, *а*). Таким образом, центральная часть сходящей стружки, двигаясь с меньшей скоростью, тормозит движение участков на торцах, что вызывает поворот элементов стружки относительно центра симметрии фрезы (см. рис. 2, *а*, стрелки *A* и *B*), т. е. чем дальше отстоят элементы стружки от центра фрезы, тем больше сила, вызывающая их разрыв, а следовательно, и ширина $l_{\text{н}}$ между ними.

При фрезеровании заготовки *1* фасонной фрезой *2* формируется профиль *3* (рис. 2, *б*), а снимаемый поверхностный слой распадается на элементы *4—6* с образованием трещин длиной $l_{\text{в}}$. Образование отдельных элементов стружки обусловлено инерционной центробежной силой Q_i с составляющими Q_{ki} и Q_{ni}. Значение центробежной силы изменяется от минимального ($Q_{\min}$) в центре фрезы до максимального ($Q_{\max}$) по торцам. Силы Q_{ni} изменяются от $Q_{\min}$ до Q_n и направлены перпендикулярно к обработанной поверхности *3*. Сила Q_{ki} изменяется от нуля (в центре фрезы) до максимального значения в окрестности торцов фрезы, растягивая стружку, в результате чего она делится на отдельные элементы.

Разрыву стружки препятствуют молекулярные связи в волокнах древесины, но при возникновении напряжений, превышающих эти связи, происходит деление стружки на отдельные элементы,

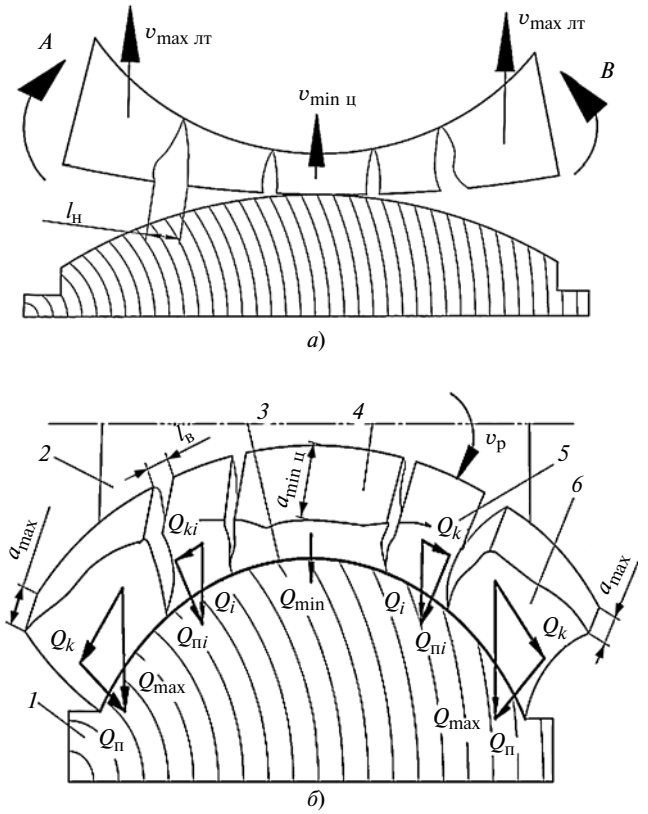


Рис. 2. Схемы формирования стружки при профильном фрезеровании заготовки из древесины

число которых зависит от вида древесины, влажности, режима фрезерования и других факторов. Стружка, формируемая при профильном фрезеровании, испытывает и напряжения растяжения, что вызывает ее диспергирование.

При цилиндрическом фрезеровании скорость резания по высоте фрезы постоянна, поэтому повороты частей образуемой стружки отсутствуют, следовательно, диспергирование, если и происходит, то небольшое. И это происходит по другим причинам, например, из-за неоднородных свойств древесины, изменения толщины снимаемого припуска.

Таким образом, теоретические исследования силовых и скоростных характеристик профильного и цилиндрического фрезерований показали, что профильное фрезерование характеризуется значительно большим размельчением снимаемого припуска по сравнению с цилиндрическим. Следовательно, при профильном фрезеровании требуется больше энергии, а значит, и мощность резания будет больше, чем при цилиндрическом фрезеровании.

Для проверки изложенной версии были проведены экспериментальные исследования. Древесину обрабатывали цилиндрической и фасонной фрезами и фотографировали процесс перемещения

а) *б*)

Рис. 3. Фотографии стружек на выходе из зон резания при цилиндрическом (*а*) и фасонном (*б*) фрезерованиях

режущего клина по дуге контакта инструмента и заготовки с помощью высокоскоростной фотокамеры Canon EOS 7D (диафрагма — *f*/5,6; выдержка — 1/8000 с; скорость по ISO 3200; точечный экспозамер, фокусное расстояние — 50 мм).

Несмотря на высокую разрешающую способность фотокамеры, зафиксировать последовательность положений зуба фрезы по дуге контакта не удалось, поскольку для этого необходима фотоаппаратура, позволяющая фиксировать процессы обработки с более высокой частотой. Потребовалось несколько тысяч кадров, из которых выборочно были составлены этапы процессов снятия слоя древесины, формирование стружки, а также вылет стружки из зоны резания.

Таким образом, с помощью фотографий было установлено, что цилиндрическое и профильное фрезерования древесины имеют существенные отличия.

На начальном этапе цилиндрического фрезерования деформируемый снимаемый припуск представляет собой прямолинейный участок, расположенный параллельно режущему лезвию, который по мере перемещения режущего зуба увеличивается по ширине, затем появляется стружка. После выхода зуба фрезы из контакта с обрабатываемой древесиной стружка под действием центробежной силы выбрасывается из зоны резания (рис. 3).

Характерным для цилиндрического фрезерования является то, что снимаемый слой древесины и стружка располагаются параллельно режущему зубу фрезы, т. е. параллельно оси ее вращения, и незначительное количество мелкой стружки, находящейся во взвешенном состоянии.

При профильном фрезеровании во взвешенном состоянии находится значительно больше мелкой стружки (рис. 3, *б*).

В начале профильного фрезерования древесины снимаемый слой незначительно искривляется в противоположном направлении относительно кривизны режущих пластин. При дальнейшем перемещении зуба по дуге контакта кривизна и толщина срезаемого слоя древесины увеличиваются. После выхода зуба из контакта с заготовкой мелкая стружка выбрасывается из зоны резания, формируя участок серповидной формы значительной кривизны.

Стружка при профильном фрезеровании значительно мельче.

Снимаемый припуск формирует зону выпуклой формы, в то время как режущие пластины фасонной фрезы имеют вогнутый режущий профиль. Это объясняется тем, что древесина, снимаемая у торцов заготовки, движется по передней поверхности режущей пластины с большей скоростью, чем в центральной части фрезы.

Таким образом, с помощью высокоскоростной фотосъемки процессов цилиндрического и профильного фрезерований древесины экспериментально подтверждено теоретическое обоснование большего размельчения снимаемого припуска при обработке фасонным режущим инструментом, что обусловливает большее энергопотребление.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Фомин А. А.** Оборудование и технология механической обработки отходов лесопиления: Монография. М.: Машиностроение, 2013. 206 с.
2. **Фомин А. А.** Анализ схем попутного и встречного фрезерования заготовок с неоднородными свойствами // Вестник машиностроения. 2013. № 2 С. 59—61.
3. **Фомин А. А., Гусев В. Г., Сафин Р. Г.** Мощность резания при профильном фрезеровании отходов лесопиления // Вестник Казанского технологического ун-та. 2013. № 14. С. 193—198.
4. **Фомин А. А.** Обеспечение микрогеометрии поверхностей при механической обработке заготовок с неоднородными свойствами // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2012. № 12. С. 27—29.
5. **Фомин А. А.** Кинематика формирования обрабатываемой поверхности в процессе фрезерования // СТИН. 2013. № 4. С. 16—19.
6. **Любченко В. И.** Резание древесины и древесных материалов: Учебник для вузов. М.: МГУЛ, 2004. 310 с.
7. **Фомин А. А.** Моделирование пространственных виброперемещений фасонной фрезы под действием силы резания // СТИН. 2012. № 6. С. 35—40.
8. **Фомин А. А., Гусев В. Г.** Обеспечение условий безрезонансной обработки заготовок с неоднородными свойствами // СТИН. 2013. № 3. С. 19—25.
9. **Фомин А. А., Гусев В. Г.** Виброперемещения шпинделя под действием статической неуравновешенности режущего инструмента // СТИН. 2012. № 12. С. 2—5.
10. **Фомин А. А.** Снижение уровня вибрации инструмента при фасонном фрезеровании горбыля // Вестник машиностроения. 2013. № 1. С. 44—48.

УДК 621.941.08

А. Я. КРАСИЛЬНИКОВ, д-р техн. наук, П. Н. ЗАХАРОВ
(Уральский федеральный университет им. Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург),
e-mail: krasilnikov1951@yandex.ru

Механизм изнашивания режущей грани задней поверхности инструмента при обработке детали прерывистым резанием

Приведены результаты исследований стойкости режущего инструмента при обработке детали прерывистым резанием.

Ключевые слова: резание, автоколебания, нормальные моды, собственная частота, годограф.

The research results of cutting tool resistance at processing of a part by interrupted cueting are given.

Keywords: cutting, self-vibrations, eigen modes, eigenfrequency, hodograph.

Срок службы лезвийных режущих инструментов определяется их стойкостью — безотказной непрерывной работой до выхода из строя. Стойкость T задается как исходный параметр. Для резцов из углеродистых и быстрорежущих сталей Ф. У. Тейлор [1] предложил принять стойкость $T = 20$ мин; в 1937—1942 гг. для всех резцов была рекомендована стойкость $T = 60$ мин; с 80-х годов XX века она была снижена до $T = 30$ мин. Инструментальные компании Sandvik Coromant, Seco, Walter, Pramet и др. рекомендуют стойкость $T = 15$ мин. Это подходит для обработки деталей в условиях непрерывного резания.

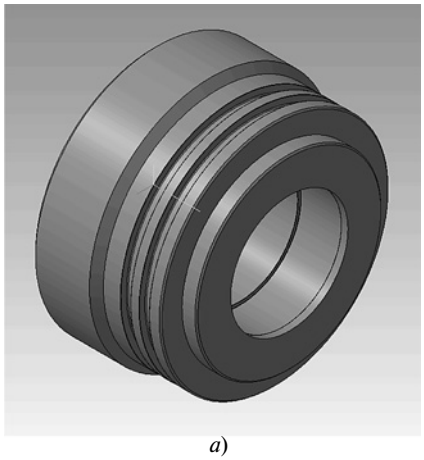
Несмотря на множество исследований, особенно зарубежных ученых [2—4], в области прерывистого резания деталей в настоящее время нет универсальных математических моделей, позволяющих устанавливать оптимальные режимы процесса при обработке всех видов материалов на стадии проектирования, а в технической литературе практически нет данных по обрабатываемости таких деталей. Поэтому весьма актуальна разработка таких моделей.

При испытаниях на стойкость использовали токарный обрабатывающий центр MoriSeiki NL2500SMC/700 и режущий инструмент в виде державки DCNLR 2525 M12 с режущими пластинами CNMG 120408 PR-4225 (Sandvik Coromant) и CNMG 129408 E-R 6630 (Pramet). Обрабатываемый материал — сталь 40Х; охлаждение — 5 %-й раствор СОЖ Rhenys.

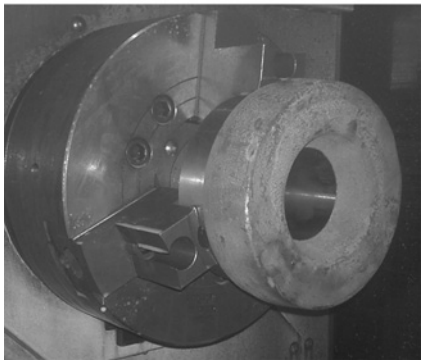
Цель исследования — определение стойкости режущих пластин при обработке стали 40Х, анализ механизма изнашивания при прерывистом резании и выбор наиболее эффективного для этого твердого сплава.

Исследования проводили при точении поковок детали "крышка" (рис. 1). Основные параметры резания: скорость $v = 200$ м/мин; глубина $t = 2{,}5$ мм, подача $S = 0{,}25$ мм/об. При испытаниях в производственных условиях критериями оценки стойкости служили шероховатость получаемой поверхности и максимальный износ (VB_{max}). Микрофотографии сделаны оптическим микроскопом DigiMicroscope с дискретностью 1000 мкм. При исследовании прерывистого точения главным образом изучали развитие износа инструмента или механизм изнашивания режущей кромки [2, 3].

При непрерывном точении параметр VB_{max} показывает линейное увеличение пути резания после первоначального быстрого изнашивания [4]. Такой же эффект наблюдается при прерывистом точении [2]. В то же время стойкость инструмента в значительной степени зависит от скорости и частоты прерывания резания [3].



а)



б)

Рис. 1. 3D-модель детали "крышка" (*а*); заготовка (поковка) (*б*)

На рис. 2, *а—в* приведены графики развития износа. Эксперименты повторяли несколько раз при тех же параметрах резания. Заданный критерий стойкости инструмента (срок службы) определяли по максимальному износу задней поверхности режущей пластины, когда он становился равным или больше 0,14 мм. Измеряли износ каждой пятой детали.

На рис. 2, *а* приведены зависимости параметра VB_{max} от числа *n* измерений для первой серии экспериментов (тест 1) на изнашивание; на рис. 2, *б*, *в* — результаты повторных тестов соответственно 2 и 3. На всех графиках для сплава PR-4225 (линия *2*) наблюдается стабильный участок ("плато"), на котором процесс резания проходил без колебаний; для сплава E-R 6630 (линия *1*) участок "плато" отсутствует. Испытания показали, что сплав E-R 6630 более чувствителен к различным включениям в поковке, переменным нагружениям и ударам, которые приводят к выкрашиванию режущей кромки и остановке станка.

По итогам испытаний для зависимостей *1* и *2* составили логарифмические уравнения:

тест 1:

$$y = 0{,}0399\ln(x) + 0{,}0718$$
(сплав E-R 6630);

$$y = 0{,}0385\ln(x) + 0{,}0567$$
(сплав PR-4225);

тест 2:

$$y = 0{,}0405\ln(x) + 0{,}0706$$
(сплав E-R 6630);

$$y = 0{,}0387\ln(x) + 0{,}0562$$
(сплав PR-4225);

тест 3:

$$y = 0{,}0525\ln(x) + 0{,}0618$$
(сплав E-R 6630);

$$y = 0{,}0411\ln(x) + 0{,}055$$
(сплав PR-4225),

где *y* — износ, мкм; *x* — число *n* измерений.

На рис. 3 приведена микрофотография пластины из сплава PR-4225 (тест 3) с максимальным значением параметра VB_{max}. Под действием переменной нагрузки произошло скалывание режущей кромки.

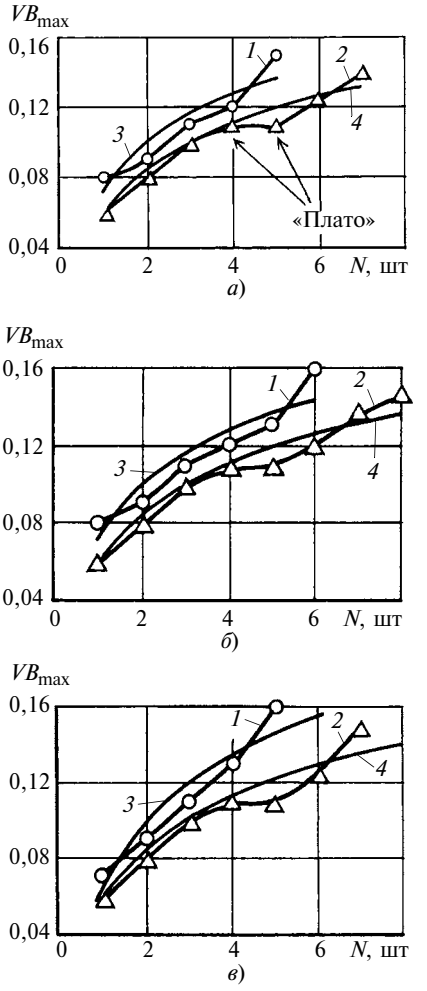


Рис. 2. Зависимости параметра стойкости VB_{max} от числа *N* обработанных деталей пластинами из сплавов E-R 6630 (*1*) и PR-4225 (*2*); 3 и 4 — логарифмические зависимости:
а — тест 1; *б* — тест 2; *в* — тест 3

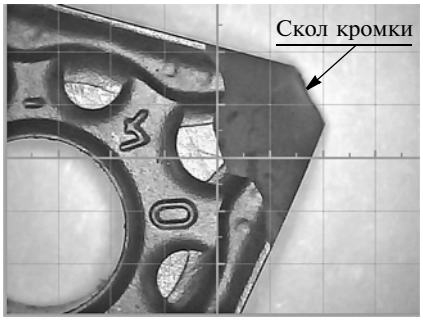


Рис. 3. Микрофотография пластины PR-4225 после теста 3

Во всех испытаниях износ задней поверхности пластины из сплава E-R 6630 был больше износа пластины из сплава PR-4225. Согласно рис. 2, *а—в* сплав PR-4225 имеет лучшие показатели при прерывистом точении по корке. Построение линий *3* и *4* тренда (аппроксимация и сглаживание) дает логарифмические зависимости нелинейного характера, подтверждая гипотезу о влиянии случайных факторов при обработке сталей прерывистым резанием.

Таким образом, для оценки среднего износа задней поверхности пластин в зависимости от числа обрабатываемых деталей можно воспользоваться следующими математическими выражениями:

$$y = 0{,}0432\ln(x) + 0{,}0681$$
(сплав E-R 6630);

$$y = 0{,}0401\ln(x) + 0{,}056$$
(сплав PR-4225).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Тейлор Ф. У.** Искусство резания металлов. СПб.: 1905. 169 с.

2. **Chou Y. K., Evans C. J.** Cubic boron nitride tool wear in interrupted hard cutting // Wear 225—229. 1999. P. 234—245.

3. **Lin Z. C., Chen D. Y.** A study of cutting with a CBN tool // Journal of Materials Processing Technology. 49. 1995. P. 149—164.

4. **Chou Y. K., Evans C. J.** Tool wear mechanism in continuous cutting of hardened tool steels // Wear 212. 1997. P. 59—65.

УДК 621.91

М. П. КОЗОЧКИН, д-р техн. наук (МГТУ "Станкин"),
e-mail: astra-mp@yandex.ru

Влияние нормальных мод колебаний технологической системы на качество обработки резанием

Показано, что при металлообработке относительные колебания режущего инструмента и заготовки удобно представлять в виде совокупности нормальных мод. Однако данный подход осложняется нелинейными процессами и требует экспериментальных исследований.

Ключевые слова: резание, автоколебания, нормальные моды, собственная частота, годограф.

It is shown, that relative vibrations of a cutting tool and a workpiece at metal processing are convenient to report in terms of summation of eigen modes. However, this approach is complexified by non-linear processes and requires experimental research.

Keywords: cutting, self-vibrations, eigen modes, eigenfrequency, hodograph.

Процесс резания можно рассматривать как разрушение материала при сложном взаимодействии упругих систем режущего инструмента (РИ) и заготовки, составляющими технологическую систему (ТС) станка, поэтому его исследования проводили, как правило, с целью повышения производительности обработки [1]. Сегодня их актуальность определяется в основном созданием технологий лезвийной обработки материалов с нанометровой точностью. Особое внимание уделяется относительным колебаниям РИ и заготовки, так как именно они определяют точность обработки и качество поверхностного слоя [2—4]. Известно, что колебания связаны с накоплением энергии и переходами ее из одного вида в другой — потенциальной энергии в кинетическую, тепловую и внутреннюю энергию материала.

До начала резания ТС, обеспечивающая отделение стружки, имеет минимальную потенциальную энергию, т. е. находится в положении устойчивого равновесия. При возникновении силы резания упругие системы деформируются, и, приобретая потенциальную энергию, переходят в метастабильное состояние, в котором могут находиться в равновесном состоянии только до момента изменения величины и направления силы резания. Если представить упругую систему станка как совокупность собственных форм колебаний, то любая статическая деформация упругих систем приводит к накоплению потенциальной энергии, запасаемой разными собственными формами колебаний или так называемыми нормальными модами. Если деформацию по одной из s обобщенных координат обозначить δ_s, то ее можно представить в виде суммы деформаций δ_{sj} каждой из нормальных мод по этой координате:

$$\delta_s = \sum_{j=1}^{n} \delta_{sj}, \quad s = 1, 2, ..., n,$$

где n — число степеней свободы динамической системы.

В результате статической деформации все моды колебаний, характеризуемые пространственной конфигурацией колеблющейся упругой системы и собственными частотами, получают запас потенциальной энергии. При быстром снятии нагрузки, вызывающей статическую деформацию, потенциальная энергия переходит в кинетическую энергию колебаний каждой из мод. В этот момент смещение по обычной координате x_s будет определяться линейными перемещениями по данной координате (называемой нормальной) собственных форм колебаний [5]:

$$x_s = \sum_{j=1}^{n} k_{sj}\xi_j, \qquad (1)$$

где ξ_j — нормальные координаты, которые совершают только гармонические колебания с соответствующей круговой частотой ω_j и фазой φ_j, k_{sj} — коэффициенты преобразования нормальных и обычных координат.

