ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

2

2013

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

ООО «Издательство Машиностроение»
107076, Москва, Стромынский пер., 4

Адрес редакции:

107076, Москва,
Стромынский пер., 4.
Телефон: 8-(499)-748-02-91.
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 "Белый ветер",
115407, г. Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4

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), **Дроздов Ю.Н.,** д-р техн. наук, акад. РИА и РАК (председатель секции конструирования и расчета машин), **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, **Салтыков М.А.,** д-р техн. наук, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Афонин С. М. — Устойчивость системы управления деформацией пьезодвигателя наноперемещений . . . 3

Баженов В. Г., Баранова М. С., Жегалов Д. В., Лавриненко В. Ю., Павленкова Е. В. — Построение динамических диаграмм деформирования свинцовых заготовок методом прямого удара на газодинамической копровой установке . . . 11

Фасхиев Х. А., Салахов И. И., Волошко В. В. — Определение КПД дифференциального механизма автоматических коробок передач . . . 14

Воробьёв И. А. — Анализ старения трубных сталей для магистральных газопроводов . . . 19

Екименко А. Н. — Плунжерная экструзия реактопластов и перспективы её применения . . . 26

Рубин А. М. — Расчетная модель резьбового соединения при произвольном порядке расположения зазоров между витками резьбы . . . 31

Гребеньков Д. В. — Прогнозирование ресурса инерционного гидродифференциального выпрямителя момента мобильной машины . . . 33

Николенко С. В., Сюй Н. А., Пугачевский М. А., Метлицкая Л. П. — Создание безвольфрамовых электродов СВС-экструзией для электроискрового легирования стали 45 . . . 37

Назиров Р. Р., Эйсмонт Н. А., Чумаченко Е. Н., Данхэм Д. У., Логашина И. В., Федоренко А. Н. — Управление группировкой космических аппаратов в окрестности Солнечно-Земных коллинеарных точек либрации с помощью солнечного паруса . . . 43

Цикл статей
«Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки»

Старостин Н. П., Кондаков А. С., Васильева М. А., Дедюкин А. Е. — Тепловая диагностика трения в подшипниках скольжения с учетом движения вала . . . 47

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Рева В. П., Моисеенко Д. В. — Механохимическая технология переработки отходов металлообработки быстрорежущей стали . . . 51

Гусейнов А. Г., Асадов Ш. Н. — Восстановление деталей диффузионным хромосилицированием . . . 56

Фомин А. А. — Анализ схем попутного и встречного фрезерования заготовок с неоднородными свойствами . . . 59

Цикл статей
"Проблемы теории механической обработки"

Воронцов А. Л. — Теоретическое обеспечение технологической механики. 2. Применение тензоров и сдвиговых обозначений . . . 62

Серия статей
"Моделирование технологических процессов обработки материалов в системе Marc (CAD/CAE)"

Жарков В. А. — Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 6. Вытяжка детали сложной формы . . . 67

Серия статей
«Проблемы теории и практики резания материалов»

Аверьянова И. О., Шестаков Н. А. — Анализ процесса стружкообразования при резании . . . 74

Козочкин М. П. — Устойчивость процесса резания . . . 78

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Расулов Н. М. — Управление качеством изделия в процессе его изготовления . . . 83

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Цысс В. Г., Дерябина Л. Я., Любых А. М., Сергаева М. Ю. — Система сейсмоизоляции шаровых резервуаров для хранения жидких углеводородов . . . 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Aphonin S. M. — The stability of piezoengines deformations control system 3

Bazhenov B. G., Baranova M. S., Zhegalov D. V., Lavrenenko V. Yu., Pavlenkova E. V. — Development of dynamic deformation of leaded blank parts curves by frontal shock approach at the gas-dynamic pile driver 11

Fahsiev Kh. A., Salahov I. I., Voloshko V. V. — Output-input ratio design of automatic gearbox differential gear procedure 14

Vorobiyov I. A. — Ageing of tube steels for main gas pipelines analysis 19

Ekimenko A. N. — Ram extrusion of thermosetting materials and horizons of its usage 26

Rubin A. M. — The design model of screw joint by arbitrary arrangement of clearance between coils 31

Greben'kov D. V. — The engine life of slugged hydro-differential rectifying element of mobile machine tool moment forecasting 33

Nikolaenko R. R., Syui N. A., Pugachevskyi M. A., Metlitskaya L. P. — The development of non-tungsten electrodes by SHS extrusion for electrospark alloy addition of medium alloy steel 37

Nazirov R. R., Eismont N. A., Chumachenko E. N., Danhem D. U., Logashina I. V., Fedorenko A. N. — The control of spacecraft formation in the neighbor of sun-earth collinear libration points using a light sail 43

A series of articles
«Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication»

Starostin N. P., Kondakov A. S., Vasilieva M. A., Dedyukin A. E. — The thermal diagnostics of friction in bearing sleeves with allowance for embankment moving 47

MANUFACTURING ENGINEERING

Reva V. P., Moisseyenko D. V. — Mechanochemical case technology processing waste of high-speed steel metalwork 51

Guseynov A. G., Asadov Sh. N. — Remanufacturing technique of parts through chromosiliconizing 56

Phomin A. A. — Analysis of counter and cutdown milling stuff with variegated properties 59

A series of articles
"Problems of theory of machining work"

Vorontsov A. L. — Academic securing technologic mechanic. 2. Application of tensors and shear notations 62

A series of articles
"Marc (CAD/CAE) system model analysis of materials processing"

Zharkov V. A. — Material processing model analysis in Marc system in engineering. Part 6. Draw-forming complex part 67

A series of articles
«Problems of theory and practice of materials cutting»

Averiyanova I. O., Shestakov N. A. — Analysis of chip formation during cutting 74

Kozochkin M. P. — Cutting operation stability 78

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Rasulov N. M. — Make quality control under its production 83

TECHNICAL INFORMATION

Tsyss V. G., Deryabina L. Ya., Lyubyh A. M., Sergaeva M. Yu. — The seismicproof system of spherical vessels for keeping liquid hydrocarbons 86

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

Сдано в набор 30.11.2012. Подписано в печать 16.01.2013.
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", 2013

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 534.232:621.312

С. М. АФОНИН, канд. техн. наук [МГИЭТ (ТУ)], тел.: (499) 710-60-74

Устойчивость системы управления деформацией пьезодвигателя нанoперемещений

Получены передаточные функции для многослойных пьезодвигателей нано- и микроперемещений при продольном и поперечном пьезоэффектах. Определены условия абсолютной устойчивости систем управления их деформацией и выбраны корректирующие устройства для обеспечения устойчивости этих систем.

Ключевые слова: многослойный пьезодвигатель, нано- и микроперемещения, система управления деформацией, абсолютная устойчивость, корректирующее устройство.

Transmission responses for nano- and micro-displacements of multiple-layer piezoengines under longitudinal and crosscut piezoeffects were obtained. Conditions of the absolute stability of piezoengines deformations control systems were defined and adjusters for the stabilization of these systems were adopted.

Keywords: multiple-layer piezoengine, nano- and micro-displacements, deformation control system, absolute stability, adjuster.

Пьезодвигатели (пьезоактюаторы, пьезопреобразователи) нано- и микроперемещений применяют в нанотехнологическом, нанобиологическом и астрономическом оборудовании, в микроэлектронике и фотонике для прецизионного совмещения, компенсации температурных и гравитационных деформаций. Одним из наиболее перспективных пьезодвигателей (ПД) нано- и микроперемещений является многослойный (составной) ПД, обеспечивающий нанометрическую точность в диапазоне десятков микрометров и полосу пропускания в сотни герц [1—6].

К системе управления нано- и микрометрической деформацией многослойного ПД предъявляются жесткие требования по отсутствию автоколебаний и по устойчивости системы, так как рабочий режим прецизионной электромеханической системы нано- и микроперемещений без обеспечения устойчивости системы управления деформацией может оказаться вообще нереализуемым. Передаточные функции ПД [3—5] позволяют рассчитать с учетом нагрузки и корректирующих обратных связей динамические характеристики многослойного ПД в системе управления. В настоящее время актуальными являются задачи обеспечения устойчивости и качества систем управления деформацией многослойного ПД нано- и микроперемещений.

При использовании многослойных ПД нано- и микроперемещений из малогистерезисной отечественной пьезокерамики ЦТС на основе цирконата и титаната свинца или японской пьезокерамики P-5E и P-7 фирмы MURATA с гистерезисом деформации менее 5 % [1, 2] при расчете систем управления деформацией при построении астатических систем управления ПД нано- и микроперемещений применяют критерий устойчивости Найквиста, который позволяет с использованием логарифмических амплитудно-частотных характеристик (ЛАЧХ) получить их для скорректированной системы управления ПД. При использовании многослойных ПД из пьезокерамики ЦТС или PZT с гистерезисом деформации, превышающим 5 % на 5÷25 %, применяют критерий абсолютной устойчивости Якубовича для определения ЛАЧХ скорректированной системы управления деформацией многослойного ПД [4, 7—14].

Основным параметром внешней нагрузки ПД является ее жесткость, т. е. отношение силы упругой реакции нагрузки к ее деформации. В зависимости от жесткости нагрузки выбирают конструктивные параметры ПД. Сборка ПД нано- и микроперемещений заключается в предварительном сжатии для выбора зазоров составного пьезопреобразователя и стягивании его с предварительно деформированным упругим элементом в виде шпильки, пружины или мембраны. Многослойный ПД можно получить, используя тонкопленочную или толстопленочную технологии.

После армирования при внешней упругой нагрузке перемещение многослойного ПД уменьшается [5, 6], что видно из уравнения обратного пьезоэффекта

$$S_3 = d_{33}E_3 + s_{33}^E T_3. \qquad (1)$$

Здесь $S_3 = \xi/l$ — относительная деформация многослойного ПД при продольном пьезоэффекте по оси 3 (ее направление совпадает с направлением оси P поляризации, а взаимно перпендикулярные оси 1 и 2 перпендикулярны к оси 3), где ξ — деформация;

$l = n\delta$ — длина многослойного ПД (n — число пьезослоев, δ — толщина пьезослоя или пьезопластины); d_{33} — пьезомодуль при продольном пьезоэффекте; $E_3 = U/\delta$ — напряженность электрического поля в ПД (U — напряжение на электродах ПД); $s_{33}^E = 1/E_u$ — упругая податливость пьезодвигателя при E = const при управлении от источника напряжения (E_u — модуль Юнга ПД при E = const); $T_3 = -F/S_0$ — механическое напряжение в ПД ($F = F_0 + C_a\xi + C_l\xi$ — внешняя сила; $F_0 = \sigma_a S_0$ — сила первоначального поджатия упругим элементом; σ_a — механическое напряжение первоначального армирования; S_0 — площадь ПД; C_a — жесткость армирующего элемента; C_l — жесткость нагрузки).

Так как приведенная жесткость упругого элемента $C_e = C_a + C_l$, то из выражения (1) получим:

$$\xi = \frac{d_{33} n U - \frac{\sigma_a l}{E_u}}{1 + \frac{C_a + C_l}{C_{33}}} = \frac{l\left(d_{33}E_3 - \frac{\sigma_a}{E_u}\right)}{1 + \frac{C_e}{C_{33}}}, \quad (2)$$

где $C_{33} = \frac{E_u S_0}{l} = \frac{S_0}{s_{33}^E l}$ — жесткость ПД при продольном пьезоэффекте.

Так как механическое напряжение первоначального армирования для каждого образца ПД имеет определенную постоянную величину, то перемещение ПД в зависимости от первоначального армирования получает постоянное смещение, не зависящее от подаваемого на ПД электрического напряжения. Следовательно, амплитуда перемещения армированного многослойного ПД при внешней упругой нагрузке уменьшается; определить ее можно по формулам:

$$\Delta l = \frac{d_{33} n U_m}{1 + \frac{C_a + C_l}{C_{33}}} = \frac{l d_{33} E_{3m}}{1 + \frac{C_e}{C_{33}}}, \quad (3)$$

или

$$\Delta l = \frac{\Delta l_m}{1 + \frac{C_e}{C_{33}}}, \quad (4)$$

где $\Delta l_m = d_{33} n U_m$ — амплитуда перемещения многослойного ПД до армирования; U_m — амплитуда напряжения на электродах ПД; $E_{3m} = U_m/\delta$ — амплитуда напряженности электрического поля в ПД.

Для многослойных ПД из пьезокерамики ЦТС различных конструктивных исполнений основные величины, входящие в формулы (1)÷(4), имеют следующие значения: $d_{33} = (4 \div 6)10^{-10}$ м/В, $E_{3m} = (5 \div 6)10^5$ В/м, $E_u = (1{,}0 \div 2{,}5) \times 10^{10}$ Н/м^2.

Динамические характеристики ПД рассчитывают совместным решением волнового уравнения и уравнения пьезоэффекта при нулевых начальных и соответствующих граничных условиях. В ряде случаев на ПД действует упругоинерционная нагрузка в виде упругого элемента (пружины, мембраны) и приведенной инерционной массы элемента нагрузки (координатного стола, сканирующего элемента) с параметрами: C_e — приведенная жесткость упругого элемента; M_i — масса нагрузки, приведенная к торцу многослойного ПД при $x = l$, где x — ось перемещения нагрузки. При продольном пьезоэффекте направление оси x совпадает с направлением оси 3, при поперечном — с направлением оси 1. Например, при ПД с одним закрепленным торцом при $x = 0$ получаем $\xi(0, t) = 0$, а при упругоинерционной нагрузке на многослойный ПД при $x = 1$ имеем $\xi(l, t) = \xi(t)$. С учетом граничных условий уравнение сил на втором торце ПД имеет вид:

$$T_3(t) S_0|_{x=l} = -M_i \frac{\partial^2 \xi(t)}{\partial t^2} - C_e \xi(t),$$

где M_i — масса нагрузки.

Запишем преобразование Лапласа:

$$\Xi(x, p) = L\{\xi(x, t)\} = \int_0^\infty \xi(x, t) e^{-pt} dt,$$

где p — оператор Лапласа.

Из уравнения (1) обратного пьезоэффекта с учетом сил, действующих на торец многослойного ПД [3, 5], получаем:

$$\left.\frac{d\Xi(x, p)}{dx}\right|_{x=l} = d_{33}E_3(p) - \frac{s_{33}^E M_i p^2 \Xi(p)}{S_0} - \frac{s_{33}^E C_e \Xi(p)}{S_0}, \quad (5)$$

где $\Xi(p)$, $\Xi(x, p)$ — преобразования Лапласа перемещения торца и перемещения сечения многослойного ПД при нулевых начальных условиях; $E_3(p)$ — преобразования Лапласа напряженности электрического поля по оси 3 при нулевых начальных условиях.