Сложное движение по совокупности обобщенных координат, определяемое для одной из них уравнением (1), будет траекторией относительного движения вершины РИ в трехмерном пространстве [4]. Область, очерчиваемая этой траекторией, ее расположение относительно обработанной поверхности во многом определяют качество технологического процесса и, в частности, динамическое качество ТС.

На рис. 1, *а—в* приведены соответственно годограф виброскорости вершины РИ при точении (центральная часть годографа) с периодическим выходом в продольный паз и записи сигналов вибраций по двум перпендикулярным осям при точении заготовки с пазом. Плоскость годографа определяется вектором скорости резания (ось Z) и нормалью к поверхности резания (ось X). Видно, что при резании контур годографа эллиптической формы занимает сравнительно компактную площадь, вытянутую в направлении скорости резания, которая значительно увеличивается в момент выхода РИ в паз, когда исчезают связи, освобождается накопленная в упругой системе энергия и возникают колебания по нормальным координатам. В момент выхода в паз скорость вершины РИ в направ-

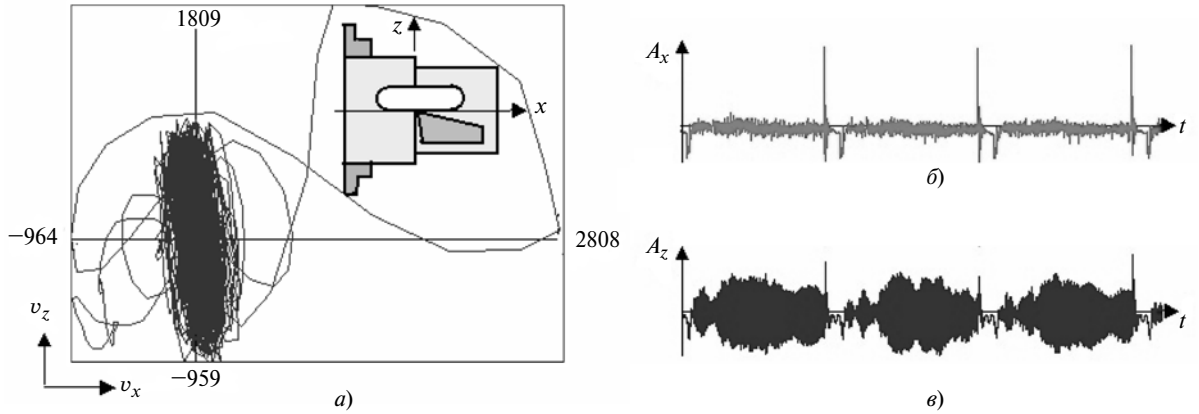


Рис. 1. Годограф виброскорости при точении детали с продольным пазом (*а*) и вибросигналы по осям *X* (*б*) и *Z* (*в*)

лении нормали к поверхности резания в несколько раз выше этой скорости при обычном резании.

Поскольку при колебаниях одной из мод все координаты системы колеблются в фазе или противофазе, то скорости всех координат, определяемые колебаниями данной моды, принимают максимальное значение в моменты прохождения положения равновесия для данной моды. В эти моменты вся запасенная энергия соответствующей моды является кинетической энергией [5]. При отсутствии дальнейшего воздействия на ТС ввиду диссипации энергии колебания начнут затухать и система вернется в состояние равновесия. При резании описанный механизм возникновения колебаний в ТС также имеет место, но в более сложной форме.

При возникновении резания (замыкании упругих систем) [1] исходные моды существенно изменяют свои параметры. Например, вершина РИ в конфигурации исходных мод располагается в "пучностях" основных форм колебаний. Если процесс резания моделировать в виде заделки вершины РИ в материале заготовки, то она будет находиться ближе к узловым точкам новых форм колебаний. Однако процесс резания нельзя считать полностью адекватным такой модели.

Образование стружки связано с изменением силы резания, которая зависит от характера стружки: от минимального изменения силы резания при образовании сливной стружки до полного ее исчезновения в момент отделения элементов при образовании стружки надлома. При полном или частичном освобождении упругой системы могут возникать свободные колебания по всем исходным собственным формам колебаний, в которых запасена потенциальная энергия. Каждое из таких колебаний происходит с соответствующей собственной частотой независимо от остальных движений. Таким образом, любую траекторию относительного движения вершины РИ и заготовки можно представить в виде суперпозиции некоторого числа отдельных траекторий, вызванных движением соответствующих исходных мод. Сложность состоит в том, что динамическая система содержит много нормальных мод, выявить пространственную конфигурацию собственных колебаний части которых не представляется возможным. Часть собственных форм колебаний возникает не при всех режимах резания, так как из-за трения в материале и стыках деталей энергия в них не накапливается, например при более тяжелых режимах резания. Часть исходных мод не проявляются из-за сохранения некоторых связей или большого демпфирования для этих мод в моменты отделения элементов стружки.

Еще одна сложность заключается в том, что элементы стружки образуются с разной частотой и различным характером трещин при отделении элементов [6]. Эти частоты нестабильны, периоды нарушения равновесия системы, когда потенциальная энергия собственных форм может переходить в энергию свободных колебаний, имеют разную длительность. Последнее обстоятельство приводит к тому, что моды высокочастотных собственных колебаний в короткие периоды нарушения равновесия проявляются больше по сравнению с низкочастотными формами. При этом нельзя утверждать, что в эти моменты возникают полностью свободные колебания всей совокупности начальных нормальных мод на собственных частотах, поскольку в моменты формирования элементов стружки упругая система далеко не всегда полностью освобождается от налагаемых связей. Для некоторых модальных форм колебаний сохраняются трение на контактирующих поверхностях или переменные реакции связей со стороны окружающих вершину РИ поверхностей заготовки и стружки. Здесь можно говорить о фильтрующем свойстве процесса резания, состоящем в создании условий для проявления одной или нескольких мод [7, 8]. В этих ус-

ловиях демпфирование колебаний нельзя моделировать в виде постоянного коэффициента, оно изменяется во времени и имеет случайную составляющую.

При приближении или совпадении частоты стружкообразования с одной из модальных собственных частот возникает резонанс, при котором в спектре колебаний выделяется амплитуда этой собственной частоты. Установлено, что при совпадении частоты стружкообразования с одной из собственных частот колебаний РИ может снижаться мощность резания. Стремление динамической системы к минимизации средней потенциальной энергии, накапливаемой в процессе резания, ведет к тому, что система при возможности подстраивается под одну из собственных частот нормальных мод колебаний. Накопление потенциальной энергии каждой из мод сопровождается увеличением упругих сил, являющихся консервативными, действующих по каждой из обобщенных координат x_s в соответствии с выражением:

$$P_{js} = -\partial W_j(x_1, x_2, ..., x_n)/\partial x_s,$$

где W_j — потенциальная энергия j-й моды; P_{js} — упругая сила, действующая в направлении координаты x_s и определяемая скоростью увеличения энергии W_j по соответствующей координате.

Формируемые таким образом силы действуют и на отделяемый элемент стружки, определяя достижение критических напряжений. Для разрушения материала важно формирование растягивающих напряжений, способствующих образованию хрупких трещин в направлении отделения стружки, для которых характерны высокая скорость распространения и отсутствие пластических деформаций по их берегам [7, 9, 10]. Мода, определяющая формирование разрушающих напряжений и отделение элемента стружки, будет определять и частоту стружкообразования. Например, при точении определяющей будет мода крутильных колебаний державки РИ, формирующая переменные растягивающие напряжения в зоне отделения стружки. При точении с интенсивными автоколебаниями с частотой более 2 кГц именно эта мода и создает относительные колебания РИ и заготовки по нормали к поверхности резания [4]. Если исключить данную моду наложением связей, например, при операциях прорезки канавок или отрезки, то увеличиваются силы резания и энергия колебаний, имеющих другую форму [8].

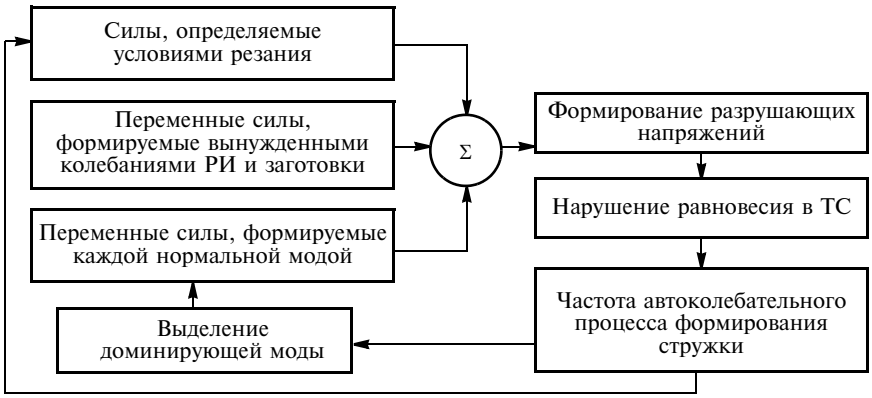
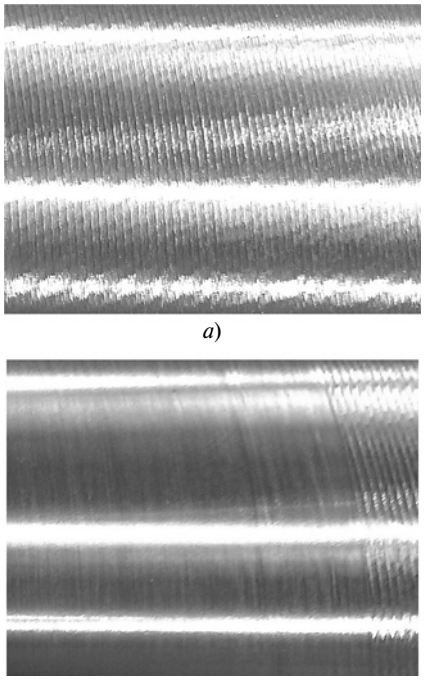


Рис. 2. Схема формирования частоты стружкообразования

На рис. 2 приведена схема выбора моды, собственная частота которой определяет автоколебательный процесс стружкообразования. Силы, определяющие разрушающие напряжения, состоят из сил, формируемых режимами и другими условиями резания, сил, возникающих в результате вынужденных колебаний РИ и заготовки, а также сил, возникающих в результате накопления потенциальной энергии активными модами. Если элемент стружки сдвигается под действием одной из мод, то и весь процесс стружкообразования, являющийся автоколебательным процессом [8], подстраивается под собственную частоту этой моды. Могут проявляться и другие моды, но так как их собственная частота не будет совпадать с частотой формирования элементов стружки, то в образовании магистральной трещины в элементах стружки они будут второстепенными. К другим модам следует отнести не только исходные моды, но и моды, формирующиеся в условиях замкнутой динамической системы. Их проявление менее заметно в спектре результирующих вибраций, но они влияют на девиацию периода стружкообразования от цикла к циклу. Модальные колебания особенно заметно проявляются, если они сопровождаются микроударами, способствующими формированию хрупких трещин и стружки при минимальном пластическом деформировании окружающего материала. Это и позволяет снизить расход энергии на отделение стружки [11].

Если при резании не видна доминирующая роль одной из мод, то стружка формируется в основном в результате кинематики относительного движения РИ и заготовки с преобладанием вязких трещин. В этом случае тоже присутствует нарушение равновесия в моменты выделения элементов стружки, но его частота может не совпадать с собственными частотами ТС. Эти ситуации больше соответствуют процессам со сливной стружкой, в то время, как доминирование колебаний на собственной частоте одной из исходных мод чаще сопровождается образованием стружки скалывания и надлома. Исследования показали [7], что при резании, сопровождаемом колеба-



а)

б)

Рис. 3. Поверхности детали при обработке с большим (*а*) и обычным (*б*) вылетами резца и пиноли

ниями на частотах, близких к одной из собственных частот ТС, точного совпадения частот не наблюдается, но отмечается изменение этой частоты вблизи собственной. Это можно объяснить тем, что возникающие колебания, как правило, не являются полностью свободными, например, могут возникать удары, нарушающие периодичность колебаний, или участки перемещения вершины РИ совместно с поверхностью резания. На этих участках ТС ближе к замкнутой модели динамической системы. Чем больше таких возмущений, тем заметнее отклонения от собственной частоты.

Если минимизация энергии, накапливаемой при формировании стружки, может быть критерием самоорганизации динамической системы, то качество формируемой поверхности такой целевой функцией не является. Это следует учитывать при конструировании ТС.

На рис. 3 показаны два участка поверхности детали, один из которых обтачивали с большим вылетом РИ и пиноли задней бабки, а другой обрабатывали в тех же условиях, но с нормальными вылетами РИ и пиноли. Видно, что при работе ТС с низкой жесткостью образуется более глубокий след от РИ, сам след и его края — неровные (см. рис. 3, *а*). Это можно объяснить тем, что при низкой жесткости упругих систем РИ и заготовки они взаимно смещаются, в результате чего существенно уменьшается передний угол резания. Это ведет к тому, что деформация сдвига в пластической зоне и соответствующее ей напряжение сдвига достигают таких больших значений, при которых обрабатываемый материал разрушается с образованием стружки скалывания или надлома [12]. Это и приводит к углублению следа и формированию его соответствующей фактуры. Обработка с низкой жесткостью упругой системы сопровождалась тональным шумом, но потребляемая мощность была на 25 % меньше, чем при точении на тех же режимах, но с обычной жесткостью ТС (см. рис. 3, *б*). Улучшение качества поверхности определяется даже визуально.

На рис. 4 приведены спектры сигналов виброускорения, зафиксированные на резцедержателе при разной жесткости ТС. При низкой жесткости ТС (см. рис. 4, *а*) возникали интенсивные автоколебания на двух собственных частотах, относящихся к нормальным модам со стороны заготовки (122 Гц) и со стороны РИ (870 Гц). Спектры колебаний при резании в разных условиях резко отличаются. При низкой жесткости ТС основная энергия сосредоточена в высоких по амплитуде, но узких спектральных максимумах, которые видны на частотах 1740, 2610 и 3480 Гц, кратных 870 Гц, что указывает на наличие ударов при данном типе автоколебаний. Можно предположить, что именно в результате возникновения интенсивных ударных процессов облегчается отделение стружки и происходит снижение потребляемой мощности. Кроме ухудшения качества поверхности и возможного снижения стойкости режущих пластин негативным будет интенсификация ударного взаимодействия.

При обычной жесткости ТС (см. рис. 4, *б*) спектральные максимумы колебаний на отмеченных ранее собственных частотах уже не наблюдаются. Увеличение жесткости ТС приблизило ее к замкнутой модели и изменило конфигурацию основных мод и соответствующие модальные па-

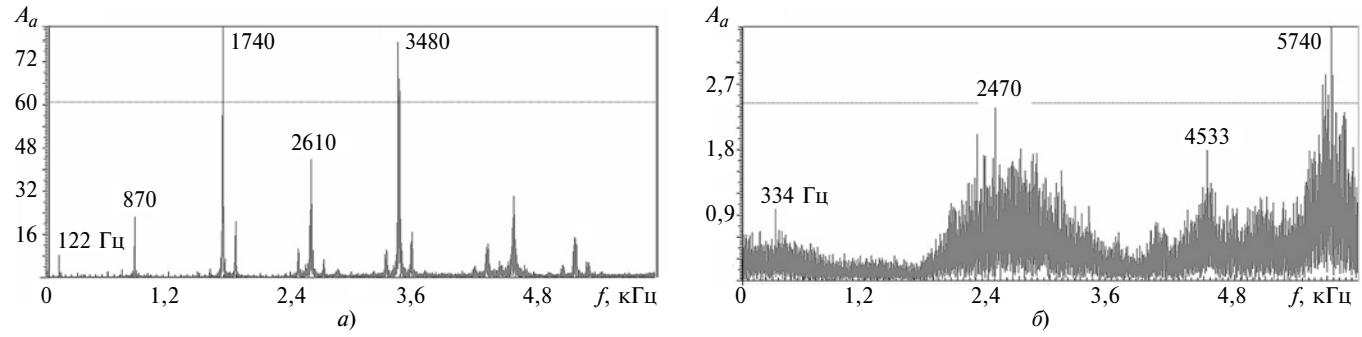


Рис. 4. Спектры виброускорений при точении стали 40Х с большим (*а*) и обычным (*б*) вылетами резца и пиноли

раметры. Энергия колебаний распределена по частотам более равномерно по сравнению с рис. 4, *а*, что положительно отразилось на чистоте поверхности, но потребовало увеличения затрат энергии на отделение стружки. Строго говоря, при наличии значительного затухания собственных колебаний нельзя вводить нормальные координаты из-за нарушения постоянства фаз колебаний на одной из собственных частот по разным обобщенным координатам [5]. Особенно это относится к спектрам колебаний, подобным приведенным на рис. 4, *б*, на которых, если и проявляются амплитуды на собственных частотах, то с очень большим демпфированием. Ситуация усугубляется изменяющимися во времени условиями трения, что не позволяет использовать линейные модели. Однако представление о структуре относительных колебаний при резании, как совокупности модальных составляющих, делает его более упорядоченным, позволяющим целенаправленно искать рациональные подходы к повышению качества обработки. Математическое моделирование по такой схеме будет давать значительные ошибки, особенно для высоких частот.

При моделировании динамической системы, как правило, учитываются собственные формы колебаний с наибольшей амплитудой. Однако это правильно только с точки зрения их влияния на качество обработанной поверхности. Не учитываются обычно высокочастотные формы колебаний, порой со значительно меньшими амплитудами, мощность вибрационного воздействия которых при резании может быть больше мощности воздействия других форм колебаний с большими амплитудами, но с низкой собственной частотой. Высокочастотные колебания меньше влияют на качество поверхности непосредственно, но облегчают разрушение материала, что уменьшает силу резания и

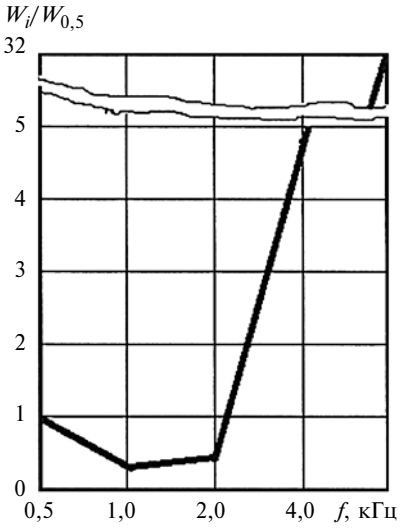


Рис. 5. Отношение мощности W_i колебаний в октавных полосах к мощности $W_{0,5}$ в октаве 0,5 кГц при точении закаленной стали

деформацию ТС при обработке. В результате уменьшается накапливаемая ТС потенциальная энергия и, как следствие, амплитуда низкочастотных форм собственных колебаний. Если при проведении экспериментов фиксировать при резании не виброперемещение, а виброускорение, то высокочастотные колебания проявляются более отчетливо. Связано это с тем, что виброускорение пропорционально виброперемещению, умноженному на квадрат круговой частоты. Анализ амплитудно-частотных характеристик показал, что динамическая податливость упругой системы, например, инструментального узла токарного станка, начиная с одной из собственных частот с наибольшей динамической податливостью, быстро снижается с увеличением частоты.

При точении закаленной стали были зафиксированы эффективные амплитуды виброускорения в разных октавных диапазонах. Если мощность вибрации определять по формуле $W = 1/2k(f)s^2(f)$ (где f — центральная частота октавных полос; k — динамическая жесткость упругой системы; s — эффективная амплитуда колебаний), то отношение мощности W_i колебаний в разных октавах к мощности $W_{0,5}$ колебаний в октаве 0,5 кГц можно представить зависимостью на рис. 5. Видно, что мощность, расходуемая в октаве с частотой 8 кГц, значительно выше мощности в более низких октавах. Следует отметить, что с увеличением центральной частоты в октавах увеличивается и ширина частотной полосы, но нарастание мощности все-таки опережает увеличение ширины полос. Важно, что сигналы вибраций фиксировались не на самой вершине РИ, а на державке резца. На самой вершине РИ отношение мощностей может дополнительно сместиться в сторону высоких частот. Относительно точности обработки высокие частоты предпочтительнее, так как мощность вибрационного воздействия на разрушаемый материал большая, а амплитуда, влияющая на точность обработки, маленькая. Кроме конструктивных ограничений увеличение применения высокочастотных колебаний при вибрационном резании может осложняться и прохождением энергии колебаний через вершину резца, что сопровождается микроударами. Инструмент не выдерживает такого потока энергии и начинает быстро разрушаться.

Можно предположить, что отклонение вершины РИ от рабочей позиции под влиянием нормальных мод при точении детали с пазом не обязательно скажется на качестве обработки при обычном резании. При выходе в паз колебания РИ ближе к свободным колебаниям на собственных частотах исходных мод с минимальным демпфированием, т. е. введение нормальных координат здесь оправданно, а резание сопровождается высокими коэффициентами трения, непостоянными во времени.