Если один торец многослойного ПД жестко закреплен при $x = 0$, то с учетом уравнения (5) имеем:

$$\Xi(x, p) = \frac{\Xi(p)\mathrm{sh}(x\gamma)}{\mathrm{sh}(l\gamma)};$$

$$\left.\frac{d\Xi(x, p)}{dx}\right|_{x=l} = \frac{\Xi(p)\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)};$$

$$\gamma = \frac{p}{c^E} + \alpha.$$

Получим выражение для структурно-параметрической модели многослойного ПД, армированного упругим элементом и закрепленного одним торцом, при продольном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке:

$$\frac{\Xi(p)\gamma}{\mathrm{th}(l\gamma)} + \frac{\Xi(p) s_{33}^E M_i p^2}{S_0} + \frac{\Xi(p) s_{33}^E C_e}{S_0} = d_{33}E_3. \quad (6)$$

Выражению (6) соответствует передаточная функция многослойного ПД в виде:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{E_3(p)} = \frac{d_{33}}{s_{33}^E M_i p^2 / S_0 + \gamma / \mathrm{th}(l\gamma) + C_e / S_0}.$$

Обозначив жесткость многослойного ПД при продольном пьезоэффекте как $C_{33} = S_0/(s_{33}^E l) = m(c^E)^2/l^2$, где m — масса ПД, получим передаточную функцию ПД, закрепленного одним торцом, при продольном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке как электромеханической системы с распределенными параметрами:

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{nd_{33}}{(RnC_0p+1)\times} \rightarrow \rightarrow \frac{}{\times\left[\frac{M_i p^2}{C_{33}} + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma) + \frac{C_e}{C_{33}}\right]},$$

где $U_0(p)$ — преобразование Лапласа напряжения источника питания; R — сопротивление согласующих цепей; C_0 — емкость пьезопластины в многослойном ПД.

Используя аппроксимацию гиперболического котангенса двумя членами степенного ряда, для передаточной функции многослойного ПД при продольном пьезоэффекте для упругоинерционной нагрузки при $m \ll M_i$, где m, M_i — массы ПД и нагрузки, в диапазоне частот $0 < \omega < 0{,}01c^E/l$ получаем выражение

$$W_2(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{d_{33}n}{(RnC_0p+1)\left(1+\frac{C_e}{C_{33}}\right)\times} \rightarrow \rightarrow \frac{}{\times\,(T_{33}^2p^2 + 2T_{33}\xi_{33}p + 1)},$$

где $C_{33} = \dfrac{S_0}{s_{33}^E l}$; $T_{33} = \sqrt{\dfrac{M_i}{C_e + C_{33}}}$ и $\xi_{33} = \dfrac{\alpha l^2 C_{33}}{3c^E\sqrt{M_i(C_e + C_{33})}}$ — постоянная времени и коэффициент затухания многослойного ПД при продольном пьезоэффекте и инерционной нагрузке.

Аналогично для многослойного ПД, закрепленного одним торцом, при поперечном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке ПД (напряженность электрического поля и вектор поляризации направлены по оси 3, деформация нагрузки — по оси 1) получаем выражение передаточной функции

$$W_2(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{d_{31}l/\delta}{(RnC_0p+1)\times} \rightarrow \rightarrow \frac{}{\times\left\{\frac{M_i p^2}{C_{11}} + l\gamma\,\mathrm{cth}(l\gamma)\frac{C_e}{C_{11}}\right\}},$$

где $C_{11} = S_0/(s_{11}^E l)$ — жесткость ПД при поперечном пьезоэффекте ($l = nh$ — длина ПД, h — высота пьезопластины).

На низких частотах $0 < \omega < 0{,}01c^E/l$ соответствующее выражение передаточной функции для ПД, закрепленного одним торцом, при поперечном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке при $m \ll M_i$ имеет вид:

$$W_2(p) = \frac{\Xi(p)}{U_0(p)} = \frac{d_{31}nh/\delta}{(RnC_0p+1)\left(1+\frac{C_e}{C_{11}}\right)\times} \rightarrow \rightarrow \frac{}{\times\,(T_{11}^2p^2 + 2T_{11}\xi_{11}p + 1)},$$

где $T_{11} = \sqrt{\dfrac{M_i}{C_e + C_{11}}}$ и $\xi_{11} = \dfrac{\alpha l^2 C_{11}}{3c^E\sqrt{M_i(C_e + C_{11})}}$ — постоянная времени и коэффициент затухания ПД при поперечном пьезоэффекте и упругоинерционной нагрузке.

Следовательно, передаточная функция многослойного ПД, закрепленного одним торцом, для инерционной или упругоинерционной нагрузки при $m \ll M_i$ в диапазоне рабочих частот $0 < \omega < 0{,}01c^E/l$ имеет вид:

$$W_t(p) = \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \frac{k}{T_t^2p^2 + 2T_t\xi_t p + 1},$$

где $U(p)$ — преобразование Лапласа напряжения на обкладках многослойного ПД; $T_y = T_{33}$, T_{11} и $\xi_t = \xi_{33}$, ξ_{11} — постоянные времени и коэффициенты затухания колебательного звена многослойного ПД при продольном и поперечном пьезоэффектах; k — коэффициент передачи ПД [при продольном пьезоэффекте $k = \dfrac{d_{33}n}{1 + C_e/C_{33}}$, при поперечном пьезоэффекте $k = \dfrac{d_{31}nh/\delta}{1 + C_e/C_{11}}$, где δ и h — толщина и высота пьезослоя (пьезопластины)].

При эксплуатации пьезодвигателя необходимо учитывать емкостный характер нагрузки при подключении многослойного ПД к схеме управления.

При использовании многослойного ПД из пьезокерамики ЦТС или Р-5Е, Р-7 с гистерезисом менее 5 % [1, 2] для обеспечения устойчивости системы управления деформацией применяем критерий Найквиста (рис. 1).

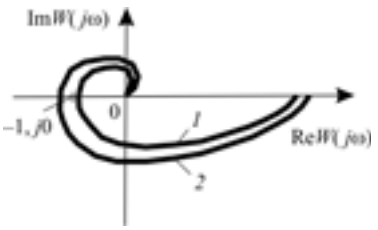


Рис. 1. Критерий устойчивости Найквиста системы управления пьезодвигателем нанoперемещений

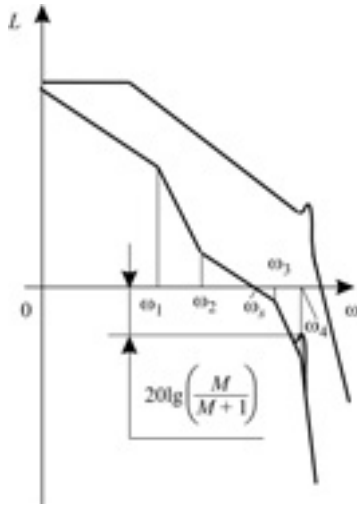


Рис. 2. ЛАЧХ скорректированной системы управления пьезодвигателем наноперемещений при упругоинерционной нагрузке

При построении астатической системы управления ПД нано- и микроперемещений [10] для упругоинерционной нагрузки ПД получим частоту среза $\omega_s = 1/T_s$ (рис. 2), при которой ЛАЧХ разомкнутой системы пересекает ось частот под углом наклона, соответствующим −20 дБ/дек.

При упругоинерционной нагрузке многослойного ПД и массе нагрузки, значительно превышающей массу пьезодвигателя ($M_i \gg m$), передаточная функция пьезодвигателя имеет вид:

при продольном пьезоэффекте

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \frac{nd_{33}}{(RnC_0p+1)(1+C_e/C_{33})\times} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{}{\times\,(T_{33}^2p^2 + 2T_{33}\xi_{33}p + 1)}, \quad (7)$$

где $C_{33} = S_0/(s_{33}^E l)$;

$T_{33} = \sqrt{M_i/(C_e + C_{33})}$;

$\xi_{33} = \alpha l^2 C_{33}/(3c^E\sqrt{M_i(C_e + C_{33})})$;

при поперечном пьезоэффекте

$$W(p) = \frac{\Xi(p)}{U(p)} = \frac{nd_{31}h/\delta}{(RnC_0p+1)(1+C_e/C_{11})\times} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{}{\times\,(T_{11}^2p^2 + 2T_{11}\xi_{11}p + 1)}, \quad (8)$$

где $C_{11} = S_0/(s_{11}^E l)$;

$T_{11} = \sqrt{M_i/(C_e + C_{11})}$;

$\xi_{11} = \alpha l^2 C_{11}/(3c^E\sqrt{M_i(C_e + C_{11})})$.

Согласно выражениям (7) и (8) передаточная функция разомкнутой системы управления многослойными ПД без корректирующих устройств имеет вид:

$$W_d(p) = \frac{k_d}{(T_ap+1)(T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1)},$$

где k_d — коэффициент передачи разомкнутой системы управления многослойным ПД; $T_a = RnC_0$ — постоянная времени его апериодического звена; T_t и ξ_t — постоянная времени и коэффициент затухания колебательного звена многослойного ПД.

Логарифмическую амплитудно-частотную характеристику разомкнутой системы управления многослойным ПД при упругоинерционной нагрузке для астатических систем управления [10] с заданным показателем M колебательности выбираем следующих типов (рис. 3, *а—г*): 1—2—4; 1—3; 1—2—1—2—4; 2—1—2—4, где обозначения 1, 2, 3, 4 соответствуют отрицательному наклону ЛАЧХ, равном соответственно −20, −40, −60, −80 дБ/дек., причем $\omega_1 \div \omega_4$ — сопрягающие частоты (в точках сопряжения участков ЛАЧХ). Для обеспечения устойчивости системы управления многослойным ПД нано- и микроперемещений частота ω_s среза находится на участке с наклоном −20 дБ/дек.

Для скорректированной логарифмической ЛАЧХ типа 1—2—4 (см. рис. 3, *а*) с передаточной функцией скорректированной разомкнутой системы управления многослойным ПД $W_c(p) = 1/[T_sp(T_ap+1)(T_t^2p^2 + 2T_t\xi_tp + 1)]$ получаем передаточную

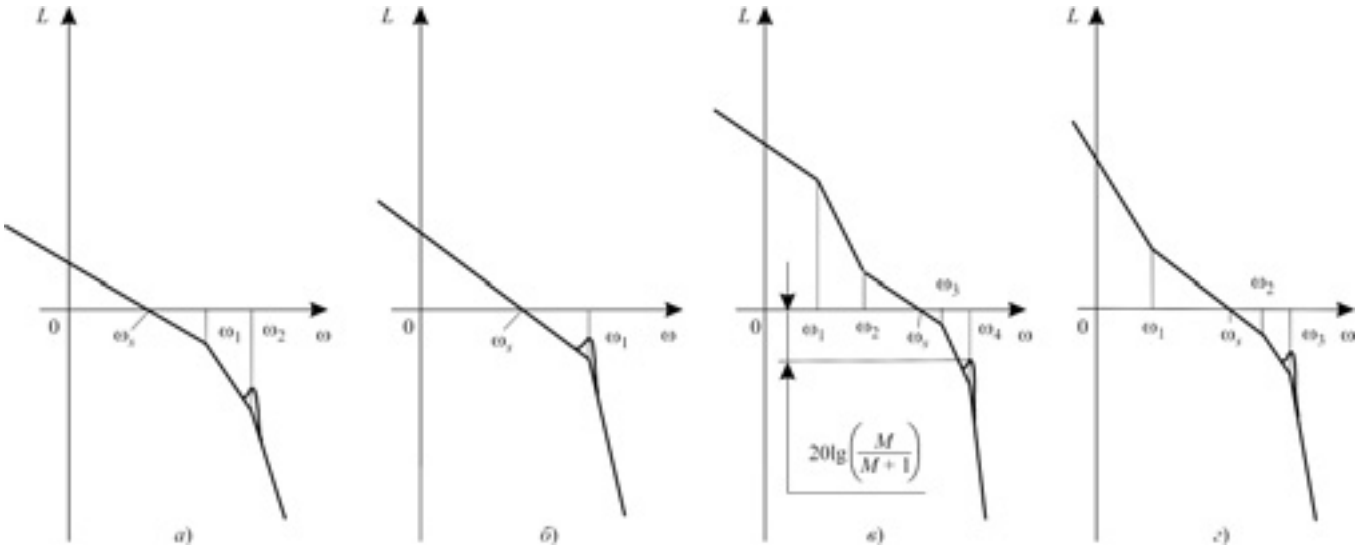


Рис. 3. ЛАЧХ астатической системы управления многослойным пьезодвигателем наноперемещений при упругоинерционной нагрузке

функцию корректирующего устройства в виде:

$$W_k(p) = \frac{W_c(p)}{W_d(p)} = \frac{1}{k_d T_s p}.$$

Для скорректированной ЛАЧХ типа 1—3 (см. рис. 3, *б*) с передаточной функцией скорректированной разомкнутой системы $W_c(p) = 1/[T_s p(T_t^2 p^2 + 2T_t \xi_t p + 1)]$ имеем передаточную функцию корректирующего устройства

$$W_k(p) = \frac{W_c(p)}{W_d(p)} = \frac{T_a p + 1}{k_d T_s p}.$$

С учетом показателя M колебательности системы управления для модуля передаточной функции скорректированной разомкнутой системы управления многослойным ПД имеем ограничение: $\mathrm{Mod}\, W_c\ (j\omega) < M/(M+1)$. Тогда для ЛАЧХ скорректированной разомкнутой системы управления пьезодвигателем получим:

$$L_c(\omega) < 20\lg\left(\frac{M}{M+1}\right).$$

Соответственно резонансный пик ЛАЧХ скорректированной разомкнутой системы расположен ниже прямой $L_c(\omega) = 20\lg[M/(M+1)]$.

Для ЛАЧХ типа 1—2—1—2—4 (см. рис. 3, *в*) имеем сопрягающие частоты: $\omega_1 = 1/T_1$; $\omega_2 = 1/T_2 = \omega_s(M-1)/M$; $\omega_3 = 1/T_3 = \omega_s(M+1)/M$; $\omega_4 = 1/T_4 = 1/T_t$, где T_1, T_2, T_3, T_4 — постоянные времени, T_t — постоянная времени колебательного звена многослойного ПД при упругоинерционной нагрузке. Аналогичные выражения получим и для сопрягающих частот ЛАЧХ типа 2—1—2—4 (см. рис. 3, *г*).

При применении многослойных ПД из пьезокерамик ЦТС-19, ЦТС-21, PZT-4, PZT-8 с гистерезисом 10÷30 % необходимо его учитывать при обеспечении устойчивости системы управления ПД, так как в последней возможно возникновение автоколебаний.