Эксперименты показали тесную связь возникающих явлений. На рис. 6 приведены годографы виброскорости при разной глубине резания детали с пазом. С увеличением глубины t резания от-

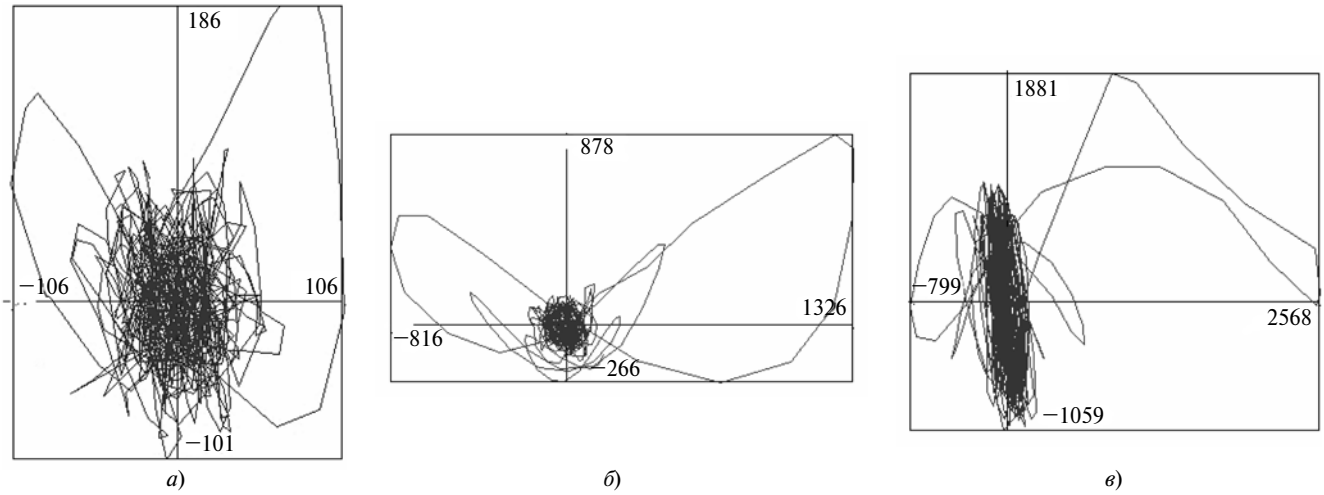


Рис. 6. Годографы виброскорости при точении детали с пазом при глубине резания t = 0,25 (*а*); 1 (*б*) и 4 мм (*в*): по осям даны отклонения в условных единицах

клонения вершины РИ по оси X в моменты выхода в паз закономерно увеличиваются.

На рис. 7 приведены зависимости изменения виброскорости v_S по оси X в моменты выхода РИ в паз и при обычном резании. Видно, что при обычном резании отклонения вершины РИ по оси X на порядок меньше, но характер зависимости сохраняется.

Годографы (см. рис. 6) и зависимости $v_x(t)$ (см. рис. 7) были получены при точении алюминиевого сплава в условиях образования сливной стружки. При образовании элементной стружки или стружки надлома условия резания приближаются к условиям выхода РИ в паз. Соответственно, отклонения вершины РИ от рабочей позиции будут увеличиваться с ухудшением чистоты поверхности. На рис. 8 показана поверхность вала, полученная при разной глубине точения с образованием сливной стружки. Видно, что с увеличением глубины резания шероховатость поверхности увеличивается.

Следует отметить, что с увеличением толщины снимаемой стружки время дестабилизации ТС, связанное со сдвигом отдельных элементов, увеличивается. С одной стороны, увеличиваются упругие деформации, определяющие запас потенциальной энергии нормальных мод колебаний, с другой стороны — повышаются возможности проявления низкочастотных мод, имеющих наибольшие амплитуды и периоды собственных колебаний. Если отклонения в моменты нарушения равновесия становятся слишком большими, то дальнейшая обработка невозможна, т. е. имеет место потеря устойчивости. В этом случае необходимо установить пространственную конфигурацию тех мод, колебания которых негативно влияют на обработку поверхности. К ним можно отнести все, что вызывает значительные отклонения от направления скорости резания. Поведение модальных форм в большей степени проявляется при быстром снятии нагрузки. Установить моду, определяющую наибольшие отклонения, можно фильтрацией сигналов в момент быстрого снятия нагрузки [4]. Для этого на державке у вершины резца можно установить трехкомпонентные акселерометры, которые позволяют быстро оценить состояние ТС в зоне обработки и своевременно принять меры по улучшению ее качества.

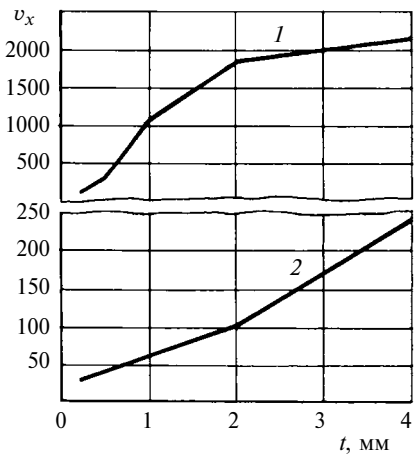


Рис. 7. Зависимости максимальной виброскорости v_x от глубины t резания при выходе в паз (*1*) и обычном резании (*2*)

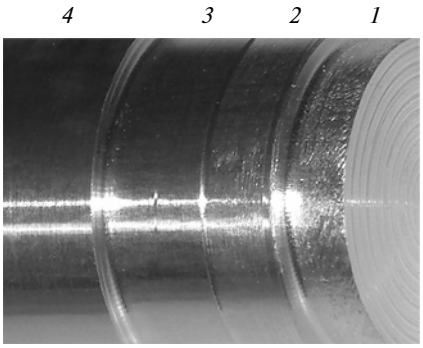


Рис. 8. Поверхности вала со ступенями, полученные точением с образованием сливной стружки при глубине резания t = 4 (*1*), 2 (*2*), 1 (*3*) и 0,5 мм (*4*)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кудинов В. А.** Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. 359 с.

2. **Козочкин М. П., Солис Н. В.** Исследование связи вибраций при резании с качеством получаемой поверхности // Вестник РУДН. Сер. Инженерные исследования. 2009. № 2. С. 16—23.

УДК 621.9.001.57

А. П. КУЗНЕЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ "Станкин"), e-mail: stankin-okm@yandex.ru

Структуры процессов и оборудования для обработки резанием*. Часть 2. Структуры технологических процессов и их классификация*[1]

Рассмотрены структуры и классификация технологических процессов обработки металлов резанием. Приведена модель структуры и взаимосвязей физических процессов, даны схемы формирования кодов класса процессов.

Ключевые слова: технологический процесс, обработка резанием, классификация, структура, схемы формирования.

The structures and classification of manufacturing processes of metal cutting are considered. The model of structure and interaction of physical processes is presented, the code-forming circuits of a class of processes are given.

Keywords: manufacturing process, machining, classification, structure, forming circuits.

Применительно к процессам обработки металлов резанием, результатом которой является деталь, структура взаимосвязей физических процессов и формируемых ими свойств детали приведена на рис. 4*[2]. Выделены составляющие элементы системы, которые обеспечивают формирование размера детали — физический процесс, осуществляемый инструментом, и поверхности детали — физический процесс формообразования поверхности, осуществляемый рабочими органами станка. Другие характеристики и параметры, которые описывают свойства (информационный образ) детали формируются иными методами обработки в соответствии с технологическим образом детали [2, 3].

Следовательно, технологический процесс (ТП) производства детали является множеством физических процессов I (на рис. 4 показан физический процесс пластического деформирования, который обусловливает получение размера) и соответствующим ему множеством структур пространственно-временнóго преобразования II физического процесса (на рис. 4 — кинематический процесс формообразования, который определяет получение требуемой формы детали). Для достижения требуемого свойства детали (например, твердости) необходимы другие физические процессы (отличные от пластического деформирования) и их пространственно-временное преобразование, структура построения которых приведена в работе [2]. Очевидно, что показатели энерго- и информационной эффективности определяются в соответствии с зависимостями табл. 1, 2*[3].

Учитывая сказанное, под технологическим процессом будем понимать взаимосвязанное преобразование материи, энергии и информации, при котором осуществляется изменение свойств и/или состояния, и/или структуры, и/или положения поступившей на вход материи под воздействием поступающей на вход энергии в соответствии с заданной информацией. Времена поступления на вход, а также времена преобразования и взаимодействия материи, энергии и информации могут совпадать или не совпадать.

Технологический процесс считается завершенным только тогда, когда достигается равенство информации, заключенной в материальном объекте (продукте, детали, изделии), и информации, задан-

* Работа выполнена при поддержке Минобрнауки РФ, задание № 9.462.2014/К.

*[1] Начало — см. "Вестник машиностроения" № 2 за 2015 г., продолжение — № 4 за 2015 г.

*[2] Рис. 1—3 см. в работе [1].

*[3] Табл. 1—4 см. в работе [1].

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 59)

3. **Козочкин М. П.** Особенности вибраций при резании материалов // СТИН. 2009. № 1. С. 29—35.

4. **Козочкин М. П.** Устойчивость процесса резания // Вестник машиностроения. 2013. № 2. С. 78—82.

5. **Стрелков С. П.** Введение в теорию колебаний. М.: Гостехиздат, 1950. 344 с.

6. **Козочкин М. П.** Проблемы диагностики при автоматизации технологических процессов // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2013. № 1. С. 132—140.

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

8. **Козочкин М. П.** Особенности автоколебаний при резании металлов // Вестник машиностроения. 2012. № 12. С. 62—66.

9. **Козочкин М. П., Солис Н. В.** Динамические явления при образовании стружки // Технология машиностроения. 2012. № 9. С. 11—16.

10. **Вульф А. М.** Резание металлов. Л.: Машиностроение, 1970. 496 с.

11. **Жарков И. Г.** Вибрации при обработке лезвийным инструментом. Л.: Машиностроение. 1986. 180 с.

12. **Зорев Н. Н.** Исследования элементов механики процесса резания. М.: Машгиз, 1952. 304 с.

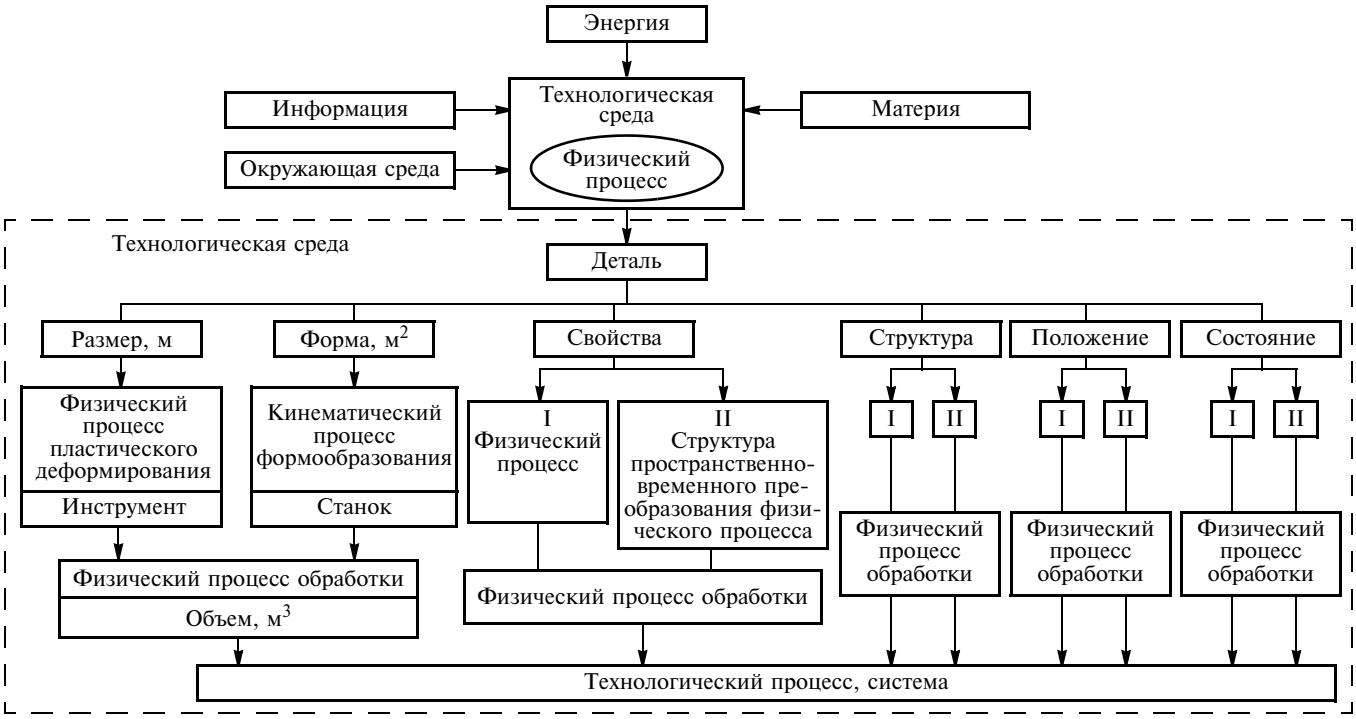


Рис. 4. Модель структуры технологического процесса, взаимосвязей физических процессов и свойств детали

ной в виде чертежа — информационной модели материального объекта. Несоответствие информации о свойствах материального объекта (изделия) аналогичной информации в его чертеже характеризует точность (качество) ТП изготовления изделия, а свойство ТП обеспечивать изготовление изделий в заданном количестве при сохранении во времени соответствия информации о свойствах изделия с его чертежом характеризует надежность ТП.

В зависимости от вида энергии, осуществляющей изменение состояния, структуры и свойств материала, от количества и способа передачи информации различают виды реализуемых ТП: обработка резанием (механообработка), обработка давлением, литье, сварка, термическая обработка, гибка и др.

Информация о количественных, качественных, геометрических параметрах, форме, структуре, свойствах, состоянии, положении изделия, заключенная в его описании или чертеже, является **информационным образом** изделия.

Информация о геометрических параметрах, форме и свойствах изделия, заключенная в его описании или чертеже, является **геометрическим образом** изделия.

Информация о последовательности преобразования материи, энергии и информации, заключенная в документах, определяющих модель последовательного достижения равенства информации в материальном объекте и его информационном образе, — **технологический образ** изделия.

Виды, форма, способы и процессы преобразования энергии, которые формируют соответствие детали ее информационному образу, составляют **энергетический образ** изделия. Количество энергии, необходимое для формирования одноименного свойства детали в соответствии с ее информационным образом, характеризует **энергоемкость образа**.

Образы, которые характеризуются неизменностью одного или нескольких свойств, будем называть **единичными**.

Образы с неизменными заданными свойствами будем называть **номинальными** или **идеальными**. Тогда **реальные** образы (изделия) описываются фактическими свойствами, формируемыми в ТП при взаимодействии материи, энергии и информации.

Информация о размере (характерном геометрическом параметре), форме и свойствах изделия позволяет определить виды технологий его изготовления. Характерному геометрическому размеру менее $10^{-7} \div 10^{-9}$ м соответствует нанотехнология; размеру $10^{-7} \div 10^{-4}$ м — микротехнология, а размеру больше 10^{-4} м — традиционные технологии.

Изменения и соотношения свойств соответствующих образов характеризуют и определяют их качество. К таким показателям качества можно отнести точность, производительность, надежность, энерго- и материалоемкость и т. п.

Например, точность ТП определяется уровнем соответствия или степенью приближения реальных свойств, параметров и характеристик изделия

к его образу (информационному, геометрическому, технологическому), т. е. к номинальному, заданному или идеальному значению. Поэтому необходимо различать следующие понятия: точность изделия; точность физического процесса; физически (реально) достижимая точность; технологическая точность; точность системы; структурная точность; эффективная точность и т. п. Иными словами, точность как свойство системы при системном рассмотрении также является результатом взаимодействия связей и отношений элементов системы [1], которые в данном случае порождают новую систему, основным свойством которой является точность.

Производительность характеризует скорость достижения отдельными свойствами технологического образа и/или свойствами технологического образа в целом свойств его информационного образа или равна числу отображений (повторений) свойств технологического образа в единицу времени и т. п. Поэтому с позиции системного подхода необходимо также различать понятия: производительность физического процесса; технологическая производительность; достижимая производительность; реальная производительность; эффективная производительность; энергопроизводительность; производительность системы; структурная производительность и т. п. Иными словами, производительность как свойство системы при ее системном рассмотрении также является результатом взаимодействия связей и отношений элементов системы [1], которые в данном случае порождают новую систему, основным рассматриваемым свойством которой является производительность.

Число процессов, которые могут быть сформированы элементами системы [1, рис. 1], определяется числом сочетаний C_n^k из n элементов по k. В зависимости от набора элементов и возможных (заданных, рассматриваемых) сочетаний могут быть сформированы и классифицированы множества процессов и систем (группы, виды, классы и т. п.), обусловливающие их поведение и изменение состояния системы, которое обеспечивает достижение поставленной цели — создание процесса, продукта, изделия, детали. Так, в рассматриваемой нами системе число элементов в зависимости от степени детализации может составлять $n = 6$; 12; 18; 24; 30; 36; 42; 48; ...; 60; ...; 96 и т. д. Следовательно, число возможных сочетаний формирования множества систем из условия взаимосвязанного преобразования энергии, материи и информации (т. е. $k = 3$) для вышеприведенных n составит: $C_6^3 = 20$; $C_{12}^3 = 220$; $C_{18}^3 = 816$; $C_{24}^3 = 2024$; $C_{30}^3 = 4060$; $C_{36}^3 = 7140$; $C_{42}^3 = 11\,480$; $C_{48}^3 = 17\,296$; $C_{60}^3 = 34\,220$; $C_{96}^3 = 142\,980$.

В табл. 5 приведена классификация процессов для наиболее общего случая построения системы —

Таблица 5

Классификация процессов и систем преобразования материи, энергии и информации

Номер п/п	Энергия		Материя		Информация		Класс	Процесс
	Вид	Форма	Состояние	Свойства	Аналоговая	Числовая		
1	0	0	0	1	1	1	М1	Ф-Т 1-го вида
2	0	1	0	1	1	0	Т1	ТП 1-й формы
3	1	0	0	1	1	0	Т2	ТП 1-го вида
4	1	1	0	1	0	0	ЭМ1	Ф-Х 1-го вида
5	0	0	1	0	1	1	М2	Ф-Т 2-го вида
6	0	1	1	0	0	1	Т3	ТП 2-й формы
7	1	0	1	0	0	1	Т4	ТП 2-го вида
8	1	1	1	0	0	0	ЭМ2	Ф-Х 2-го вида
9	0	0	1	1	0	1	М3	Ф-Т 3-го вида
10	0	1	1	0	1	0	Т5	ТП 3-й формы
11	1	0	1	0	1	0	Т6	ТП 3-го вида
12	0	0	1	1	1	0	М4	Ф-Т 4-го вида
13	0	1	1	1	0	0	ЭМ3	Ф-Х 3-го вида
14	1	0	1	1	0	0	ЭМ4	Ф-Х 4-го вида
15	0	1	0	0	1	1	Э1	Э 1-го вида
16	1	0	0	0	1	1	Э2	Э 2-го вида
17	1	1	0	0	0	1	Э3	Э 3-го вида
18	0	1	0	1	0	1	Т7	ТП 4-й формы
19	1	0	0	1	0	1	Т8	ТП 4-го вида
20	1	1	0	0	1	0	Э4	Э 4-го вида

Примечание. Приняты обозначения процессов: Ф-Т — физико-технический; ТП — технологический; Ф-Х — физико-химический; Э — энергетический.

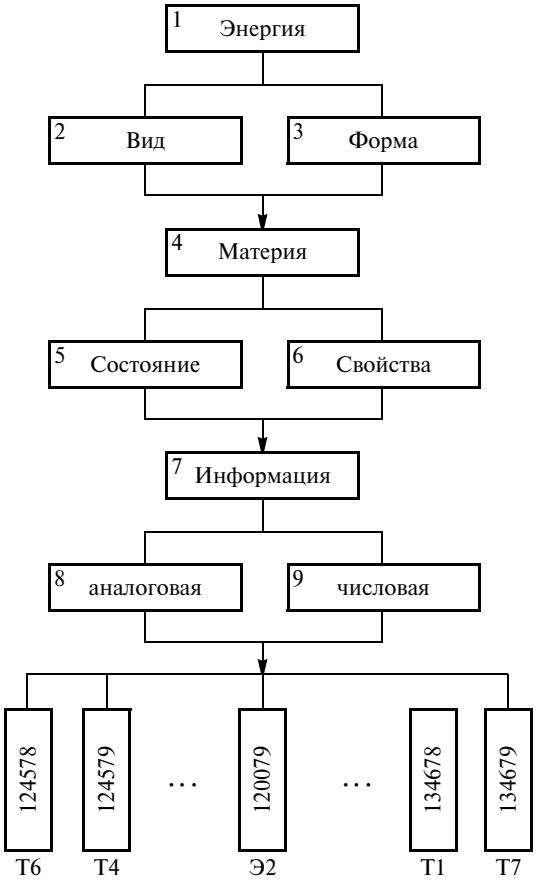


Рис. 5. Схема формирования кода класса процесса

при $C_6^3 = 20$, элементы которой были показаны на рис. 1*[2], а структура классификации приведена на рис. 5: указаны код класса процесса и принцип его присвоения.