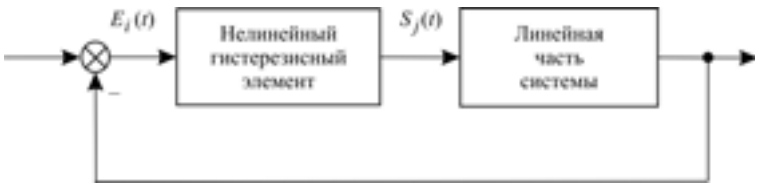


Рис. 4. Обобщенная структурная схема системы управления деформацией пьезодвигателя нанoперемещений

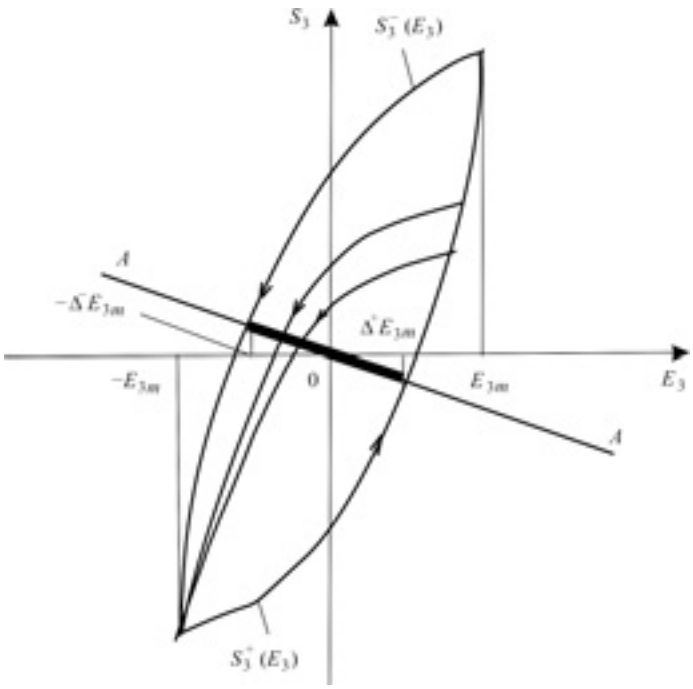


Рис. 5. Гистерезисная петлевая характеристика деформации пьезодвигателя нанoперемещений при пьезоэлектрическом эффекте

Рассмотрим абсолютную устойчивость системы управления ПД (рис. 4) при продольном и поперечном пьезоэффектах па основе критерия Якубовича [4, 7—9], являющегося развитием критерия абсолютной устойчивости Попова. При описании деформационного гистерезиса используем общепринятую классическую модель Прейзаха [11—13]. Тогда для системы управления имеем передаточную функцию линейной части системы и гистерезисную функцию многослойного ПД.

При описании системы автоматического управления используем передаточную функцию $W(p)$ линейной части системы и гистерезисную функцию S_3 пьезодвигателя. Гистерезисная нелинейность многослойного ПД при продольном пьезоэффекте (рис. 5) в общем виде описывается выражением

$$S_3 = F\left[E_3\big|_0^t,\ t,\ S_3(0),\ \mathrm{sign}\,\dot{E}_3\right], \quad (9)$$

согласно которому значение функции S_3 в каждой точке t зависит от поведения функции $E_3(t)$ напряженности электрического поля на промежутке $[0, t]$, от t и от начального значения $S_3(0)$ и знака скорости $\dot{E}_3(t)$ изменения напряженности электрического поля. При этом $S_3(0)$ должно принадлежать некоторому дополнительно заданному множеству $L_3[E_3(0)]$, зависящему в общем случае от $E_3(0)$. Коэффициент ν_{33} усиления при продольном пьезоэффекте определяем по гистерезисной статической характеристике многослойного ПД нано- и микроперемещений,

измеренной при максимально допустимой напряженности его электрического поля. Коэффициент ν_{33} равен максимальному тангенсу угла наклона касательной к гистерезисной нелинейности. Гистерезисную петлю многослойного ПД при продольном пьезоэффекте обходят против часовой стрелки. Стационарным множеством положений равновесия в системе управления деформацией многослойного ПД является выделенный на рис. 5 отрезок прямой *AA*.

Условие абсолютной устойчивости систем с гистерезисными характеристиками деформации многослойных ПД при продольном пьезоэффекте [4, 7—9] имеет вид:

$$\mathrm{Re}\, W(j\omega) + \nu_{33}^{-1} \geqslant 0,$$

где $W(j\omega)$ — частотная передаточная функция линейной части системы управления. Этот частотный критерий абсолютной устойчивости прост и удобен для синтеза корректирующих устройств системы управления ПД. Для многослойного ПД нано- и микроперемещений из ЦТС-19 при продольном пьезоэффекте максимальный тангенс угла касательной к гистерезисной нелинейности соответствует $\nu_{33} = 1$ нм/В.

Аналогично выражению (9) описание гистерезисной нелинейности многослойного ПД при поперечном пьезоэффекте имеет вид:

$$S_1 = F\left[E_3\big|_0^t,\ t,\ S_1(0),\ \mathrm{sign}\, \dot{E}_3 \right].$$

Причем значение функции S_1 в каждой точке t зависит от поведения функции $E_3(t)$ на промежутке $[0, t]$, от t и от начального значения $S_1(0)$ и знака скорости $\dot{E}_3(t)$ изменения напряженности электрического поля. При этом $S_1(0)$ должно принадлежать некоторому дополнительно заданному множеству $L_1[E_3(0)]$, зависящему в общем случае от $E_3(0)$. Величину ν_{31} при поперечном пьезоэффекте определяют аналогично определению ν_{33} при продольном пьезоэффекте. Гистерезисную петлю также обходят против часовой стрелки. Условие абсолютной устойчивости систем с гистерезисными характеристиками многослойных ПД при поперечном пьезоэффекте имеет вид:

$$\mathrm{Re}\, W(j\omega) + \nu_{31}^{-1} \geqslant 0.$$

Для многослойного ПД нано- и микроперемещений из ЦТС-19 при поперечном пьезоэффекте максимальный тангенс угла касательной к гистерезисной нелинейности соответствует $\nu_{31} = 0{,}6$ нм/В.

Отношение тангенсов угла наклона касательной к гистерезисной нелинейности многослойного ПД при продольном и поперечном пьезоэффектах пропорционально отношению соответствующих пьезомодулей $\nu_{33}{:}\nu_{31} = d_{33}{:}d_{31}$.

В общем виде деформационный гистерезис пьезоэлектриков при знакопеременном напряжении на обкладках ПД (знакопеременной напряженности электрического поля) описывается зависимостями вида "петля" или "бабочка", что определяется составом пьезокерамики [12—14]:

при электромеханической деформации пьезодвигателя из ЦТС-19 преобладает пьезоэлектрический эффект — зависимость "петля" (см. рис. 5) для пьезодвигателей ПП-4, П3, П6 [1, 4];

при электромеханической деформации пьезодвигателя из пьезокерамики 8/65/35 PLZT преобладает электрострикционный эффект — зависимость "бабочка" (рис. 6), на которой показана гистерезисная петля — частный цикл для однополярного изменения напряженности электрического поля [13, 14]. Этот режим часто используют в системах управления нано- и микроперемещениями, когда начало координат переносят в точку O' и деформацию электроупругого двигателя рассматривают в новой системе координат $S_3' O' E_3'$, а для оценки устойчивости системы справедлив критерий Якубовича [4, 7—9].