Таким образом, получено четыре группы классов процессов:

М1÷М4 — физико-технические процессы, в которых осуществляется и доминирует преобразование информации о состоянии или свойствах материи и получение информации о них;

Э1÷Э4 — энергетические процессы передачи, изменения и преобразования видов и форм энергии, управляемые информационными потоками;

ЭМ1÷ЭМ4 — физико-химические процессы преобразований материи и энергии для получения продукта без информационного управления, т. е. процессы, реализующие физико-химические явления;

Т1÷Т8 — технологические процессы, результатом которых является получение продукта, изделия, детали.

В приведенной классификации некоторые классы (см. табл. 5) соответствуют классификации И. И. Артоболевского (см. работу [1]), например, энергетическая машина — это класс Э3, информационная машина — частный случай класса Э2, технологическая машина — классы группы Т, транспортная машина — частный случай класса М1. Однако введены дополнительные возможные классы машин, оборудования, технических устройств, процессов и аппаратов. Более подробно рассмотрим только ТП, оборудование и системы.

Получены восемь классов, которые не только полностью охватывают рассмотренные в работе [1] наиболее общие классификации, но и дают более строгую их градацию, принципы построения, единую систему описания и структуру организации.

Например, класс Т5 базируется на изменении состояния материи вследствие преобразования формы энергии под управлением аналоговой информации и соответствует группе 1 стандарта DIN 8580—2003-09 или категории 2 процесса по классификации, принятой в США [4].

Каждый класс ТП может быть представлен различными его видами внутри класса. Для этого необходимо рассмотреть преобразование свойства (или группы свойств) одного из наиболее устойчивых элементов, который был принят при построении общей системы.

Для физического процесса преобразования материи, энергии и информации (см. [1, рис. 1]) как системы элементами являются состояние, свойства, положение и структура, которые изменяются или не изменяются при протекании физического процесса. Поэтому введем код физического процесса, структуру которого (рис. 6) запишем в виде: $F_f(123456)$. Для ТП наиболее характерным и устойчивым элементом является материя, а ее свойством, которое преобразуется, будем считать физическое состояние, характеризуемое массой, объемом и формой, которые являются как характеристиками, так и конечной целью ТП. Тогда структура кодов видов ТП, при которых происходит изменение и/или преобразование свойств материи, будет соответствовать рис. 7.

Окончательно структуры кода ТП можно представить в следующем виде:

$$T(i)[F_f(123456),\ P_k(123456),\ P_v(123456)],$$

где $T(i)$ — класс ТП; $P_k(123456)$ — код класса ТП; $P_v(123456)$ — код вида ТП.

Как уже отмечалось, разработать ТП — значит определить модель достижения равенства информации в материальном объекте и его информационном образе, т. е. создать технологический образ изделия, который несет информационное содержание. Представим технологический образ состоящим из трех основных информационных компонентов:

$$\text{ТО} = \{\text{И}_\text{о},\ \text{И}_\text{т},\ \text{И}_\text{т.с}\},$$

где $И_о$ — информационный образ; $И_т$ — информационное содержание ТП; $И_{т.с}$ — информация о технологической ситуации.

Информационный образ $И_о$ содержит качественную и количественную информацию об изделии, его общих свойствах, форме, составляющих его структуры, размерных и точностных параметрах и т. п. Информационное содержание ТП представляет собой совокупность информации о параметрах процесса (т. е. когда, как, каким элементом и в каком количестве преобразуется энергия), информации о пространственно-временном изменении взаимного относительного положения материала изделия и рабочего инструмента, вспомогательной информации о технологической среде и средствах технологического оснащения, а также информации о технологических операциях, рабочих и вспомогательных переходах. Информация о технологической ситуации определяется конкретными организационно-техническими условиями производства.

Информационный образ изделия можно представить состоящим из множества единичных ин-

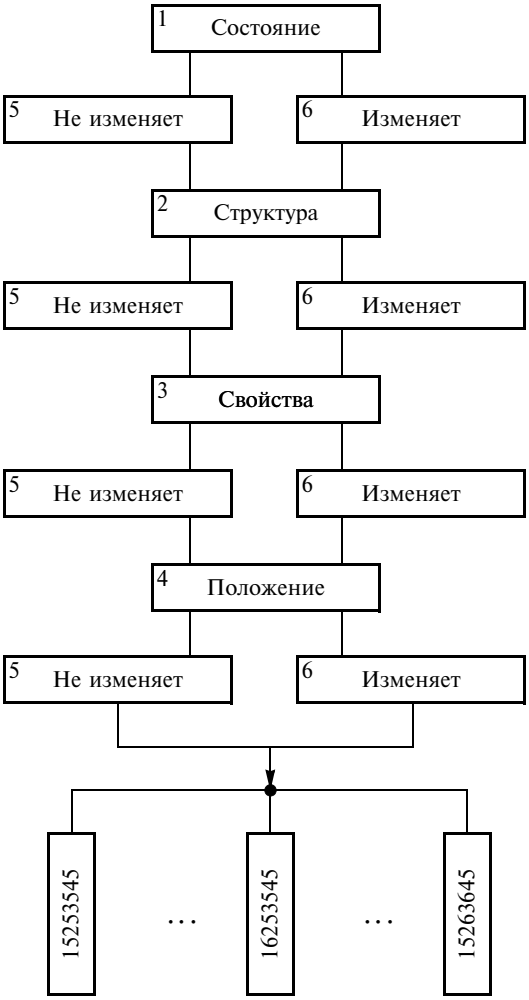


Рис. 6. Схема формирования кода вида физического процесса

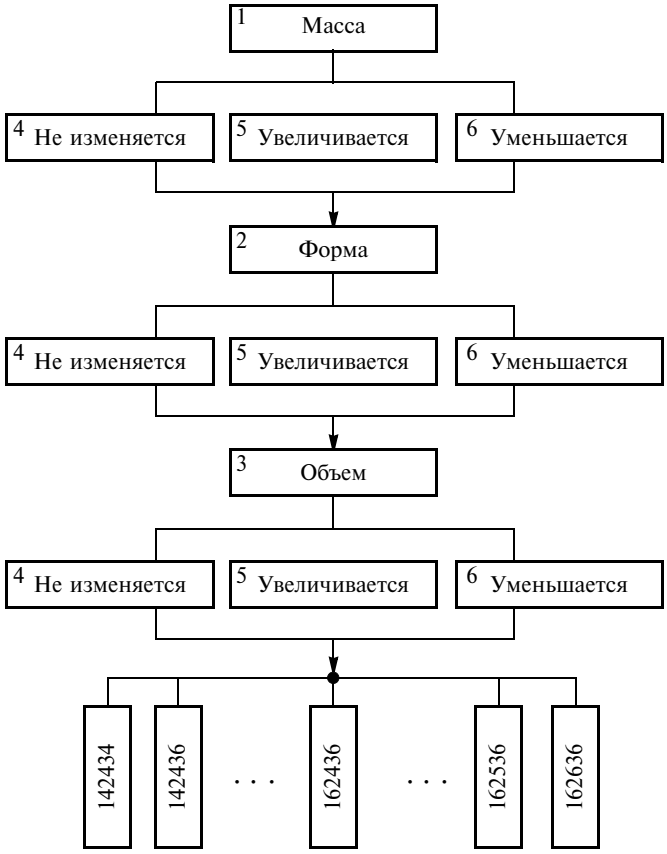


Рис. 7. Схема формирования кода видов технологических процессов одного класса

формационных образов, характеризуемых минимальной однородностью качественной и количественной информации. Тогда технологический образ изделия может быть представлен состоящим из множества единичных технологических образов. Очевидно, что информационный и технологический образы изделия не являются простой суммой единичных образов, т. е. представляют собой сложную систему, имеющую свои структуру, связи и отношения. Следовательно, задачи построения информационного и технологического образов являются типичными задачами выбора наилучшего варианта из множества допустимых. Причем первая из задач менее вариантна, чем вторая, так как число порождаемых вариантов зависит от числа составляющих элементов. Например, если для получения единичного информационного образа требуется $n = 6$ операций обработки, а число вариантов выполнения каждой операции соответственно составляет: $m_1 = 3$, $m_2 = m_3 = 6$, $m_4 = 9$, $m_5 = m_6 = 4$, то теоретически возможны 15 552 варианта составления единичных технологических образов. Однако реально можно будет осуществить гораздо меньшее число вариантов, что обусловлено различными техническими и технологическими ограничениями — технологической ситуацией $И_{т.с}$.

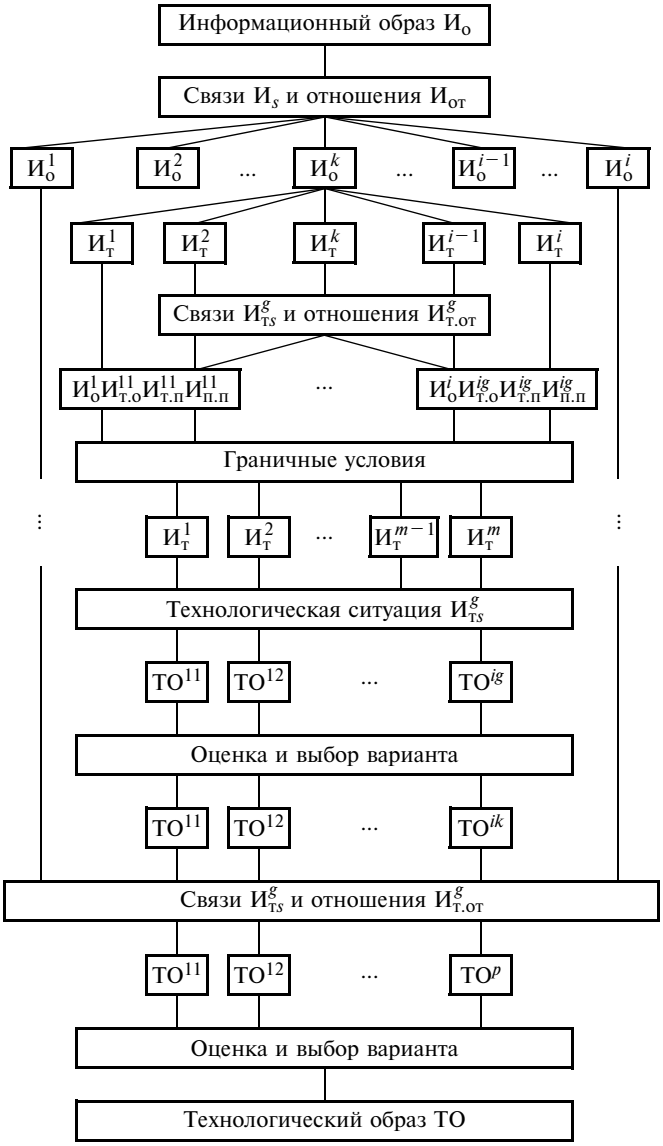


Рис. 8. Обобщенная модель формирования технологического образа изделия

Рассмотрим обобщенную модель формирования технологического образа изделия (рис. 8) как процесс преобразования информационного образа, который, будучи единственным источником входной информации, является инвариантной составляющей системы.

Определим эту модель как процесс последовательного преобразования систем разного уровня. На всех уровнях под системой будем понимать множество элементов, связей и отношений между ними, образующее структуру системы, что обеспечивает ее существование и определяет ее основные свойства. Представим информационный образ $И_о$ изделия как систему, состоящую из элементов — единичных информационных образов $И_о^i$, связи $И_s$ между которыми определяют структуру $И_о$ и которые находятся в определенных отношениях $И_{от}$. В символьном виде структуру системы $И_о$ можно представить как

$$И_о = \{И_о^i, И_s, И_{от}\}.$$

Каждый единичный информационный образ $И_о^i$ может быть образован в результате разных технологических процессов, информационное описание которых также образует систему, состоящую из множества элементов информации о технологических операциях $И_{т.о}^{ig}$, технологических переходах $И_{т.п}^{ig}$, параметрах процесса $И_{п.п}^{ig}$, единичных информационных образов $И_о^i$, находящихся в определенных отношениях $И_{т.от}^g$ и образующих структуру с помощью связей $И_{тs}^g$. В символьном виде структуру системы $И_т^i$ информационного содержания ТП получения единичного информационного образа представим как

$$И_т^i = \{И_о^i, И_{т.о}^{ig}, И_{т.п}^{ig}, И_{п.п}^{ig}, И_{тs}^g, И_{т.от}^g\}.$$

На возможность осуществления полного набора ТП получения единичного информационного образа накладывается ряд граничных условий. Тогда реально выполняемыми окажутся (см. рис. 8) $m < i$ технологических процессов с информационным содержанием $И_т^m$. Далее, если учесть ограничения, накладываемые технологической ситуацией $И_{т.с}^g$, то единичный информационный образ $И_о^i$ может быть обеспечен единичными технологическими образами $ТО^{ig}$. Единичный технологический образ также рассматриваем как систему, структуру которой представим как

$$ТО^{ig} = \{И_о^i, И_{т.о}^{ig}, И_{т.п}^{ig}, И_{п.п}^{ig}, И_{тs}^g, И_{т.от}^g, И_{т.с}^g\}.$$

Сформированные аналогичным способом единичные технологические образы для каждого единичного информационного образа также образуют систему, состоящую из единичных технологических образов $ТО^{ig}$, находящихся в определенных отношениях $И_{т.от}^g$ и образующих структуру с помощью связей $И_{тs}^g$. Тогда структуру технологического образа детали можно представить как

$$ТО = \{ТО^{ig}, И_{тs}^g, И_{т.от}^g, И_{т.с}^g\}.$$

Для окончательного выбора технологического образа, в котором достигается равенство информа-

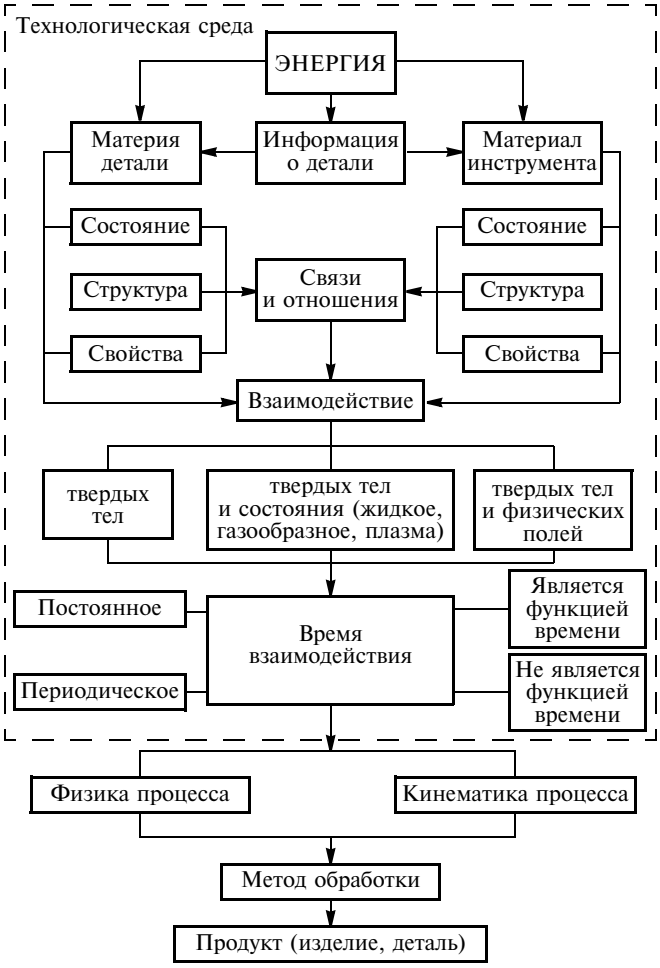


Рис. 9. Схема формирования методов обработки и получения детали

ции, заключенной в материальном изделии и информационном образе, необходимо по разработанным технико-экономическим критериям провести оценку вариантов и определить наилучший из них.

Применительно к процессу производства деталей на рис. 9 приведена структурная схема системы формирования методов обработки при производстве изделий. В этом случае элементами системы являются деталь и инструмент (в широком смысле, т. е. не обязательно из твердого материала) и их параметры и характеристики, между которыми образованы связи и отношения, а физические процессы обусловливаются и определяются видами их взаимодействия.

В рассматриваемом случае принципиально возможное число вариантов ТП по способам преобразования материи, энергии и информации оценивается примерно в 561 330 единиц их реализации. К этому следует добавить, что в рассмотренном методе классификации и построения структур ТП описание системы ограничено обобщенными характеристиками элементов системы. В действительности, при большем (в зависимости от степени обобщения понятий) делении системы на элементы, их связи и отношения в соответствии с рассмотренным выше описанием системы число возможных вариантов реализации ТП возрастет многократно. Например, в работе [5] показано, что только для комбинированных методов обработки резанием число возможных вариантов взаимодействий достигает $3{,}8 \cdot 10^{31}$.

Большое число созданных и создаваемых физических и технологических процессов требует разработки метода их сопоставимой оценки для обоснования выбора процесса и/или границ его эффективного применения.

С этой целью кроме приведенных выше оценок энерго- и информационной эффективности рассмотрим сравнительную оценку изменения производительности (изменения автоматизации) сопоставимых вариантов ТП производства одной и той же детали с требуемыми свойствами и характеристиками (например, для обработки резанием — см. рис. 4).

Допустим, что для выполнения какого-то базового технологического процесса производства детали требуется осуществить N единичных физических процессов — операций, каждая из которых обусловливает формирование m-го свойства (размер, форма, точность, шероховатость, твердость и т. п.). Созданная система — новый технологический процесс, реализует $N_а$ операций формирования m-го свойства детали. На выполнение i-й операции базовым ТП затрачивается t_i единиц времени (или единиц в стоимостном выражении). Примем, что базовый ТП состоит из $N = 5$ единичных операций, а новый ТП реализуется при $N_а = 3$ единичным операциям. На выполнение единичных операций $i = 1 \div 5$ затрачивается соответственно единиц времени: $t_1 = 2$, $t_2 = 5$, $t_3 = 8$, $t_4 = 1$, $t_5 = 4$. Предположим, что разработаны новые физические процессы, которые реализуют три варианта процесса формирования m-го свойства соответственно в обозначениях базового ТП:

вариант I: $i = 1, 2, 3$; $N_а = 3$; $t_1 = 2$; $t_2 = 5$; $t_3 = 8$;

вариант II: $i = 1, 4, 5$; $N_а = 3$; $t_1 = 2$; $t_4 = 1$; $t_5 = 4$;

вариант III: $i = 2, 4, 5$; $N_а = 3$; $t_2 = 5$; $t_4 = 1$; $t_5 = 4$.

Определим показатели изменения новизны ($U_п$) и изменения автоматизации ($U_{ап}$) нового ТП по отношению к базовому:

$$U_п = \frac{N_а}{N} 100; \quad (1)$$

$$U_{ап} = \sum_{i=1}^{N_а} t_i / \sum_{i=1}^{N} t_i. \quad (2)$$

Для рассматриваемых вариантов по формулам (1) и (2) получим:

вариант I: $U_п = 60$ %, $U_{ап} = 75$ %; вариант II: $U_п = 60$ %, $U_{ап} = 35$ %; вариант III: $U_п = 60$ %, $U_{ап} = 50$ %.

Как видим, значение $U_п$ одинаково для всех трех вариантов построения новых ТП, хотя каждая система физических процессов позволила осуществить операции, в разной степени формирующие параметры и свойства детали при ее производстве. Таким образом, явно неравнозначные новые физические процессы по показателю $U_п$ изменения новизны оказались равноценными. Подобный факт приводит к необъективности оценок новых физических процессов. Казалось бы, если показатель $U_п = 60$ % одинаков, то все три системы должны дать хотя бы приблизительно равный эффект в достижении главной цели — повышении производительности (автоматизации) сопоставимых вариантов ТП производства одной и той же детали с требуемыми параметрами и свойствами. На самом деле показатель $U_п$ характеризует степень (полноту) охвата процесса новыми физическими процессами.

Второй показатель $U_{ап}$ для трех вариантов изменяется в широких пределах — от 35 % для варианта II до 75 % для варианта I. Этот показатель характеризует снижение трудоемкости выполнения ТП производства детали с заданными свойствами по сравнению с базовым ТП, т. е. является объективной характеристикой, дающей представление об эффективности в достижении поставленной цели — сокращении времени изготовления детали. Следовательно, этот критерий может служить мерой объективного свойства системы и численно равен показателю изменения производительности ТП производства детали.

Время функционирования любой системы, осуществляющей один цикл реализации полного ТП производства детали, состоит из времени t_v, связанного с затратами на другие операции и процессы (ручной труд, подготовку исходных данных, контроль и т. д.), обеспечивающие выполнение физического процесса и времени $t_ф$ автоматизированного выполнения физического процесса — технологических операций и процедур. Сумма этих времен (или затрат в стоимостном выражении) составляет полное время, необходимое для реализации одного цикла производства детали.