Преобразуем критерий абсолютной устойчивости системы управления многослойным ПД нано- и микроперемещений к виду, соответствующему рис. 7:

$$\mathrm{Re}\nu W(j\omega) + 1 \geqslant 0.$$

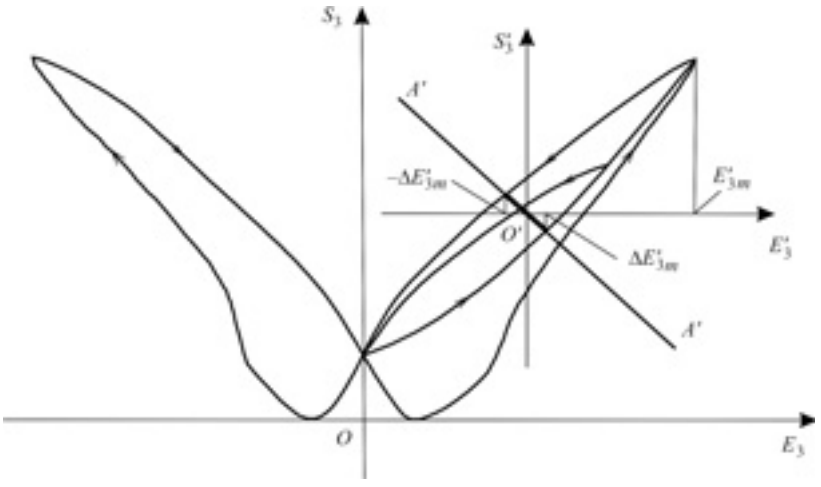


Рис. 6. Характеристика вида "бабочка" деформации двигателя нанoперемещений при электрострикционном эффекте

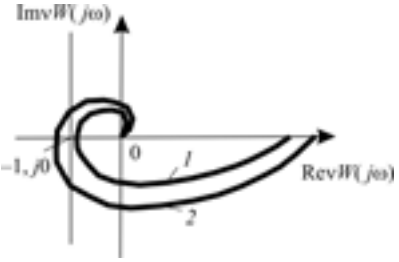


Рис. 7. Критерий абсолютной устойчивости системы управления деформацией пьезодвигателя нанoперемещений

Величины $\nu = \nu_{33}$ при продольном пьезоэффекте и $\nu = \nu_{31}$ при поперечном пьезоэффекте определяем по гистерезисной статической характеристике многослойного ПД нано- и микроперемещений, измеренной при максимально допустимой напряженности электрического поля в многослойном ПД. Как было указано ранее, для ПД из ЦТС-19 при продольном пьезоэффекте $\nu = \nu_{33} \approx 1$ нм/В, при поперечном пьезоэффекте $\nu = \nu_{31} \approx 0{,}6$ нм/В.

Геометрически на плоскости амплитудно-фазовой характеристики разомкнутой системы, получаемой из исходной нелинейной системы заменой нелинейного элемента линейным элементом с коэффициентом ν усиления, частотная характеристика $\nu W(j\omega)$ разомкнутой системы для всех $\omega \geqslant 0$ должна располагаться правее прямой $\mathrm{Re}\,\nu W(j\omega) = -1$ (см. рис. 7), где для системы *1* условия абсолютной устойчивости выполняются, а для системы *2* — не выполняются. Критерий абсолютной устойчивости системы на плоскости логарифмической частотной характеристики разомкнутой линеаризованной системы $\nu W(j\omega)$ в декартовой системе координат $L(\omega) = Q[\varphi(\omega)]$, где $L(\omega) = 20\lg|\nu W(j\omega)|$ — логарифмическая амплитудно-частотная характеристика, $\varphi(\omega)$ — логарифмическая фазовая частотная характеристика (ФЧХ), формулируется следующим образом: для абсолютной устойчивости системы достаточно, чтобы скорректированная ЛАЧХ $L_c(\omega) = Q[\varphi(\omega)]$ разомкнутой линеаризованной системы управления многослойным ПД для всех $\omega \geqslant 0$ располагалась ниже граничной кривой $L_l(\omega) = 20\lg|1/\cos\varphi|$ (рис. 8), которая является отображением прямой $\mathrm{Re}\,\nu W(j\omega) = -1$.

Когда ЛАЧХ $L(\omega) = Q[\varphi(\omega)]$ пересекает $L_l(\omega) = 20\lg|1/\cos\varphi|$, возникает задача добавления в систему корректирующего устройства, при наличии которого условие абсолютной устойчивости выполняется (см. рис. 8); аналогично на плоскости ЛАЧХ и ФЧХ разомкнутой системы для системы *1* условия абсолютной устойчивости выполняются, а для системы *2* — не выполняются. Соответственно с учетом условий абсолютной устойчивости получаем при упругоинерционной нагрузке ПД для $M_i \gg$ m частоту среза $\omega_s = 1/T_s$ (рис. 9), при которой ЛАЧХ линейной части разомкнутой системы пересекает ось частот под углом, соответствующим −20 дБ/дек.

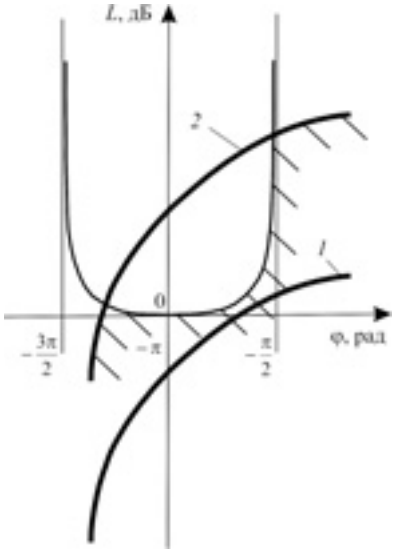


Рис. 8. Критерий абсолютной устойчивости системы управления деформацией пьезодвигателя наноперемещений на плоскости ЛАЧХ и ФЧХ разомкнутой системы

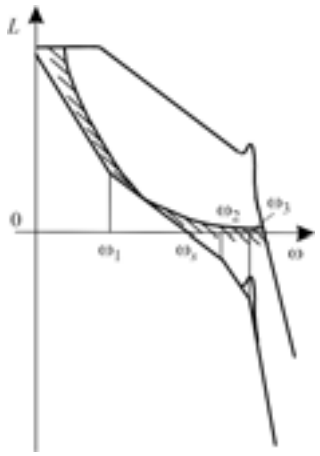


Рис. 9. ЛАЧХ астатической системы управления многослойным пьезодвигателем наноперемещений при упругоинерционной нагрузке с учетом критерия абсолютной устойчивости

Абсолютную устойчивость системы управления деформацией многослойного ПД при случайном воздействии исследуем на основе критерия Якубовича [4, 7—9], который для системы управления деформацией многослойного ПД с гистерезисной характеристикой (см. рис. 5 и 6) формулируется так: для того, чтобы нелинейная система управления под внешним воздействием, содержащим случайную составляющую $f(t) = m_f(t) + f^0(t)$, при $|m_f(t)| \leqslant R_f$, где R_f — верхняя оценка модуля математического ожидания m_f, была абсолютно устойчивой относительно математических ожиданий, достаточно, чтобы при всех $\omega \geqslant 0$ выполнялось условие $\mathrm{Re}\,\nu_{ij} W(j\omega) + 1 \geqslant 0$ (где $i = 1, 2, 3$; $j = 1, 2, \ldots, 6$ — индексы; $W(j\omega)$ — частотная передаточная функция линейной части системы управления) и производная нелинейной характеристики удовлетворяла неравенству

$$0 < \frac{\partial m_{S_j}(m_{E_i}, \sigma_{E_i})}{\partial m_{E_i}} < \nu_{ij}. \quad (10)$$

Дисперсию $\sigma^2_{E_i}$ можно оценить посредством дисперсии внешнего воздействия, т. е. $\sigma^2_{E_i} \leqslant k^2_\sigma \sigma^2_f$, где k_σ — взаимная корреляционная функция f и E_i. Если среднеквадратичное отклонение σ_{E_i} заменить его верхним значением, то двойное неравенство (10) примет вид:

$$0 < \frac{\partial m_{S_j}(m_{E_i}, k_\sigma \sigma_f)}{\partial m_{E_i}} < \nu_{ij}.$$

Тогда

$$\frac{\partial m_{S_j}}{\partial m_{E_i}} = \frac{1}{2\sigma^2_{E_i}} \int_{-\infty}^{+\infty} (E_i - m_{E_i}) \times$$

$$\times [S_j^+(E_i) + S_j^-(E_i)] \times$$

$$\times \frac{1}{\sigma_{E_i}\sqrt{2\pi}} \mathrm{e}^{-\frac{(E_i - m_{E_i})^2}{2\sigma^2_{E_i}}} \mathrm{d}E_i, \quad (11)$$

где $S_j^+(E_i)$, $S_j^-(E_i)$ — восходящая и нисходящая ветви гистерезисной петли ПД.