От соотношения этих времен зависит такое свойство системы, как степень ее автоматизации, т. е. производительность. Действительно, если доля ручного труда велика по сравнению с временем работы системы, то система малоэффективна, не совсем удобна в эксплуатации, уровень ее автоматизации низок. Чем меньше доля ручного труда, тем эффективнее система, тем выше ее уровень автоматизации и, соответственно, производительность. Поэтому предлагается оценивать уровень автоматизации самой системы следующим показателем:

$$U_с = \frac{t_ф}{t_ф + t_v}. \qquad (3)$$

При $t_v \to 0$ показатель $U_с$ стремится к единице, т. е. такая система является автоматической, а весь процесс в ней выполняется без участия человека на всех этапах преобразования материи, энергии и информации.

Определим интегральный показатель эффективности автоматизации вследствие применения новых физических процессов для ТП производства детали, характеризующего сокращение (изменения) времени, необходимого для осуществления одного цикла производства детали, по сравнению с временем, необходимым для осуществления этого цикла базовым ТП. Интегральный показатель автоматизации ТП

$$U_и = \frac{t_ф + t_v}{t_а + t_н}, \qquad (4)$$

где $t_а$, $t_н$ — соответственно время (или стоимость), затрачиваемое новым физическим процессом на выполнение технологических операций, и время, связанное с затратами на другие операции и процессы, обеспечивающие выполнение нового ТП.

Разделив числитель и знаменатель выражения (4) на величину $t_ф t_а$, получим:

$$U_н = \frac{(t_ф + t_v)(t_ф t_а)}{(t_а + t_н)(t_ф t_а)} = \frac{[(t_ф + t_v)/t_ф]t_а^{-1}}{[(t_а + t_н)/t_а]t_ф^{-1}} = \frac{[(t_ф + t_v)/t_ф][t_ф/t_а]}{[(t_а + t_н)/t_а]}. \qquad (5)$$

Введем обозначения:

$$U_а = t_ф/t_а, \qquad (6)$$

$$U_с = \frac{t_ф}{t_ф + t_v}, \qquad (7)$$

где $U_а$ — коэффициент, характеризующий изменение времени (или стоимости) выполнения физических процессов (технологических операций) новым и базовым методами; $U_с$ — коэффициент, характеризующий изменение затрат (времени или стоимости) на операции и процессы для обеспечения физических процессов (технологических операций) производства базовыми методами.

Величина, обратная $U_а$, показывает во сколько раз сократилось время выполнения физических процессов новым и базовым методами, а величина $U_с$ — уровень автоматизации базового технологического процесса.

Подставив выражения (3), (6) и (7) в формулу (5), получим выражение для определения интегрального показателя $U_и$ автоматизации ТП:

$$U_и = U_{ап} U_а / U_с.$$

Для объективной оценки свойств изменения производительности (автоматизации) сопоставимых вариантов ТП производства одной и той же детали с требуемыми свойствами и характеристиками в табл. 6 приведены обобщенные показатели оценки свойств изменения производительности (автоматизации) сопоставимых вариантов ТП, диапазоны их изменения и краткие характеристики.

Следовательно, для ТП производства детали при формировании всех его m свойств, каждое из которых требует выполнения i операций как новым, так и базовым ТП, интегральный показатель $U_и$ повышения производительности нового ТП составит:

$$U_и = \frac{\sum\limits_{j=1}^{j=m} \sum\limits_{k=1}^{k=i} (t_ф + t_v)_{jk}}{\sum\limits_{j=1}^{j=m} \sum\limits_{k=1}^{k=i} (t_а + t_н)_{jk}}.$$

С учетом аналогичности структур построения показателей энергоэффективности, информационной эффективности и повышения производительности обобщенное интегральное выражение для оценки эффективности применения новых физических процессов и технологий производства, базирующихся на новых физических явлениях и процессах преобразования материи, энергии и информации, запишем в виде:

$$U_и = \frac{t_f^b + t_h^b}{t_f^n + t_h^n} \frac{E_{fp}^n + E_{fv}^n}{E_{fp}^b + E_{fv}^b} \frac{I_{in}^n + I_{ot}^n + I_{us}^n}{I_{in}^b + I_{ot}^b + I_{us}^b} = U_t U_e U_i, \quad (8)$$

где t_f^b, t_f^n — продолжительности автоматизированного выполнения базового и нового физических процессов и технологических операций; t_h^b, t_h^n — продолжительности выполнения других операций и процессов (ручной труд, подготовка исходных данных, контроль и т. д.), обеспечивающих выполнение соответственно базового и нового физического процесса, но не связанных с ним; E_{fp}^b, E_{fp}^n — энергия, необходимая для выполнения физического процесса (базового и нового); E_{fv}^b, E_{fv}^n — энергия, требующаяся для изменения положения в пространстве векторов базового и нового физических

Таблица 6

Показатели оценки свойств изменения производительности (автоматизации) вариантов технологических процессов

Показатель	Формула	Определение	Диапазон изменения
Изменения новизны	$U_п = N_а / N$	Отношение числа новых физических процессов к общему числу базовых физических процессов для формирования i-го свойства	0÷1
Изменения автоматизации нового технологического процесса к базовому	$U_{ап} = \sum\limits_{i=1}^{N_а} t_i / \sum\limits_{i=1}^{N} t_i$	Снижение трудоемкости выполнения техпроцесса производства детали с заданными свойствами по сравнению с базовым техпроцессом	0÷1
Автоматизации технологического процесса (системы)	$U_с = \frac{t_ф}{t_ф + t_v}$	Изменение затрат на операции и процессы в обеспечении физического процесса производства	0÷1
Эффективности новых(ого) физических процессов (технологических операций)	$U_а = \frac{t_ф}{t_а}$	Отношение затрат времени на выполнение новых физических процессов к времени базовых физических процессов для формирования i-го свойства	0÷∞
Эффективности нового технологического процесса производства детали	$U_{аэ} = \frac{t_ф}{t_а + t_н} = U_{ап} U_а$	Отношение затрат времени на выполнение базовых физических процессов к времени формирования i-го свойства новых физических процессов	0÷∞
Интегральный: повышения производительности нового технологического процесса	$U_и = U_{ап} U_а / U_с$	Изменение затрат времени всего цикла формирования i-го свойства детали новым и базовым физическими процессами	0÷∞
Эффективности нового технологического процесса	$U_э = U_с / U_{ап} U_а$	Сокращение времени полного цикла формирования i-го свойства детали новым и базовым физическими процессами	0÷∞

процессов; I_{in}^b, I_{ot}^b, I_{us}^b, I_{in}^n, I_{ot}^n, I_{us}^n — количества входной, выходной и преобразуемой информации, используемые системой для выполнения соответственно базовым и новым физическими процессами.

В качестве примера рассмотрим производство детали двумя диаметрально противоположными по структуре технологическими процессами [1, рис. 1 и табл. 5].

1. Базовый технологический процесс, соответствующий модели, приведенной на рис. 4 (код вида процесса определяется по рис. 6) — это *процесс уменьшения массы* физическим процессом пластического деформирования для формирования размера и формы детали, т. е процесс резания; другие свойства детали формируются и определяются процессами изменения свойств согласно рис. 7.

2. Новый технологический процесс, код вида которого определяется в соответствии с рис. 6, — *процесс увеличения массы* физическим процессом плавления для формирования размера и формы детали, т. е. аддитивный процесс; другие свойства детали формируются и определяются процессами изменения свойств согласно рис. 7.

Определяем интегральный показатель U_t изменения производительности при применении нового ТП на основании выражения (8):

$$U_t = \frac{t_f^b + t_h^b}{t_f^n + t_h^n} = \frac{\dfrac{V^b}{Q^b} + t_h^b}{\dfrac{V^n}{Q^n} + t_h^n} = \frac{Q^n}{Q^b}\frac{V^b + Q^b t_h^b}{V^n + Q^n t_h^n} =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\frac{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + Q^b t_h^b}{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + Q^n t_h^n} =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\frac{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + (t_h^b/t_f^b)}{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + (t_h^n/t_f^n)} =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\frac{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + (t_h^b/t_f^b)}{V_{\text{п}}^{\text{д}} + (t_h^n/t_f^n)} =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\frac{\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}} + (t_h^b/t_f^b)}{V_{\text{п}}^{\text{д}} + (t_h^n/t_f^n)},$$

где Q^b, Q^n — скорости соответственно удаления материала базовым физическим процессом и добавления (наращивания) материала новым физическим процессом, м^3/с; V^b, V^n — объемы соответственно удаляемого и добавленного материала, м^3; V — объем исходной детали; $V_{\text{п}}^{\text{д}}$ — фактический объем полученной детали базовым и новым физическими процессами, м^3:

$$V_{\text{п}}^{\text{д}} = V - (V_{\text{в.нр}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) = V - \Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}},$$

где $V_{\text{в.нр}}^{\text{д}}$ — внутренние объемы детали, удаляемые базовым физическим процессом (резанием); $V_{\text{н.р}}^{\text{д}}$, $V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}$ — внешние и внешние дополнительные объемы детали, удаляемые резанием; $\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}}$ — сумма всех объемов детали, удаляемых резанием.

Если время, связанное с затратами на другие операции, и процессы, обеспечивающие выполнение соответственно базового (t_h^b) и нового (t_h^n) ТП, мало или им можно пренебречь для проведения оценочных расчетов, то получим:

$$U_t = \frac{Q^n}{Q^b}\frac{V^b}{V^n} = \frac{Q^n}{Q^b}\frac{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})} =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\frac{1}{\xi - 1} = \frac{Q^n}{Q^b}\frac{1}{\xi^{\text{д}}}.$$

Здесь $\xi = \dfrac{V}{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})} = \dfrac{V}{\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}}}$ — коэффициент, равный отношению объема исходной детали к объему удаленного материала; $\xi^{\text{д}} = \dfrac{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})} = \xi - 1.$

Определяем интегральный показатель U_e изменения энергоэффективности при применении нового ТП на основании выражения (8):

$$U_e = \frac{E_{fp}^n + E_{fv}^n}{E_{fp}^b + E_{fv}^b} =$$

$$= \frac{\varepsilon_{fp}^n[V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})] + E_{fv}^n}{\varepsilon_{fp}^b(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}) + E_{fv}^b} =$$

$$= \frac{(\varepsilon_{fp}^n/\varepsilon_{fp}^b)\xi - (\varepsilon_{fp}^n/\varepsilon_{fp}^b) + E_{fv}^n/[\varepsilon_{fp}^b(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})]}{1 + E_{fv}^b/[\varepsilon_{fp}^b(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})]}$$

или

$$U_e = \frac{(\varepsilon_{fp}^n/\varepsilon_{fp}^b)(\xi - 1) + E_{fv}^n(\xi - 1)/(\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n)}{1 + E_{fv}^b(\xi - 1)/(\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n)} =$$

$$= \frac{(\xi - 1)[(\varepsilon_{fp}^n/\varepsilon_{fp}^b)\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n + E_{fv}^n]}{\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n + E_{fv}^b(\xi - 1)} = \frac{(\xi - 1)(\varepsilon_{fp}^n V_{\text{д}}^n + E_{fv}^n)}{\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n + E_{fv}^b(\xi - 1)},$$

где ε^b, ε^n — удельная энергоемкость базового и нового физических процессов, Дж/м^3.

Следовательно, обобщенное выражение для оценки интегрального показателя эффективности применения нового физического процесса обработки запишется в виде:

$$U_{\text{и}} = U_t U_e U_i =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\,\frac{V^b + Q^b t_h^b(\xi-1)[(\varepsilon_{fp}^n V_{\text{д}}^n) + E_{fv}^n]}{V^n + Q^n t_h^n[(\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n) + E_{fv}^b(\xi-1)]}\,U_i =$$

$$= \frac{Q^n}{Q^b}\,\frac{\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}} + Q^b t_h^b}{V_{\text{д}}^n + Q^n t_h^n}\,\frac{(\xi-1)[(\varepsilon_{fp}^n V_{\text{д}}^n) + E_{fv}^n]}{[(\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n) + E_{fv}^b(\xi-1)]}\,U_i. \qquad (9)$$

Приняв, что общий объем информации о детали для рассматриваемых случаев одинаков, находим интегральный показатель U_i изменения точности при применении нового ТП:

$$U_i = \frac{I_{in}^n}{I_{in}^b} = \frac{-3\left(\dfrac{1}{\varepsilon_c^n}\right)^3 \log_2 \varepsilon_c^n}{-3\left(\dfrac{1}{\varepsilon_c^b}\right)^3 \log_2 \varepsilon_c^b} =$$

$$= \frac{\dfrac{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}{(\delta_v^n)^3}\log_2 \varepsilon_c^n}{\dfrac{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}{(\delta_v^b)^3}\log_2 \varepsilon_c^b} =$$

$$= \left(\frac{\delta_v^b}{\delta_v^n}\right)^3 \frac{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}{(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})} \times$$

$$\times \frac{\log_2 \dfrac{(\delta_v^n)^3}{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}}{\log_2 \dfrac{(\delta_v^b)^3}{V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}}} = (\xi-1)\left(\frac{\delta_v^b}{\delta_v^n}\right)^3 \times$$

$$\times \frac{\log_2 \dfrac{(\delta_v^n)^3}{V - (V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}}{\log_2 \dfrac{(\delta_v^b)^3}{V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+}}} = (\xi-1)\left(\frac{\delta_v^b}{\delta_v^n}\right)^3 \times$$

$$\times \frac{\log_2(\delta_v^n)^3 - \log_2[(\xi-1)(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})]}{\log_2(\delta_v^b)^3 - \log_2(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})},$$

где δ_v^b, δ_v^n — наибольшая точность характерного размера базового и нового физических процессов обработки.

Подставив найденные составляющие в формулу (8), получим:

$$U_{\text{и}} = (\xi-1)^2 \frac{Q^n}{Q^b}\,\frac{\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}} + Q^b t_h^b}{V_{\text{д}}^n + Q^n t_h^n}\,\frac{\varepsilon_{fp}^n V_{\text{д}}^n + E_{fv}^n}{\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n + E_{fv}^b(\xi-1)} \times$$

$$\times \left(\frac{\delta_v^b}{\delta_v^n}\right)^3 \frac{3\log_2\delta_v^n - \log_2[(\xi-1)(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})]}{3\log_2\delta_v^b - \log_2(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}.$$

Если время, связанное с затратами на основные операции базового (t_h^b) и нового (t_h^n) технологических процессов мало или им можно пренебречь для проведения оценочных расчетов, то получим:

$$U_{\text{и}} = (\xi-1)^2 \frac{Q^n}{Q^b}\,\frac{\varepsilon_{fp}^n V_{\text{д}}^n + E_{fv}^n}{[\varepsilon_{fp}^b V_{\text{д}}^n + E_{fv}^b(\xi-1)]}\left(\frac{\delta_v^b}{\delta_v^n}\right)^3 \times$$

$$\times \frac{3\log_2\delta_v^n - \log_2[(\xi-1)(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})]}{3\log_2\delta_v^b - \log_2(V_{\text{вн.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}} + V_{\text{н.р}}^{\text{д}+})}. \qquad (10)$$

При $U_{\text{и}} = 1$ физические процессы равноэффективны, а при $U_{\text{и}} > 1$ новый физический процесс более эффективен и чем выше это значение, тем эффективнее процесс. Анализ выражения (10) позволяет решать как прямые задачи оценки процессов, так и обратные — определять параметры процесса при заданном уровне эффективности, осуществлять выбор сопоставимых параметров, оценку эффективности процесса для заданного изделия, находить пути и направления совершенствования и оптимизации параметров и т. п.

Например, анализ U_t для случая сопоставления аддитивного процесса и традиционного процесса удаления материала позволяет сделать однозначный вывод о целесообразности производства изделий, сложной, как внутренней, так и внешней пространственной формы аддитивным методом, и чем сложнее изделие, тем больше увеличение производительности. Так, при $\xi = 1{,}1$; $Q^n = 1$ усл. ед. и $Q^b = 5$ усл. ед. получим $U_t = 2$, т. е. двукратное повышение производительности, а при требуемых равных дополнительных операциях и процедурах $t_h^b = t_h^n = 1$ усл. ед. получим $U_t = \dfrac{1}{5}\,\dfrac{\Sigma V_{\text{у.р}}^{\text{д}} + 5\cdot 1}{V_{\text{п}}^{\text{д}} + 1\cdot 1}$.

Определим эффективность аддитивного процесса создания детали по отношению к процессу обработки резанием на примере производства полого цилиндра. Введем обозначения: $R_{\text{з}}$ —

внешний радиус заготовки; $R_н$, $R_в$ — внешний и внутренний радиусы детали; L — длина цилиндра. Тогда суммарный объем удаляемого материала $\Sigma V^д_{у.р} = V^д_{вн.р} + V^д_{н.р} + V^{д+}_{н.р} = \pi L(R^2_в + R^2_з - R^2_н)$, объем детали после обработки $V^n_д = \pi L(R^2_н - R^2_в) = \pi L R^2_з - \pi L(R^2_в + R^2_з - R^2_н)$ и $\xi = \dfrac{\pi L R^2_з}{\pi L(R^2_в + R^2_з - R^2_н)} = \dfrac{R^2_з}{(R^2_в + R^2_з - R^2_н)}$.

Определим интегральный показатель для следующих исходных данных:

$$L = 100 \text{ мм};\ R_з = 60 \text{ мм};\ R_н = 50 \text{ мм};\ R_в = 20 \text{ мм};$$

$$V^n_д = 210\pi \text{ см}^3;\ \Sigma V^д_{у.р} = 150\pi \text{ см}^3;\ \xi = 2{,}4;$$

$$Q^n = 0{,}04 \text{ см}^3/\text{с [6]};\ \varepsilon^n_{fp} = 230 \text{ кДж/см}^3 \text{ [6]};$$

$$E^n_{fv} = 9700\pi \text{ кДж};\ \delta^n_v = 2 \cdot 10^{-3} \text{ см [6]};\ t^n_h = 0;$$

$$Q^b = 0{,}4 \text{ см}^3/\text{с [7, 8]};\ \varepsilon^b_{fp} = 10 \text{ кДж/см}^3 \text{ [7—10]};$$

$$E^b_{fv} = 420\pi \text{ кДж};\ \delta^b_v = 2 \cdot 10^{-4} \text{ см};\ t^b_h = 0.$$

Получим:

$$U^I_и = U_t U_e U_i = 0{,}072 \cdot 30{,}4 \cdot 1{,}12 \cdot 10^{-3} = 2{,}45 \cdot 10^{-3}.$$

Для случая, когда входную информацию для базовой технологии составляют аналоговая (направляющие, вращение шпинделя) и числовая информации, а для аддитивной технологии — только информации в виде 3D-модели, получим:

$$U^{III}_и = U_t U_e U_i = 0{,}072 \cdot 30{,}4 \cdot 1{,}9 \cdot 10 = 41{,}6.$$

Рассмотрим второй вариант производства более сложной детали, для которой из вышеприведенных исходных данных изменятся следующие:

$$\delta^n_v = 2 \cdot 10^{-4} \text{ см};\ V = 360\pi \text{ см}^3;\ V^n_д = 47{,}5\pi \text{ см}^3;$$

$$\Sigma V^д_{у.р} = 312{,}5\pi \text{ см}^3;\ \xi = 1{,}15;\ t^b_h = 450 \text{ с}.$$

Получим:

$$U^{II}_и = U_t U_e U_i = 0{,}7785 \cdot 3{,}1 \cdot 1{,}07 \cdot 10^{-1} = 2{,}58 \cdot 10^{-1}.$$

Таким образом, несмотря на то что аддитивный физический процесс как по производительности, так и по энергетическим показателям уступает физическому процессу пластического деформирования (обработка резанием), в целом ряде случаев его применение более эффективно, а в некоторых случаях может быть и трудно заменимо. В рассматриваемом примере аддитивный инверсный процесс удаления материала как возможное направление, очевидно, будет более эффективным, чем рассмотренные два сопоставляемых варианта. Таким образом, предлагаемая система оценок показателей позволяет проводить как анализ вариантов применения, так и поиск новых направлений и решений.

Изложенные системные представления и положения позволяют определять возможные перспективные направления исследований ТП и сопутствующих им необходимых технологий, оценивать направления повышения технологической конкурентоспособности производства, выбирать стратегии развития и оптимизации процессов и технологий. Приведенная классификация ТП не зависит от вида обрабатываемого материала, а его характеристики учитываются только при анализе физических процессов. Поэтому структуру ТП можно представить в виде упорядоченных множеств, преобразуемых операторами, или в виде последовательности: код физического процесса, код класса ТП и код вида ТП. Приведены оценки, полученные на системной модели, для определения необходимости и целесообразности использования нового ТП на основе как интегральных, так и ряда частных критериев.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кузнецов А. П.** Структуры процессов и оборудования для обработки резанием. Часть 1. Энергоинформационная модель структуры процессов // Вестник машиностроения. 2015. № 2. С. 73—83.

2. **Кузнецов А. П., Ткачева О. Н.** Современные системы автоматизированного проектирования технологических процессов в машиностроении. М.: НИИмаш, 1984. 72 с.

3. **Григорьев С. Н., Кузнецов А. П., Волосова М. А., Кориат Х.-Й.** Классификация металлорежущих станков по уровню их энергоэффективности // Вестник машиностроения. 2013. № 12. С. 51—57.

4. **Review** on Sustainability Characterization for Manufacturing Processes / M. Mani, J. Madan, J.-H. Lee et al. / Geithersburg: National Institute of Standards and Technology, 2013. 22 p.

5. **Ермаков Ю. М.** Комплексные способы эффективной обработки резанием. М.: Машиностроение, 2005. 272 с.

6. **http:// techbuss.ru**/1POM-DMD_2007.pdf.

7. **Подураев В. Н.** Технология физико-химических методов обработки. М.: Машиностроение, 1985. 264 с.

8. **Кузнецов А. П.** Тепловой режим металлорежущих станков. М.: МГТУ "Станкин" Янус-К, 2013. 480 с.

УДК 621.983:539.374

В. Ю. ТРАВИН, канд. техн. наук (ОАО "НПО "СПЛАВ", г. Тула),
С. С. ЯКОВЛЕВ, М. В. ГРЯЗЕВ, доктора технических наук (Тульский ГУ), e-mail: mpf-tula@rambler.ru

Теоретические и экспериментальные исследования процесса комбинированной вытяжки осесимметричных деталей[1]

Приведена математическая модель операций комбинированной вытяжки осесимметричных деталей из анизотропных материалов в конических матрицах. Установлены влияния технологических параметров, анизотропии механических свойств на силовые режимы и предельные возможности процесса вытяжки.

Ключевые слова: комбинированная вытяжка, анизотропия, матрица, пуансон, сила, деформация, разрушение, напряжение.

The mathematical model of operations of combined drawing of axisymmetric parts fkom anisotropic materials in conical matrices is given. The influence of technological parameters and anisotropy of mechanical properties on force modes and limiting opportunities of drawing process are determined.

Keywords: combined drawing, anisotropy, matrix, punch, force, deformation, failure, stress.

Вытяжка — одна из распространенных операций листовой штамповки при изготовлении цилиндрических изделий с толстым дном и тонкой стенкой. Для глубокой вытяжки наиболее эффективен комбинированный процесс, заключающийся в одновременном изменении диаметра заготовки и толщины стенки, который обеспечивает повышенные точность параметров изделия, упрочнение стенок и деформацию по сравнению с вытяжкой и вытяжкой с утонением, что значительно сокращает число операций технологического процесса.

Листовой материал, подвергаемый штамповке, как правило, характеризуется анизотропией механических свойств, обусловленной технологическими режимами получения материала. При этом анизотропия может оказывать как положительное, так и отрицательное влияние на устойчивость технологических процессов.

Рассмотрим результаты теоретических и экспериментальных исследований операций комбинированной вытяжки осесимметричных деталей из анизотропных материалов.

[1] Работа выполнена по государственному заданию Министерства образования и науки РФ на 2012—2014 гг., грант РФФИ № 13-01-00203.

Комбинированные вытяжки осесимметричных изделий можно выполнять в конической матрице двумя способами [1]:

1) из полой заготовки с неутоненными стенками — заготовка получена вытяжкой без утонения;

2) из полой заготовки с утоненными стенками — заготовка получена комбинированной вытяжкой, вытяжкой с утонением, ротационной вытяжкой.

При комбинированной вытяжке на всех операциях очаг деформации имеет две зоны (рис. 1): плоского напряженного (I) и плоского деформированного (II) состояний. При этом зону плоского напряженного состояния можно разделить на два участка: I' — граничащий со стенками исходной заготовки, в котором срединная поверхность заготовки в меридиональном сечении имеет радиус R_ρ, заготовка не соприкасается с поверхностями рабочего инструмента; I" — заготовка соприкасается с конической поверхностью матрицы. Зона II утонения аналогична зоне II первой операции.

Весь процесс деформирования при комбинированной вытяжке можно условно разбить на четыре

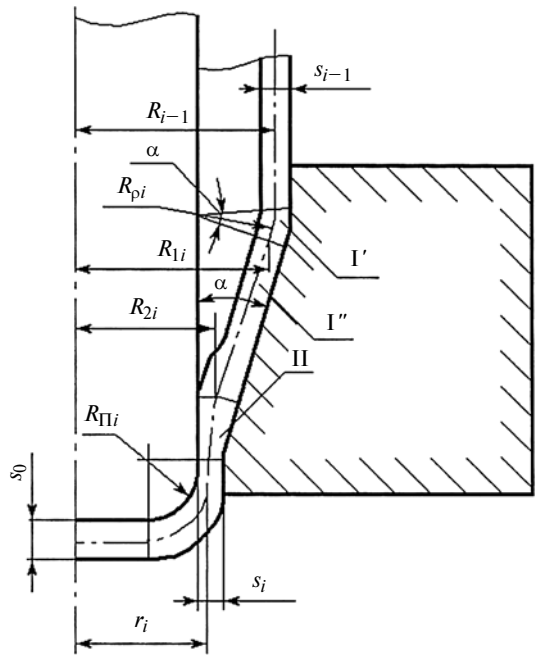


Рис. 1. Схема третьего этапа комбинированной вытяжки

этапа. Первый этап — осуществляется вытяжка и реализуется плоское напряженное состояние в заготовке; этап заканчивается в момент полного прилегания заготовки к конической поверхности матрицы. Второй этап — формируется зона II плоского деформированного состояния. Третий этап начинается с момента совпадения центра радиуса скругления пуансона с верхней кромкой калибрующего пояска матрицы и характеризуется наличием двух зон. Четвертый этап — исчезает зона I и происходит утонение краевой части заготовки.

Затем, как правило, выполняется термическая обработка, в результате которой выравниваются механические свойства по высоте изделия, однако возникшая в результате пластической деформации цилиндрическая анизотропия механических свойств полностью не устраняется. Поэтому предполагается, что механические свойства по высоте заготовки однородны.

При комбинированной вытяжке наибольший интерес представляет момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояска матрицы, т. е. стационарный и конечный (утонение краевой части заготовки) этапы.

Особенностью начала второго способа комбинированной вытяжки является утонение донной части заготовки, имеющей первоначальную толщину s_0, т. е. преодоление донного барьера, который оказывает значительное влияние на последующих операциях в связи с увеличением разницы толщин стенки и дна заготовки.

На рис. 1 показан момент совпадения центра закругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояска матрицы.

Математическая модель

Исследовано распределение напряжений в каждой из указанных зон очага деформации. Принимаем, что материал несжимаемый, трансверсально-изотропный, упрочняемый, для которого справедливы текучесть Мизеса—Хилла и ассоциированный закон течения [2, 3].

Предполагается, что комбинированная вытяжка протекает в условиях плоского напряженного и плоского деформированного состояний. Упрочнение материала в процессе пластического формообразования — изотропное. Интенсивность σ_i напряжения определяется выражением

$$\sigma_i = \sigma_{i0} + A(\varepsilon_i)^n,$$

где σ_{i0}, A, ε_i, n — экспериментальные константы для конкретного материала.

Меридианные (σ_ρ) и окружные (σ_θ) напряжения на участке I' определяются решением приближенного уравнения равновесия [4]

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho\left(1 + \frac{\rho ds}{s d\rho}\right) - \sigma_\theta = 0 \qquad (1)$$

совместно с условием пластичности [3]

$$\sigma_\rho^2 + \sigma_\theta^2 - \frac{2R}{1+R}\sigma_\rho\sigma_\theta = \sigma_i^2\left[\frac{2(2+R)}{3(1+R)}\right] \qquad (2)$$

при граничных условиях:

$$\left.\begin{aligned} \rho &= R_{i-1}; \\ \sigma_\rho &= \sigma_{s\rho}\frac{s_{i-1}}{4R_{\rho i}}. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Здесь R_{i-1} и s_{i-1} — соответственно начальный радиус заготовки по срединной поверхности и начальная толщина заготовки на $(i-1)$-й операции; ρ — текущий радиус рассматриваемой точки; R — коэффициент нормальной анизотропии.

Радиус свободного изгиба приближенно можно определить по формуле [1]

$$R_{\rho i} = \frac{\sqrt{R_{i-1}s_{i-1}}}{\sqrt{2}\sin\alpha}. \qquad (4)$$

Распределение напряжений на втором участке очага деформации (I") находим совместным решением уравнения равновесия элемента конической поверхности [2]

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho\left(1 + \frac{\rho ds}{s d\rho}\right) - \sigma_\theta - \frac{\mu_м\sigma_\theta}{\mathrm{tg}\alpha} = 0 \qquad (5)$$

и условия (2) пластичности при граничных условиях:

$$\left.\begin{aligned} r &= R_{1i}; \\ \sigma_\rho &= \sigma_{\rho I'}\big|_{r=R_{1i}} + \sigma_{s\rho}\big|_{r=R_{1i}}\frac{s}{4R_{\rho i}}, \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

где $\mu_м$ — коэффициент трения на контактной поверхности матрицы и заготовки.

Радиус R_{1i}, соответствующий границе между первым и вторым участками очага деформации, определяем по формуле

$$R_{1i} = R_{i-1} - R_{\rho i}(1 - \cos\alpha). \qquad (7)$$

Приращение окружной деформации $d\varepsilon_\theta = d\rho/\rho$.

Приращения деформаций по толщине трубы ($d\varepsilon_z$) и меридиональных деформаций ($d\varepsilon_\rho$) опреде-

ляем с учетом ассоциированного закона пластического течения:

$$d\varepsilon_z = -d\varepsilon_\theta \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_\theta(1+R) - R\sigma_r};$$

$$d\varepsilon_\rho = -(d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_z).$$

Приращение интенсивности деформации определяется выражением [3]

$$d\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2(2+R)}}{\sqrt{3}(2R+1)}\{R(d\varepsilon_\rho - d\varepsilon_\theta)^2 + [d\varepsilon_\theta(1+R) + R d\varepsilon_\rho]^2 + [d\varepsilon_\rho(1+R) + R d\varepsilon_\theta]^2\}^{1/2}. \quad (8)$$

Изменение толщины заготовки при комбинированной вытяжке составляет:

$$\ln\frac{s}{s_0} = -\int_{\rho_{n-1}}^{\rho} \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{\sigma_\rho R - \sigma_\theta(1+R)} \frac{d\rho}{\rho}.$$

Анализ напряженного состояния в зоне II выполняем аналогично. Течение материала реализуется в условиях плоской деформации; на контактных границах заготовки и инструмента реализуется закон трения Кулона:

$$\tau_м = \mu_м \sigma_k;$$

$$\tau_п = \mu_п \sigma_k,$$

где $\mu_м$ и $\mu_п$ — коэффициенты трения на контактных поверхностях матрицы и пуансона; σ_k — нормальные напряжения на контактных поверхностях матрицы и пуансона.

Компоненты радиального (σ_ρ) и контактного (σ_k) напряжений в зоне II очага пластической деформации определяем совместным решением приближенного уравнения равновесия для элемента очага пластической деформации [4]:

$$\rho\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_k(1 + M') = 0 \quad (9)$$

и условия текучести [3]

$$\sigma_\rho - \sigma_k = 2\tau_{s\rho z}\sqrt{\frac{1-c}{1-c\sin^2 2\beta}} \quad (10)$$

при учете граничных условий на границе зон I и II:

$$\left.\begin{aligned} &\rho = \rho_1; \\ &\sigma_\rho = \sigma_{\rho\,гр} = \sigma_{\rho T}\big|_{\varphi=\varphi_{1,2}} + \Delta\sigma_\rho, \end{aligned}\right\} \quad (11)$$

где ρ — координата рассматриваемого сечения в полярной системе координат; $M' = -(\mu_п - \mu_м)/\mathrm{tg}\alpha$; $\tau_{s\rho z}$ — сопротивление пластической деформации при сдвиге в плоскости ρz; $\beta = \alpha/2$ — угол между первым условно главным напряжением σ_ρ и осью x анизотропии; c — характеристика анизотропии в условиях плоской деформации; $\Delta\sigma_\rho$ — приращение напряжения, связанное с изменением направления течения материала при входе в зону II утонения.

Система уравнений (9) и (10) решается методами конечно-разностных соотношений и итераций.

Изменение направления течения материала при входе в зону II учитываем коррекцией радиального напряжения с учетом разрыва касательной составляющей скорости на границе очага деформации методом баланса мощностей [4]:

$$\Delta\sigma_\rho = \frac{\sigma_\rho - \sigma_k}{2}\mathrm{tg}\frac{\alpha}{2}.$$

Окончательная формула осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации с учетом поворота течения материала по методу баланса мощностей имеет вид:

$$\sigma_x = \sigma_{\rho II}\big|_{\rho=\rho_2} + \tau_{s\rho z}\big|_{\rho=\rho_2}\sqrt{\frac{1-c}{1-c\sin^2\alpha}}\,\mathrm{tg}\frac{\alpha}{2}. \quad (12)$$

Принимаем во внимание, что в зоне II реализуется плоское деформированное состояние, т. е. приращения окружной деформации ($d\varepsilon_\theta = 0$), радиальных деформаций ($d\varepsilon_\rho$) и деформаций по толщине заготовки ($d\varepsilon_z$) равны:

$$d\varepsilon_z = -d\varepsilon_\rho = \frac{ds}{s}. \quad (13)$$

Интенсивность ε_i деформаций с учетом выражений (13) определяется формулой (8).

Сила P комбинированной вытяжки на последующих операциях составит:

$$P = \pi d_i s_i \sigma_x + \pi\mu_п d_{пi}\int_{\rho_1}^{\rho_2}|\sigma_k|d\rho, \quad (14)$$

где $d_i = 2r_i$ — диаметр изделия по срединной поверхности на i-й операции; $d_{пi}$ — диаметр пуансона на i-й операции.

Расчеты показали, что в зависимости от геометрических параметров инструмента на последующей операции комбинированной вытяжки очаг утонения формируется из металла, находящегося в донной части заготовки, приблизительно при $m_{di} < 0{,}8 \div 0{,}85$. В реальных процессах значение коэффициента m_{di} вытяжки меньше. Поэтому в предыдущих формулах при определении s, если $m_{di} < 0{,}8 \div 0{,}85$, необходимо использовать начальную толщину s_0 листовой заготовки с учетом свободного ее изменения, а при $m_{di} > 0{,}8 \div 0{,}85$ использовать s_{i-1} с учетом ее изменения.

Формулы (1)—(14) можно использовать при анализе установившегося и четвертого этапа вытяжки с учетом изменения величины s_{i-1}.

На последнем этапе (момент утонения краевой части заготовки) сила P и напряжение σ_x в материале стенки определяем так же, как и на первой операции вытяжки.

Полученные формулы для анализа напряженного состояния применимы и в случае комбинированной вытяжки из плоской заготовки с неутоненной стенкой. Для этого необходимо при определении величины s_{i-1} принять $s_{i-1} = s_0$ (в случае калиброванной стенки).

Силовые режимы

Исследовали силовые режимы операций комбинированной вытяжки в зависимости от коэффициента m_{di} вытяжки, суммарного коэффициента m_s утонения на предыдущих переходах, коэффициента m_{si} утонения, угла α конусности матрицы, параметров $\mu_п$ и $\mu_м$ трения на инструменте для материалов, показатели механических свойств которых приведены в работе [3].

Расчеты были выполнены для следующих диапазонов технологических параметров: $m_{di} = 0{,}5 \div 0{,}9$; $m_s = 0{,}6 \div 1{,}0$; $m_{si} = m_{si\,пр} \div 1$ ($m_{si\,пр}$ — предельный коэффициент на i-й операции вытяжки); $\mu_п = (1 \div 3)\mu_м$; $\mu_м = 0{,}05$.

На рис. 2 приведены зависимости изменения относительной величины $\bar{P} = P/(2\pi r_i s_i \sigma_{i0})$ на выходе из очага пластической деформации от угла α конусности матрицы и коэффициента m_{si} утонения при суммарном коэффициенте утонения на предыдущих переходах $m_s = 1$; сплошные линии — расчетные данные при $\mu_п = 2\mu_м = 0{,}1$; точки — экспериментальные данные [2].

Анализ показал, что относительная величина $\bar{P}$ и напряжения $\bar{\sigma}_x = \sigma_x/\sigma_{i0}$ существенно зависят от коэффициента m_{si} утонения и коэффициента m_{di} вытяжки: при их уменьшении относительная сила и напряжения увеличиваются. Установлено, что

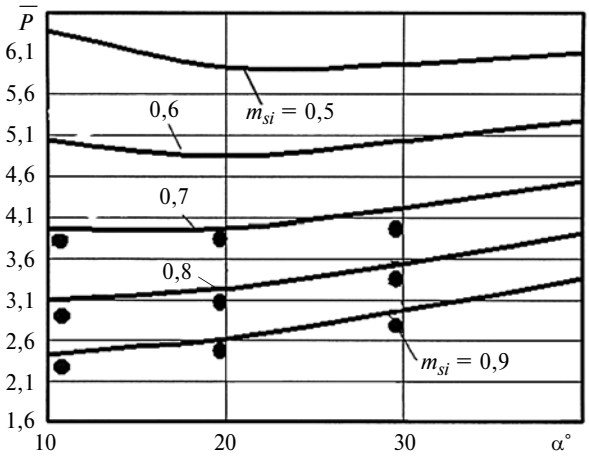


Рис. 2. Зависимости изменения параметра $\bar{P}$ от угла α наклона матрицы для сплава АМгБ6 (m_{di} = 0,8) и разных значениях m_{si}

относительное осевое напряжение $\bar{\sigma}_x$ повышается с увеличением угла α конусности матрицы. При этом происходит увеличение $\bar{P}$ при $m_{si} \le 0{,}7$. С уменьшением коэффициента утонения выявляются оптимальные углы конусности матрицы в диапазоне $10 \div 20°$, при которых значение $\bar{P}$ — наименьшее.

Сравнение теоретических и экспериментальных данных силового режима второй операции комбинированной вытяжки для исследуемых материалов показало их удовлетворительное соответствие (см. рис. 2).

Пределы деформирования

Приведенные выше аналитические выражения для определения напряжения в осевом направлении позволяют установить предельные параметры вытяжки.

Показатель повреждаемости материала при пластическом формоизменении по деформационной модели разрушения вычисляем по формуле [5, 6]

$$\omega_e = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{d\varepsilon_i}{\varepsilon_{i\,пр}(1-\omega_e)^k}. \qquad (15)$$

Здесь k — константа материала; $\varepsilon_{i\,пр} = \varepsilon_{i\,пр}(\sigma/\sigma_i, \alpha, \beta, \gamma)$ — предельная интенсивность деформации, где $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ — среднее напряжение (σ_1, σ_2 и σ_3 — главные напряжения); σ_i — интенсивность напряжения; α, β, γ — углы между первой главной осью напряжений и главными осями x, y и z анизотропии.

Формула (15) учитывает ускорение показателя повреждаемости, обусловленное накопленными повреждениями в материале. Интегрирование формулы (15) ведется по траектории движения рассматриваемых элементов бесконечно малого объема.

В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изготовляемой детали повреждаемость не должна превышать ресурс χ пластичности:

$$\omega_e \leqslant \chi. \qquad (16)$$

При назначении деформации пластического формоизменения учитывали рекомендации по использованию запаса пластичности В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова, согласно которым для ответственных деталей, подвергающихся отжигу или закалке, допустимый запас пластичности $\chi = 0{,}25$, для неответственных — $\chi = 0{,}65$ [5, 6].

Предельную интенсивность деформации определяем как

$$\varepsilon_{i\,пр} = \Omega \exp(U\sigma/\sigma_i),$$

где Ω и U — константы, обусловленные видом материала [5, 6] и уточненные с учетом анизотропии механических свойств заготовки.

В ряде случаев предельные параметры формоизменения ограничиваются условием локальной потери устойчивости заготовки. Для анализа локализации деформаций анизотропного материала критериями, основанными на условии положительности добавочных нагрузок, которые позволяют рассчитать предельную деформацию [3], являются:

$$\left.\begin{aligned} \frac{1}{z} &= \frac{d\sigma_i}{\sigma_i d\varepsilon_i} > \frac{a_x - a_{xy}m}{\sqrt{a_x - 2a_{xy}m + a_y m^2}}; \\ \frac{1}{z} &= \frac{d\sigma_i}{\sigma_i d\varepsilon_i} > \frac{a_y m - a_{xy}}{\sqrt{a_x - 2a_{xy}m + a_y m^2}}. \end{aligned}\right\} \quad (17)$$

Здесь $a_x = \dfrac{3R_y(R_x+1)}{2(R_x+R_y+R_xR_y)}$;

$a_{xy} = \dfrac{3R_yR_x}{2(R_x+R_y+R_xR_y)}$; $a_y = \dfrac{3(R_y+1)R_x}{2(R_x+R_y+R_xR_y)}$;

$m = \sigma_y/\sigma_x$; $R_x = H/G$; $R_y = H/F$; R_x и R_y — коэффициенты анизотропии; F, G, H — параметры анизотропии.