Для многослойного ПД вершины основных гистерезисных петель находятся на начальной кривой $S_j = F_1(E_i)$, причем $S_{j_m} = d_{ij_m} E_{i_m}$, где d_{ij_m} — максимальное значение пьезомодуля многослойного ПД ($d_{ij_m} = d_{33_m}$ — при продольном пьезоэффекте, $d_{ij_m} = d_{31_m}$ при поперечном пьезоэффекте). Следовательно, выражение (11) для производной нелинейной характеристики преобразуется к виду:

$$\frac{\partial m_{S_j}}{\partial m_{E_i}} = \frac{1}{\sigma^2_{E_i}} \int_{-\infty}^{+\infty} (E_i - m_{E_i}) F_1(E_i) \times$$

$$\times \frac{1}{\sigma_{E_i}\sqrt{2\pi}} \mathrm{e}^{-\frac{(E_i - m_{E_i})^2}{2\sigma^2_{E_i}}} \mathrm{d}E_i. \quad (12)$$

Начальная кривая многослойного ПД при обратном пьезоэффекте имеет вид:

$$F_1(E_i) = d^0_{ij} E_i + a_{ij} E_i^3, \quad (13)$$

причем максимальное значение пьезомодуля определяется выражением

$$d_{ij_m} = d^0_{ij} + a_{ij} E^2_{i_m},$$

где d^0_{ij} — начальное значение пьезомодуля, a_{ij} — коэффициенты степенного полинома.

Для многослойных ПД из ЦТС-19 имеем следующие значения: при продольном пьезоэффекте: $d^0_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $a_{33} = 3{,}1 \cdot 10^{-22}$ м^3/В; при поперечном пьезоэффекте $d^0_{31} = 2 \cdot 10^{-10}$ м/В, $a_{31} = 1{,}4 \cdot 10^{-22}$ м^3/В.

С учетом зависимостей (12) и (13) получим производную нелинейной характеристики:

$$\frac{\partial m_{S_j}}{\partial m_{E_i}} = \frac{1}{\sigma^2_{E_i}} \int_{-\infty}^{+\infty} (E_i - m_{E_i}) \times$$

$$\times d_{ij_m} E_i \frac{1}{\sigma_{E_i}\sqrt{2\pi}} \mathrm{e}^{-\frac{(E_i - m_{E_i})^2}{2\sigma^2_{E_i}}} \mathrm{d}E_i.$$

Методом статической линеаризации оценим при $m_{E_i} = 0$ частные производные относительного перемещения по напряженности электрического поля:

$$\frac{\partial m_{S_j}}{\partial m_{E_i}} = \frac{1}{\sigma^2_{E_i}} \int_{-\infty}^{+\infty} d_{ij_m} E_i^2 \times$$

$$\times \frac{1}{\sigma_{E_i}\sqrt{2\pi}} \mathrm{e}^{-\frac{E_i^2}{2\sigma^2_{E_i}}} \mathrm{d}E_i = d_{ij_m},$$

где $0 < d_{ij_m} < \nu_{ij}$.

Найденные условия абсолютной устойчивости системы управления деформацией многослойного ПД при случайных воздействиях позволяют выбирать корректирующие устройства системы управления.

Таким образом, определены условия абсолютной устойчивости системы управления деформацией многослойного пьезодвигателя при детерминированных и случайных воздействиях и рассчитаны передаточные функции корректирующих устройств этой системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Миронов В. Л.** Основы сканирующей зондовой микроскопии. М.: Техносфера, 2004. 144 с.

2. **Некоторые** физико-механические проблемы пьезоэлектрических актюаторов и области их применения / В. А. Акопьян, А. Е. Панич, А. Н. Соловьев, С. Н. Шевцов // Нано- и микросистемная техника. 2006. № 10. С. 35—40.

3. **Афонин С. М.** Решение матричных уравнений в задачах электроупругости для многослойных двигателей нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2011. № 9. С. 20—25.

4. **Афонин С. М.** Исследование абсолютной устойчивости систем автоматического управления пьезодвигателями наноперемещений // Вестник машиностроения. 2005. № 1. С. 24—27.

5. **Афонин С. М.** Расчет статических и динамических характеристик пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2009. № 4. С. 3—6.

6. **Физическая** акустика. Т. 1. Ч. А. Методы и приборы ультразвуковых исследований / Под ред. У. Мэзона. М.: Мир, 1966. 592 с.

7. **Наумов Б. Н.** Теория нелинейных автоматических систем. Частотные методы. М.: Наука, 1972. 544 с.

8. **Гелиг А. Х., Леонов Г. А., Якубович В. А.** Устойчивость нелинейных систем с неединственным состоянием равновесия. М.: Наука, 1978. 400 с.

9. **Нелинейные** системы. Частотные и матричные неравенства / Под ред. А. Х. Гелига, Г. А. Леонова, А. Л. Фрадкова. М.: Физматлит, 2008. 608 с.

10. **Бесекерский В. А., Попов Е. П.** Теория систем автоматического регулирования. М.: Профессия, 2004. 752 с.

11. **Preisach A.** Über die magnetische Nachwirkung // Zeitschrift für Physil. Berlin: Verlag von Julius Springer. 1935. D. 94. N 5 und 6. S. 277—302.

12. **Турик А. В.** К теории поляризации и гистерезиса сегнетоэлектриков // Физика твердого тела. 1963. Т. 5. № 4. С. 1213—1215.

13. **Турик А. В., Резниченко Л. А.** Сегнетокерамика в сильных электрических полях: электромеханический гистерезис, пьезоэффект и электрострикция. Обзор // Фазовые переходы, упорядоченные состояния и новые материалы. Ростов н/Д.: Ростовский университет. 2008. № 1. С. 1—4.

14. **Lynch V. S.** The effect of uniaxial stress on the electro-mechanical response of 8/63/35 PLZT // Acta materialia. 1996. V. 44. N 10. P. 4137—4148.

УДК 621.771

В. Г. БАЖЕНОВ, д-р физ.-мат. наук, М. С. БАРАНОВА, Д. В. ЖЕГАЛОВ, канд. техн. наук (НИИМ Нижегородского ГУ им. Н. И. Лобачевского), В. Ю. ЛАВРИНЕНКО, канд. техн. наук (МГИУ), Е. В. ПАВЛЕНКОВА, канд. физ.-мат. наук (НИИМ Нижегородского ГУ им. Н. И. Лобачевского), e-mail: lvg1@mail.mgiu.ru

Построение динамических диаграмм деформирования свинцовых заготовок методом прямого удара на газодинамической копровой установке*

Представлены методика построения динамических диаграмм деформирования свинцовых заготовок методом прямого удара на газодинамической копровой установке и диаграммы, построенные при скоростных условиях, соответствующих ковке на молотах.

Ключевые слова: удар, динамические диаграммы деформирования, метод прямого удара, ковка на молотах.

The technique of dynamic deformation of leaded blank parts curves development as applied to a frontal shock approach at the gas-dynamic pile driver and curves for speed criterions meeting conditions of drop hammer swaging were posed.

Keywords: blow, dynamic deformation curves, frontal shock approach, frontal shock approach.