Предельные показатели комбинированной вытяжки определяются максимальным осевым напряжением σ_x в стенке изделия на выходе из очага деформации, которое не должно превышать сопротивление материала пластическому деформированию в условиях плоского деформированного состояния с учетом упрочнения:

$$\left.\begin{aligned} &\sigma_x \le \sigma^*_{sx}; \\ &\sigma^*_{sx} = 2\tau_{sxz}\sqrt{1-c}, \end{aligned}\right\} \quad (18)$$

допустимыми накопленными микроповреждениями [см. условие (16)], а для ответственных деталей критериями локальной потери устойчивости заготовки [см. выражения (17)].

Неравенства (16)—(18) не решаются в явном виде относительно коэффициента $m_{si\,\text{пр}}$ утонения, поэтому зависимости предельного коэффициента утонения от показателей механических свойств материала, геометрии инструмента, условий трения и коэффициента вытяжки устанавливали расчетами на ЭВМ.

Предельные значения коэффициента $m_{si\,\text{пр}}$ исследовали в зависимости от угла конусности матрицы в диапазоне $\alpha = 10 \div 40°$, коэффициента вытяжки $m_{di} = 0{,}5 \div 0{,}9$, условий трения: $\mu_\text{п} = (1 \div 4)\mu_\text{м}$ при $\mu_\text{м} = 0{,}05$; для исследуемых материалов показатели механических свойств приведены в работе [3].

Расчеты показали, что максимальное осевое напряжение в основном имеет место в момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояска матрицы в отличие от первой операции комбинированной вытяжки.

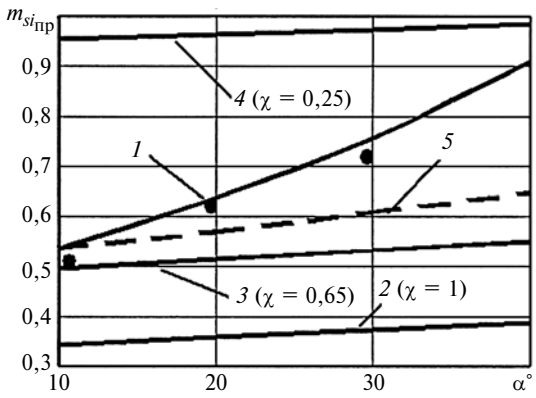


Рис. 3. Зависимости изменения коэффициента $m_{si\,\text{пр}}$ от угла α наклона матрицы для стали 08кп (m_{di} = 0,7) при разных значениях χ:
1 — выражение (18); *2—4* — выражение (16); *5* — выражение (17)

На рис. 3 представлены зависимости предельных коэффициентов $m_{si\,\text{пр}}$ утонения от угла α конусности матрицы при фиксированных значениях коэффициента m_{di} вытяжки и суммарном коэффициенте утонения на предыдущих переходах $m_s = 1$. Зависимости определяли по максимальному растягивающему напряжению на выходе из очага пластической деформации по допустимой величине накопленных микроповреждений (χ = 1,00; 0,65; 0,25) и критерию локальной потери (зависимость *5*); точки — экспериментальные данные [2].

Зависимости *1* и *2* определяют возможность разрушения стенки заготовки, в частности разрушения в результате максимального растягивающего напряжения или использования ресурса пластичности. Зависимость *4* определяет предельный коэффициент утонения $m_{si\,\text{пр}}$.

Анализ полученных результатов показал, что с увеличением угла α конусности матрицы предельный коэффициент $m_{si\,\text{пр}}$ утонения увеличивается, т. е. ухудшаются условия утонения на последующих операциях вытяжки. Увеличение коэффициента m_{di} вытяжки и суммарного коэффициента m_s утонения на предыдущих переходах снижает предельный коэффициент $m_{si\,\text{пр}}$ утонения. Условия трения на контактной поверхности пуансона существенно влияют на коэффициент $m_{si\,\text{пр}}$: увеличение коэффициента трения на пуансоне снижает значение $m_{si\,\text{пр}}$. Причем эта зависимость ощутимее при малых углах конусности матрицы. Установлено, что границы формоизменения на всех операциях комбинированной вытяжки определяются максимальным растягивающим напряжением на выходе из очага пластической деформации и использованием ресурса пластичности, что обусловлено анизотропией механических свойств материала заготовки, технологическими параметрами, углом конусности матрицы и условиями трения на контактных поверхностях инструмента.

Экспериментальные исследования

Экспериментальные исследования второй операции комбинированной вытяжки осуществляли на прессе К471 двойного действия в штампе. Полуфабрикаты изготовляли из листовой заготовки диаметром 105,4 мм вытяжкой в матрицах с углом конусности 15° и диаметрами 62, 67 и 72 мм с последующим отжигом из латуни Л63, алюминиевого сплава АМг2М и стали 08кп; показатели механических свойств данных материалов приведены в работе [2].

Для всех опытов постоянными параметрами были: радиус скругления кромки пуансона $R_п = 10$ мм; диаметр матрицы $d_м = 50$ мм; высота рабочего пояска матрицы $h_р = 3$ мм.

В процессе эксперимента изменяли угол α конусности матрицы, коэффициент m_{di} вытяжки и толщину s_i стенки полуфабриката. Коэффициент вытяжки m_{di} варьировали в диапазоне 0,7÷0,8 путем уменьшения диаметра полуфабриката, а коэффициент m_{si} утонения — в диапазоне 0,25÷1 изменением диаметра пуансона с шагом 0,15 мм. Вытяжку осуществляли на конических матрицах с углами конусности 10, 20 и 30°. В качестве смазочного материала применяли: для стали 08кп — фосфатирование с последующим омыливанием, для алюминиевого сплава АМг2М и латуни Л63 — омыливание. Слои наносили на поверхность заготовок, обращенную к матрице. Вытяжку осуществляли на провал.

Силу деформирования изменяли с помощью тензометрической аппаратуры и шлейфового осциллографа. Для каждой группы параметров проводили по три опыта и вычисляли среднеарифметические значения. При расшифровке осциллограмм определяли силу операции в момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояса матрицы, т. е. максимальную силу.

Предельный коэффициент утонения при заданном коэффициенте m_{di} в процессе комбинированной вытяжки определяли последовательным увеличением диаметра пуансона $d_п$ до разрушения изделия. Обрыв определяли визуально и фиксировали на осциллограмме. В качестве предельного принимали наименьшее значение коэффициента утонения, при котором процесс вытяжки осуществлялся без разрушения во всех трех опытах.

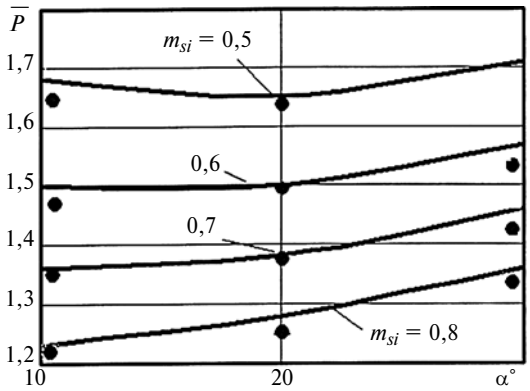


Рис. 4. Зависимости изменения относительного показателя $\bar{P}$ от угла α наклона матрицы при m_{di} = 0,8 и разных значениях m_{si}

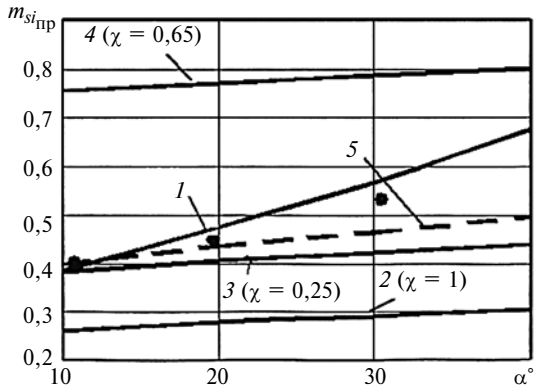


Рис. 5. Зависимости изменения коэффициента $m_{si\text{пр}}$ от угла α наклона матрицы при m_{di} = 0,8:
1 — выражение (18); *2—4* — выражение (16); *5* — выражение (17)

На рис. 4 представлены зависимости относительного показателя $\bar{P} = P/(2\pi r_i s_0 \sigma_{i0})$ в момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой пояска матрицы от угла α конусности матрицы на последующих операциях комбинированной вытяжки заготовки из латуни Л63.

Расчеты и экспериментальные исследования показали, что максимальная сила вытяжки в основном имеет место в момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояска матрицы. Установлено, что $\bar{P}$ существенно зависит от коэффициентов утонения и вытяжки на последующих операциях, при их уменьшении сила деформирования увеличивается. Выявлены оптимальные углы α конусности матрицы по показателю $\bar{P}$ на второй операции комбинированной вытяжки (см. рис. 4).

Разница расчетных и экспериментальных данных составила 5 %. Предельные параметры последующих операций комбинированной вытяжки определяли максимальным растягивающим напряжением с учетом упрочнения на выходе из очага пластической деформации (первый критерий разрушения), допустимым накоплением микроповреждений (второй критерий) и локальной потерей устойчивости заготовки при плоском напряженном и плоском деформированном состояниях заготовки (третий критерий) [2—4].

Установлено, что наиболее благоприятные условия деформирования на последующих операциях комбинированной вытяжки реализуются при уменьшении угла α и увеличении коэффициента m_{di} (рис. 5).

УДК 621.77.04

Ю. С. ДОДИН, канд. техн. наук (НИ РХТУ им. Д. И. Менделеева, г. Новомосковск), e-mail: y.dodin@yandex.ru

Расчет температуры и усилия при обработке давлением без предварительного нагревания заготовки

Предложена методика расчета усилия и температуры при обработке давлением без предварительного нагревания заготовки, применяемая для материалов типа алюминий.

Ключевые слова: обработка давлением, температура, деформация.

The methodic of analysis of force and temperature at forming without preliminary heating of a workpiece, applied for aluminum type materials, is suggested.

Keywords: forming, temperature, deformation.

При обработке металлов давлением происходит пластическая деформация, в результате которой повышается температура заготовки, что, в свою очередь, изменяет силовые параметры процесса.

Для металлов и сплавов с высокой температурой плавления данное повышение температуры в очаге деформации незначительно влияет на силовые параметры. При обработке же таких металлов, как Al, Mg, Zn и им подобные, особенно с большой скоростью деформации, тепловыделение значительно влияет на процесс, и неучет данного фактора может привести к существенным ошибкам.

При горячей обработке давлением задается температура предварительного нагревания заготовки, по которой определяют механические характеристики обрабатываемого материала, удельное усилие и полное давление процесса деформирования с учетом влияния степени и скорости деформации на механические свойства материала.

При обработке заготовки без предварительного нагревания температура заготовки изменяется в процессе ее формоизменения (так называемое деформационное нагревание) и зависит от работы деформации, т. е. от приложенного усилия и величины деформации.

Для алюминия деформационное нагревание оказывается существенным, и в этом случае при определении технологических параметров процесса есть два неизвестных параметра: температура и усилие, расчет которых основывается на механическом и термодинамическом равновесиях расчетного элемента.

Важной характеристикой при обработке металлов давлением является предел текучести σ_T материала, который определяют экспериментально. Зависимость данного параметра от степени, скорости и температуры деформации в теории обработки метал-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 77)

Предельные возможности формоизменения на последующих операциях комбинированной вытяжки ограничиваются первым и вторым критериями и зависят от технологических параметров и геометрии матрицы. Теоретические и экспериментальные данные хорошо согласуются, максимальные расхождения не превышали 10 %.

На второй операции комбинированной вытяжки был обнаружен дефект — обрыв стенки стакана в момент совпадения центра скругления пуансона с верхней кромкой рабочего пояска матрицы.

Разработанную математическую модель можно использовать для оценки силовых режимов и предельных параметров формоизменения на последующих операциях комбинированной вытяжки осесимметричных деталей из анизотропных материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Валиев С. А.** Комбинированная глубокая вытяжка листовых материалов. М.: Машиностроение, 1973. 176 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. **Теория** обработки металлов давлением / В. А. Голенков, С. П. Яковлев, С. А. Головин и др.; под ред. В. А. Голенкова, С. П. Яковлева. М.: Машиностроение, 2009. 442 с.

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

6. **Богатов А. А.** Механические свойства и модели разрушения металлов. Екатеринбург: УГТУ(УПИ), 2002. 329 с.

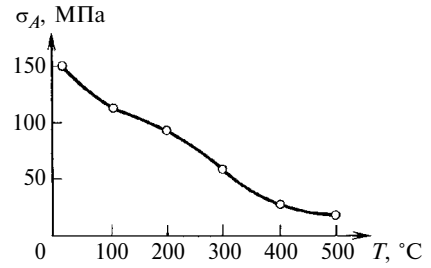


Рис. 1. Зависимость изменения показателя сопротивления деформации $\sigma_д$ от температуры T

лов давлением определяет такой показатель, как сопротивление $\sigma_д$ деформации. На рис. 1 приведены значения $\sigma_д$ для алюминия в зависимости от температуры при деформации $\varepsilon = \ln(h_0/h) = 0{,}8$ и скорости деформации $\dot{\varepsilon} = 10$, полученные на кулачковом пластометре УЗТМ [1].

Для ряда металлов и сплавов зависимость сопротивления деформации от температуры описывается функцией $\sigma_д = ne^{-mT}$, где m и n — константы для конкретного материала [2]. По полученным данным (см. рис. 1) были рассчитаны значения этих констант для алюминия: $n = 160 \cdot 10^6$ Па и $m = 3{,}25 \cdot 10^{-3}$.

Рассмотрим предложенный расчет параметров процесса на примере осадки круглого цилиндра из технически чистого алюминия без предварительного нагревания, расчетная схема показана на рис. 2, *а*. Уравнения равновесия для выделенного элемента (рис. 2, *б*) из заданного цилиндра даны в работе [3]. Рассмотрим случай, представляющий наибольший практический интерес, когда на всей поверхности контакта силы трения равны пределу текучести $\tau_т$, зависящему от температуры. В этом случае уравнение равновесия имеет вид:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\tau(T)}{h} = \frac{\sigma_д}{\sqrt{3}h} = \frac{ne^{-mT}}{\sqrt{3}h}.$$

Учитывая условие пластичности [3] и то, что давление осадки $p = -\sigma_z$, получим:

$$\frac{dp}{dr} = -\frac{ne^{-mT}}{\sqrt{3}h}. \quad (1)$$

При граничном условии $r = d/2$, $\sigma_r = 0$ из условия пластичности $\sigma_r - \sigma_z = \sigma_д = ne^{-mT}$ следует: $p = ne^{-mT}$. С учетом этого решение уравнения (1) имеет вид:

$$p = ne^{-mT}\left[1 + \frac{1}{h\sqrt{3}}\left(\frac{d}{2h} - \frac{r}{h}\right)\right]. \quad (2)$$

Для выделенного элемента по закону сохранения энергии следует:

$$dTC\rho dr \cdot r d\varphi 2h = \eta A - dQ_1 - dQ_2. \quad (3)$$

Здесь T — температура деформируемого материала; dQ_2 — теплота, передаваемая в радиальном направлении и определяемая законом Фурье; C — теплоемкость, Дж/(кг · °С); ρ — плотность материала; η — коэффициент преобразования работы в теплоту (для нежелезных металлов и сплавов $\eta = 0{,}8 \div 0{,}9$); A — работа деформации.

При перемещении выделенного элемента к периферии происходит его осадка на величину $2dh$, при этом совершается работа

$$dA = p2dhdr \cdot rd\varphi. \quad (4)$$

Теплота, передаваемая осаживающему инструменту, составит:

$$dQ_1 = \alpha F(T - T_и)dt,$$

где $F = 2dr \cdot rd\varphi$ — поверхность теплообмена; α — коэффициент теплоотдачи от заготовки инструменту; $T_и$ — температура инструмента.

Как правило, продолжительность осадки на кривошипно-шатунных прессах составляет $\approx 0{,}1$ с, поэтому процесс деформационного разогревания заготовки можно считать адиабатическим. Тогда в правой части уравнения (3) слагаемыми dQ_1 и dQ_2 можно пренебречь и подставив выражения (4) в равенство (3) получим:

$$p = ah\left(-\frac{dT_р}{dh}\right), \quad (5)$$

где $a = C\rho/h$; $T_р$ — температура разогрева.

Подстановка формулы (5) в уравнение (2) с учетом условия несжимаемости $d_0^2 h_0 = d^2 h$ приводит к дифференциальному уравнению

$$\frac{n}{a}\left[1 + \frac{1}{\sqrt{3}}\frac{d_0}{2h}\left(\frac{h_0}{h}\right)^{0,5}\left(1 - \frac{2r}{d}\right)\right]\frac{dh}{h} = -e^{mT}dT. \quad (6)$$

Если за начальное условие принять $T_р = 0$ при $h = h_0$, то,

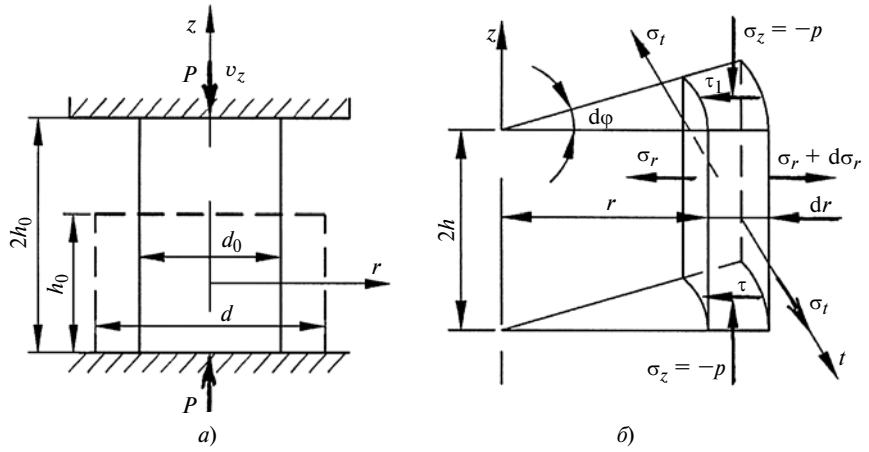


Рис. 2. Расчетная схема осадки сплошного круглого цилиндра (*а*) и элемент, вырезанный из осаждаемого цилиндра (*б*)

проинтегрировав выражение (6), получим уравнение температуры разогрева для осаживаемого цилиндра:

$$T_р = \ln A_1/m,$$

где

$$A_1 = 1 + \frac{mn}{a}\left[\ln\frac{h_0}{h} + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{3\sqrt{3}}\frac{d_0}{h_0}\left(1 - \frac{2r}{d}\right)\left(\left(\frac{h_0}{h}\right)^{0,5} - 1\right)\right].$$

Закон распределения температуры $T_р$ по радиусу цилиндра — линейный, с максимумом в центре, аналогичен закону распределения давления [см. выражение (2)]. Так, для цилиндра с размерами: $d_0 = 40$ мм, $2h_0 = 4$ мм, $2h = 1,8$ мм при $r = 0$ имеем $T_р = 317$ °С, а при $2r = d$ имеем $T_р = 42$ °С.

Перепад температур будет меньше, если учесть поток теплоты dQ_2 в радиальном направлении.

Данный расчет важен при анализе технологических операций. Даже приближенный расчет температуры дает объяснение изменению усилия при ударном прессовании алюминиевого баллона из цилиндра (рис. 3) [4], которое увеличивается до максимального значения, а затем резко снижается. Это происходит вследствие того, что деформация заготовки сдерживается участком на периферии, ввиду его меньшей температуры, который в этот момент играет роль прочного обруча. Как только прочность этого участка в результате нагревания снизится, усилие тоже снизится.

Часто достаточно знать средние значения температуры и давления. В этом случае следует использовать уравнение (5). Например, при осадке цилиндра с размерами $d \times h$ среднее давление можно определить по формуле [5]:

$$p_{ср} = \sigma_д n_\sigma = \sigma_д(1 + 0,1d/h).$$

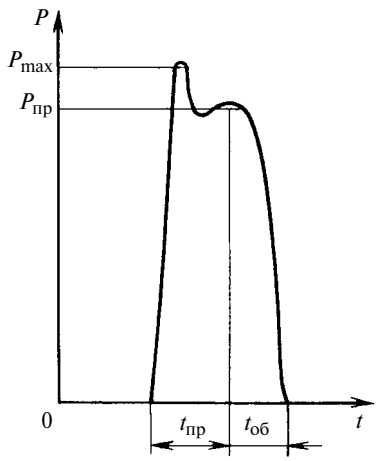


Рис. 3. Осциллограмма усилия при обратном прессовании алюминиевой тубы

Здесь n_σ — коэффициент напряженного состояния; $d = f(h)$ определяется условием несжимаемости $hd^2 = h_0 d_0^2$. Тогда получим:

$$p_{ср} = n e^{-mT}\left[1 + 0,17\frac{d_0}{h_0}\left(\frac{h_0}{h}\right)^{3/2}\right]. \quad (7)$$

Подставив уравнение (7) в формулу (5) и проинтегрировав полученное дифференциальное уравнение при тех же граничных условиях, что и для выражения (6), получим:

$$e^{mT} = 1 + \frac{mn}{a}\left[\ln\frac{h_0}{h} + \right.$$

$$\left. + \frac{0,34}{3}\frac{d_0}{h_0}\left(\left(\frac{h_0}{h}\right)^{3/2} - 1\right)\right] = A_2. \quad (8)$$

Из уравнения (8) для заданного h определим среднюю температуру нагревания заготовки:

$$T_{ср} = \ln A_2/m \quad (9)$$

и при известной $T_{ср}$ по формуле (7) определим среднее давление и усилие осадки:

$$P = p_{ср}\frac{\pi d^2}{4} = p_{ср}\frac{\pi}{4}d_0^2\frac{h_0}{h}. \quad (10)$$

Пример. Определим усилие осадки алюминиевого цилиндра с размерами; $h_0 = 4$ мм, $d_0 = 40$ мм, $h = 1,8$ мм при ударном воздействии.

По формуле (5) находим $a = 2,8 \cdot 10^6$. Подставив $n = 160$ МПа и $m = 325 \cdot 10^{-3}$ в выражение (9), получим: $A_2 = 1,625$ и $T_{ср} = 150$ °С. Далее при этой температуре по формуле (7) находим $p_{ср} = 545$ МПа, а по формуле (10) усилие $P = 1,5$ МН. Экспериментальное определение температуры подтверждает правильность расчета.

Точность расчета температуры определяется возможностью применения модели адиабатического нагревания, условия которого в действительности выполняются с некоторой погрешностью, что подтверждает нагревание до одной и той же температуры оборудования, находящегося вблизи заготовки.

Предложенный расчет может быть полезен при разработке процессов обработки давлением без предварительного нагревания заготовки. Для его применения необходимо знать среднее давление процесса, которое можно найти в работе [3] или других публикациях по обработке металлов давлением.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гун Г. Я., Яковлев В. И., Прудковский Б. А.** Прессование алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1974. 356 с.

2. **Механические** свойства металлов и сплавов при высоких температурах и напряжениях / М. Я. Бровман, В. Н. Выдрин, Ю. С. Додин и др. // Известия АН СССР. Металлы. 1970. № 3. С. 126—128.

3. **Малинин Н. Н.** Технологические задачи пластичности и ползучести. М.: Высшая школа, 1979. 118 с.

4. **Додин Ю. С.** Расчет температуры и усилия прессования алюминиевых баллонов // Вестник машиностроения. 2013. № 9. С. 76—78.

5. **Бровман И. Я., Додин Ю. С.** Определение усилий методом характеристик при осадке цилиндрических заготовок // Кузнечно-штамповочное производство. 1964. № 6. С. 5—6.

УДК 629.032

А. В. БОЛЬШАКОВ (ОАО "ЦКБ "Титан"), В. М. БУРЯКОВ (ООО "Военно-инженерный центр"),
А. С. ГОРОБЦОВ, д-р техн. наук, В. В. НОВИКОВ, д-р техн. наук (Волгоградский ГТУ),
Е. А. КАНЫГИНА (ОАО "Тракторная компания "ВгТЗ"), А. С. ДЬЯКОВ, канд. техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана),
e-mail: vm@vstu.ru, diakov57@list.ru

Гидропневматическая система подрессоривания быстроходной гусеничной машины[1]

Представлена гидропневматическая система подрессоривания быстроходной гусеничной машины, обеспечивающая установку корпуса машины на минимальный, максимальный и рабочий клиренс, а также подъем опорных катков на вывешенной машине при ее десантировании и движении на плаву.

Ключевые слова: быстроходная гусеничная машина, регулируемый клиренс, гидропневматическая подвеска, подъем опорных катков, вывешивание.

The hydropneumatic system of springing of high-speed track-laying machine, providing setting of a machine frame on minimal, maximum and operating clearance, and also lift of bogie wheels on the jacked machine at its airlift delivery and water propulsion, is presented.

Keywords: high-speed track-laying machine, controlled clearance, hydropneumatic suspension, lift of bogie wheels, jacking.

В настоящее время быстроходные гусеничные машины (БГМ) специального назначения совершенствуют по увеличению скорости движения, проходимости, защищенности, а также по достижению плавучести и использования их для десантирования. С этой целью разрабатываются новые системы подрессоривания БГМ, из которых наиболее применяемыми являются гидропневматические подвески [1—9].

Разработана простая и надежная гидропневматическая система подрессоривания БГМ, обеспечивающая установку корпуса машины на минимальный, максимальный и рабочий клиренс, а также подъем опорных катков на вывешенной машине при десантировании и движении на плаву (рисунок) [10]. Система подрессоривания включает в себя: насос *1*, соединенный напорным трубопроводом через обратный клапан *2* и фильтр *3* с распределителем жидкостного потока *4*, сливной бак *5*, сообщенный сливным трубопроводом с распределителем жидкостного потока *4*, гидрозамки *6*, гидропневматические рессоры *7*, управляемые регуляторы клиренса *8*, магистрали *9—12*.

Каждая из четырнадцати гидропневматических рессор *7* содержит сообщенные между собой гидравлический цилиндр *13* и гидропневматический цилиндр *14*. В гидравлическом цилиндре *13* установлен поршень *15* со штоком *16*, которые образуют поршневую полость *17* и штоковую полость *18*. В гидропневматическом цилиндре *14* имеется плавающий поршень *19*, образующий гидравлическую полость *20* и пневматическую полость *21*.

Гидрозамки *6* на гидропневматических рессорах *7* имеют полости *22*, которые в открытом состоянии гидрозамков *6* сообщены с поршневыми полостями *17* гидропневматических рессор *7*, и управляющие полости *23*, соединенные с магистралью *10*.

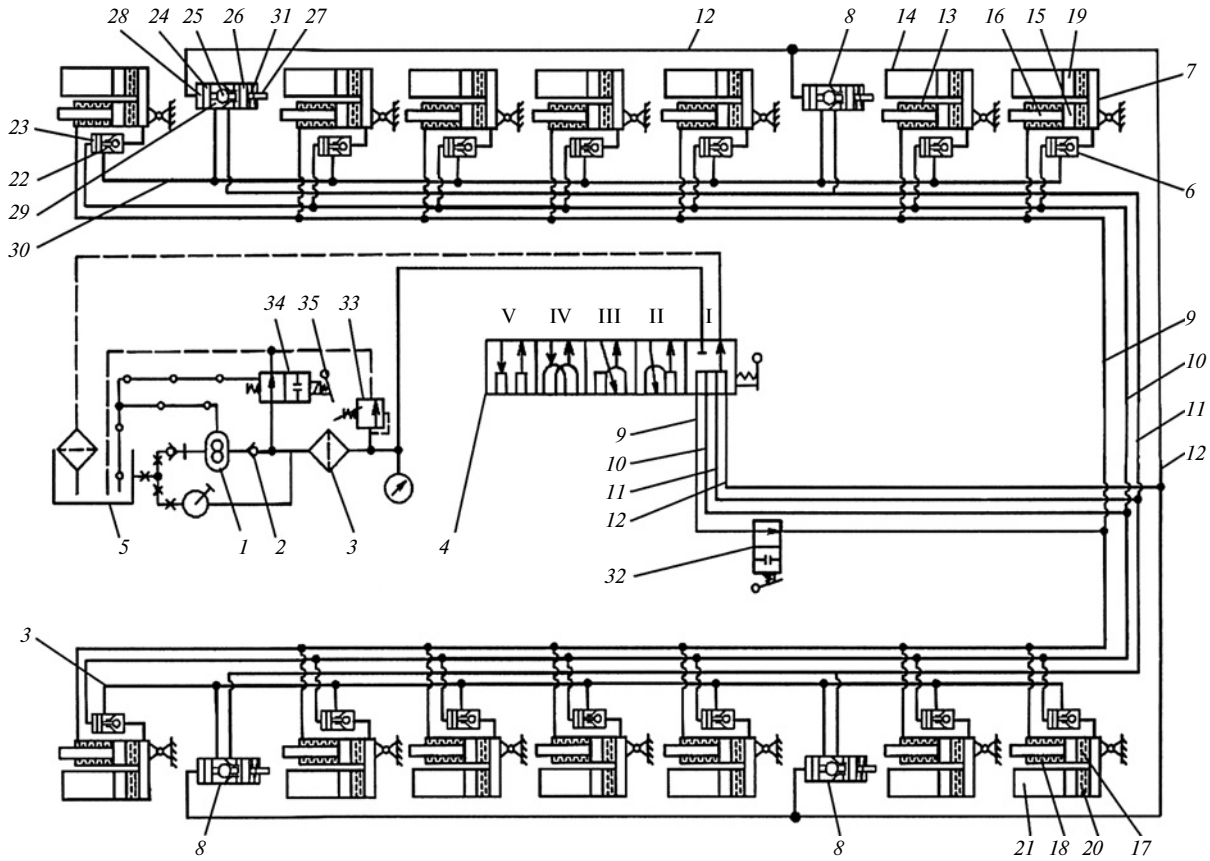
Управляемые регуляторы *8* клиренса, установленные на второй и шестой гидропневматических рессорах *7* обоих бортов гусеничной машины, выполнены в виде отсечных клапанов, управляемых в зависимости от величины и направления хода подвески. Это обеспечивает точную регулировку всех четырнадцати гидропневматических рессор *7* при выставлении корпуса гусеничной машины на рабочий клиренс, так как сила натяжения гусеницы, действующая вдоль поверхности дороги, практически не влияет на точность выполнения данной операции.

В корпусах управляемых регуляторов *8* имеются поршни *24* с отсечными клапанами *25* и подпружиненные поршни *26* со штоками *27*, которые образуют управляющие полости *28*, соединенные с магистралью *12*, и полости *29*, сообщенные с полостями *22* гидрозамков *6* посредством соединительных магистралей *30* левого и правого бортов системы подрессоривания гусеничной машины. При отсутствии давления в управляющих полостях *28* штоки *27* под действием пружин *31* вдвинуты в корпуса управляемых регуляторов *8*. При этом через поршни *26* усилие передается на отсечные клапаны *25* и поршни *24*, перемещая их влево и открывая управляемые регуляторы клиренса *8*. При повышенном давлении в управляющих полостях *28* штоки *27* выдвинуты из корпусов регуляторов *8*. Отсечные клапаны *25* воздействуют на поршни *26*, перемещая их вместе со штоками *27* вправо и закрывают управляемые регуляторы клиренса *8* после установки машины на рабочий клиренс. Выдвинутые штоки *27* взаимодействуют с кулачками переменного радиуса, закрепленными на осях балансиров подвески (на рисунке не показано) при установке подвески на рабочий клиренс.

В магистрали *9* установлен вентиль *32* для запирания гидропневматических рессор *7* в сжатом состоянии, что необходимо для надежной фиксации поднятых опорных катков при вывешивании корпуса гусеничной машины при движении на плаву или десантировании.

Для ограничения рабочего давления между напорным и сливным трубопроводами насоса *1* за фильт-

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации в рамках договора № 9905/17/07-к-12 между ОАО "КАМАЗ" и "Московским государственным техническим университетом имени Н. Э. Баумана".



ром *3* установлен предохранительный клапан *33*, а для перевода насоса *1* из режима холостого хода в рабочий режим за обратным клапаном *2* установлен кран *34* кольцевания, соединенный с подпружиненной кнопкой *35* "ГИДРОСИСТЕМА".

Распределитель жидкостного потока *4* имеет пять положений, в соответствии с которыми система подрессоривания обеспечивает режимы: I — "НЕЙТРАЛЬ"; II — опускание гусеничной машины на минимальный клиренс ("ОПУСК"); III — подъем гусеничной машины на максимальный клиренс ("ПОДЪЕМ МАКС"); IV — установление гусеничной машины на рабочий клиренс ("КЛИРЕНС РАБОЧИЙ"); V — вывешивание гусеничной машины ("ПОДЪЕМ КАТКОВ").

При установке рукоятки распределителя жидкостного потока *4* в положение "НЕЙТРАЛЬ" магистрали *9—12* гидросистемы соединяются с трубопроводом слива жидкости в бак *5*.

При переводе рукоятки распределителя из положения "НЕЙТРАЛЬ" в необходимое рабочее положение и нажатии на кнопку *35* "ГИДРОСИСТЕМА" кран кольцевания *34* закрывается, и рабочая жидкость под давлением подается к соответствующим исполнительным цилиндрам гидросистемы. На время выполнения операции кнопка *35* удерживается в нажатом положении. При отпускании кнопки *35* открывается кран кольцевания *34* и насос *1* работает в холостом режиме, после чего рукоятку распределителя переводят из рабочего положения в положение *1*.

Для опускания гусеничной машины на минимальный клиренс рукоятку распределителя устанавливают в положение II. При нажатии на кнопку *35* кран кольцевания *34* закрывается. Жидкость из сливного бака *5* подается насосом *1* через обратный клапан *2*, фильтр *3* в магистраль *10* и далее в управляющие полости *23* гидрозамков *6*. Под действием давления в управляющих полостях *23* происходит открытие гидрозамков *6*. При этом штоковые полости *18* гидроцилиндров *13* остаются соединенными через магистраль *9* и открытый вентиль *32* со сливным баком *5*, а управляющие полости *28* управляемых регуляторов *8* соединяются магистралью *12* со сливным баком *5*.

Жидкость из поршневых полостей *17* гидроцилиндров *13* вытесняется поршнями *15* штоков *16*, перемещаемых вправо весом корпуса гусеничной машины, а из гидравлических полостей *20* гидропневматических цилиндров *14* — в результате увеличения объемов газа в пневматических полостях *21*. Жидкость из полостей *17* и *20* поступает через полости *22* открытых гидрозамков *6*, соединительные магистрали *30* левого и правого бортов системы подрессоривания, полости *29* открытых управляемых регуляторов *8* и магистраль *11* в сливной бак *5*. При этом рессоры *7* сжимаются, а корпус машины опускается на минимальный клиренс до выбора хода подвески.

При полном сжатии рессор *7* срабатывает предохранительный клапан *33*, через который жидкость от насоса *1* поступает обратно в сливной бак *5*.

После отпускания кнопки *35* кран *34* открывается, а гидрозамки *6* закрываются, отключая гидропневматические рессоры *7* от гидросистемы.

Для подъема гусеничной машины на максимальный клиренс рукоятку распределителя жидкостного потока *4* устанавливают в положение III. При нажатии на кнопку *35* кран *34* закрывается. Жидкость из сливного бака *5* подается насосом *1* через обратный клапан *2* и фильтр *3* в магистраль *11*, из которой она поступает в полости *29* открытых управляемых регуля-

торов *8*, соединительные магистрали *30* левого и правого бортов системы подрессоривания и полости *22*, открывая гидрозамки *6* и обеспечивая поступление жидкости в поршневые полости *17* всех рессор *7*. При этом штоковые полости *18* гидроцилиндров *13* остаются соединенными через магистраль *9* и открытый вентиль *32* со сливным баком *5*, а управляющие полости *28* регуляторов *8* соединяются посредством магистрали *12* со сливным баком *5*. Под давлением жидкости поршни *15* перемещаются до полного выхода штоков *16* из гидравлических цилиндров *13*, обеспечивая через балансиры подвески и опорные катки подъем корпуса машины на максимальный клиренс. При этом жидкость из штоковых полостей *18* гидроцилиндров *13* всех гидропневматических рессор *7* вытесняется по магистрали *9* и через открытый вентиль *32* в сливной бак *5*.

При полном растяжении рессор *7* срабатывает предохранительный клапан *33*, через который жидкость от насоса *1* поступает обратно в сливной бак *5*.

После отпускания кнопки *35* открывается кран *34*, давление жидкости в магистралях *9—12* и *30* падает, гидрозамки *6* закрываются и гидропневматические рессоры *7* отключаются от гидросистемы.

Для установки гусеничной машины на рабочий клиренс предварительно выполняют подъем машины на максимальный клиренс. После этого рукоятку распределителя устанавливают в положение IV. Нажатием на кнопку *35* закрывают кран *34*. Жидкость из сливного бака *5* под давлением подается через распределитель жидкостного потока в магистраль *10* и управляющие полости *23*, обеспечивая открытие гидрозамков *6*, как и при выполнении опускания. Жидкость из сливного бака *5* также подается в магистраль *12* и управляющие полости *28*, обеспечивая перемещение поршней *24* с отсечными клапанами *25* вправо до взаимодействия с поршнями *26* и выдвижение штоков *27* из открытых регуляторов *8* до упора в кулачки переменного радиуса, закрепленные на вторых и шестых блоках подвески (на рисунке не показано). При этом штоковые полости *18* гидроцилиндров *13* остаются соединенными через магистраль *9* и открытый вентиль *32* со сливным баком *5*.

Под действием веса корпуса машины рессоры *7* сжимаются и машина опускается. При этом концы штоков *27* регуляторов *8* скользят по кулачкам от большего радиуса к меньшему и выдвигаются до тех пор, пока отсечные клапаны *25* не перекроют слив рабочей жидкости из рессор *7*. В результате корпус машины остановится на рабочем клиренсе, что необходимо для обеспечения расчетных значений статического и динамического ходов всех блоков подвески. Это снижает вероятность возникновения пробоев и повышает скорость машины при движении по неровным дорогам.

После отпускания кнопки *35* открывается кран *34*, давление в магистралях *9—12* падает, гидрозамки *6* закрываются, штоки *27* отсечных клапанов под действием пружин *31* входят регуляторы *8*.

Для вывешивания гусеничной машины распределитель жидкостного потока переводится в положение V. Жидкость из сливного бака *5* подается насосом *1* через обратный клапан *2* и фильтр *3* в магистрали *9* и *10*, по которым она поступает в штоковые полости *18* гидроцилиндров *13* рессор *7*, а также в управляющие полости *23* гидрозамков *6*. Под давлением в управляющих полостях *23* происходит открытие гидрозамков *6* и слив жидкости из поршневых полостей *17* и гидравлических полостей *20* рессор *7* через полости *22* гидрозамков *6*, соединительные магистрали *30* левого и правого бортов системы подрессоривания, полости *29* открытых регуляторов *8* и магистраль *11* в сливной бак *5*. В результате создается перепад давлений на поршнях *15*, вследствие чего происходят сжатие гидропневматических рессор *7*, перемещение плавающих поршней *19* вправо и снижение давления газа в гидропневматических цилиндрах *14*.

После полного сжатия гидропневматических рессор *7* вентиль *32* переводится в закрытое положение. В результате магистраль *9* перекрывается и штоковые полости *18* рессор *7* запираются, что необходимо для надежного удержания катков в верхнем положении при десантировании гусеничной машины или ее движении на плаву.

После отпускания кнопки *35* открывается кран *34*, давление в магистралях *9—12* падает, гидрозамки *6* закрываются.

Предлагаемая система подрессоривания в отличие от уже известных подвесок повышает точность установки рабочего клиренса БГМ даже на неровной поверхности дороги, тем самым достигается настройка всех гидропневматических рессор на расчетный статический и динамический ход, что улучшает плавность хода машины и скорость ее движения по неровным дорогам и местности.

БИБЛИОГАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Новиков В. В., Рябов И. М.** Пневмогидравлические рессоры подвесок автотранспортных средств. Волгоград: ВолгГТУ, 2004. 311 с.
2. **Расчетные** исследования плавности хода гусеничной машины с пневмогидравлической подвеской / В. М. Буряков, А. С. Горобцов, В. И. Колмаков и др. // Оборонная техника. 2004. № 6. С. 13—16.
3. **Стрелков А. Г.** Конструкция быстроходных гусеничных машин. М.: МГТУ "МАМИ", 2005. 616 с.
4. **Новиков В. В., Рябов И. М., Соков Ю. В.** Модернизация демпфера пневмогидравлической рессоры для подвески быстроходной гусеничной машины // Круглый стол "Повышение эффективности индивидуальной и коллективной бронезащиты, средств активной обороны в борьбе с террористическими угрозами". М.: Московский ун-т МВД РФ, 2007. С. 67—73.
5. **Пат. 2312029 Рос. Федерации:** Пневмогидравлическая рессора подвески транспортного средства.
6. **Новиков В. В., Похлебин А. В.** Саморегулируемый по амплитуде и направлению демпфер для подвески // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 2007. № 7. С. 39—40.
7. **Пат. 2319620 Рос. Федерации:** Пневмогидравлическая рессора подвески транспортного средства.
8. **Новиков В. В., Рябов И. М., Чернышов К. В.** Виброзащитные свойства подвесок автотранспортных средств. Волгоград: ВолгГТУ, 2009. 339 с.
9. **Пневмогидравлическая** рессора быстроходной гусеничной машины / А. С. Дьяков, М. О. Котляренко, А. В. Поздеев и др. // Вестник Академии военных наук. 2011. № 2. С. 125—132.
10. **Пат. 135970 Рос. Федерации на полезную модель:** МПК B60G11/00. Система подрессоривания гусеничной машины.