Определение основных закономерностей и параметров ударного нагружения имеет большое значение для решения различных прикладных задач, например при ковке на молотах, которая является одним из основных способов получения качественных поковок деталей различных форм и размеров. Эксперименты по горячему деформированию стальных заготовок при ковке на молотах в лабораторных и производственных условиях трудоемки и требуют больших затрат. По данным Е. И. Семенова, Ф. Драстика, Ю. М. Чижикова и других исследователей горячее деформирование углеродистых и низколегированных сталей можно моделировать на свинцовых заготовках, а затем проверять на стальных заготовках в горячем состоянии. Свинец при нормальной температуре (20 °С) деформируется с одновременной рекристаллизацией, как и сталь при ковочных температурах. При этом диаграммы деформирования различных сталей в горячем состоянии и свинца качественно не отличаются.

Значения напряжения σ_s текучести свинца находятся в пределах от 5 до 55 МПа и зависят от химического состава, степени и скорости деформации. Деформация меньше 10 % оказывает существенное влияние на σ_s, а деформация больше 15 % — минимальное. Наибольшее влияние на напряжение σ_s свинца оказывает скорость деформации.

Применение существующих математических моделей при анализе состояний упруговязкопластических материалов ограничено сложностью измерений современными инструментальными средствами в связи с возникновением неодноосного и неоднородного напряженно-деформированного состояния (НДС), влиянием концентраторов напряжений и краевых эффектов.

Используемые в настоящее время экспериментально-аналитические методы определения механических свойств материалов основаны на упрощающих гипотезах, которые накладывают ограничения на форму заготовок и вид нагружения и позволяют получать характеристики упруговязкопластических материалов только при однородном и одноосном НДС.

В работе [1] описана экспериментально-расчетная методика идентификации упруговязкопластических свойств материалов путем совместного анализа результатов экспериментов и компьютерного моделирования процесса деформирования заготовок. Для экспериментальных исследований в диапазоне скоростей деформации $10^1 \div 10^4$ с$^{-1}$ применяют метод прямого удара на газодинамической копровой установке вертикального типа, некоторые технические параметры которой приведены ниже:

Нагрузка, кН	До 1800
Скорость деформации, с$^{-1}$	$10 \div 10^4$
Температура материала, °С	20
Начальная скорость удара, м/с	3÷50
Масса ударника, кг	3÷10

Для регистрации и обработки информации установка оснащена автоматизированным измерительным и управляющим комплексом NI 5102 фирмы "National Instruments" с высокоскоростными осциллографами. Для программной поддержки осциллографов использовали пакет графических программ LabVIEW.

Схема работы газодинамической копровой установки при испытаниях прямым ударом приведена на рис. 1. Заготовку *2*, установленную на мерном стержне *3*, деформируют с помощью ударника *1* и регистрируют его начальную скорость при соприкосновении с заготовкой. Тензометрический датчик, установленный на мерном стержне в сечении *А—А* на расстоянии $l^A \geqslant 2R_3$, регистрирует импульс e_z^A деформации на конце стержня с задержкой по времени t^*, равной суммарной продолжи-

* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009—2013 гг".

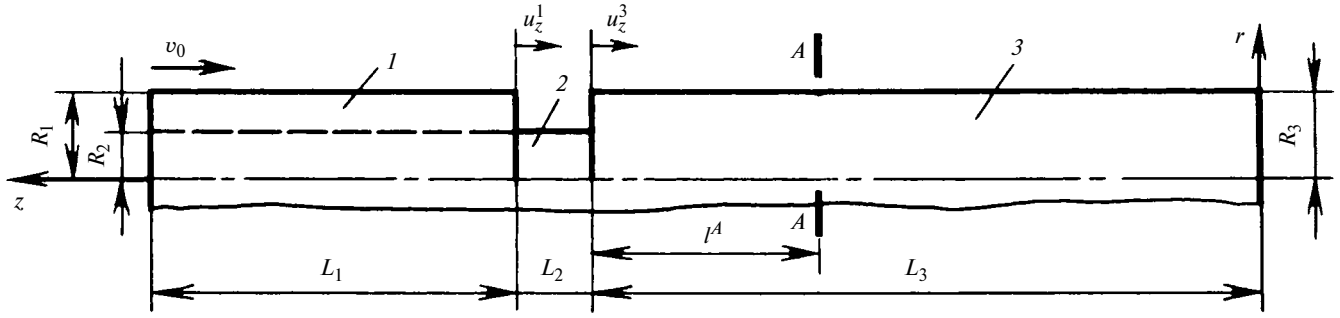


Рис. 1. Схема работы газодинамической копровой установки

тельности пробега волны сжатия вдоль образца и мерного стержня от места удара до тензометрического датчика.

При одномерной модели волнового процесса принимают следующие допущения:

отсутствуют поперечные колебания ударника, заготовки и мерного стержня;

ударник является абсолютно жестким;

НДС заготовки однородно вследствие малости размеров.

Осевую силу F_z^A и напряжение σ_z^A, возникающие в упругом мерном стержне в сечении A—A, определяют в соответствии с законом Гука:

$$\left.\begin{aligned} F_z^A &= \pi R_1^2 \sigma_z^A; \\ \sigma_z^A &= E e_z^A, \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

где E — модуль Юнга материала мерного стержня.

Изменение длины L_2 заготовки определяют по формуле

$$L_2 = L_{20} - (u_z^3 - u_z^1), \qquad (2)$$

где L_{20} — начальная длина заготовки; u_z^1 и u_z^3 — перемещения контактных поверхностей ударника и мерного стержня.

Перемещение u_z^3 контактной поверхности мерного стержня определяют по импульсу e_z^A упругой деформации, который регистрируется тензометрическим датчиком на мерном стержне:

$$u_z^3 = c \int_0^t e_z^A(t)\mathrm{d}t, \qquad (3)$$

где $c = \sqrt{E/\rho}$ — скорость упругой волны деформации в мерном стержне.

Перемещение u_z^1 контактной поверхности ударника определяют интегрированием уравнения движения

$$m^1 \ddot{u}_z^1 = F_z^A, \qquad (4)$$

где m^1 — масса ударника при заданных начальных условиях

$$\dot{u}_z^1\Big|_{t=0} = V_0; \quad u_z^1\Big|_{t=0} = 0.$$

По известной длине заготовки определяют условную ($\bar{e}_z$) и истинную (e_z) осевые деформации и скорость ($\dot{e}_z$) деформации в заготовке:

$$\left.\begin{aligned} \bar{e}_z &= \frac{L_2 - L_{20}}{L_{20}}; \\ e_z &= \ln\frac{L_2}{L_{20}} = \ln(1 + \bar{e}_z); \\ \dot{e}_z &= \frac{\mathrm{d}e_z}{\mathrm{d}t}. \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

Далее с учетом условия несжимаемости и изменения поперечного сечения вычисляют осевые напряжения в заготовке:

$$\sigma_z = \frac{F_z^A(1 - \bar{e}_z)}{S_{20}}, \qquad (6)$$

где $S_{20} = \pi R_{20}^2$ и R_{20} — начальные площадь и радиус заготовки.

Таким образом, обработка экспериментальной зависимости $F_z^A(t)$ осевых сил в мерном стержне от времени с учетом начальной скорости v_0 ударника в момент контакта с заготовкой позволяет построить зависимость $\sigma_z(e_z)$ осевого напряжения от осевой деформации в заготовке в экспериментальном диапазоне скоростей деформаций.

Если свойства материала не зависят от скорости деформации, зависимость $\sigma_z(e_z)$ принимают за диаграмму деформирования. При этом осевые напряжения σ_z равны напряжению σ_s текучести материала заготовки.

Для материалов, свойства которых зависят от скорости деформации, динамические диаграммы деформирования строят компьютерным моделированием осесимметричной задачи ударного на-

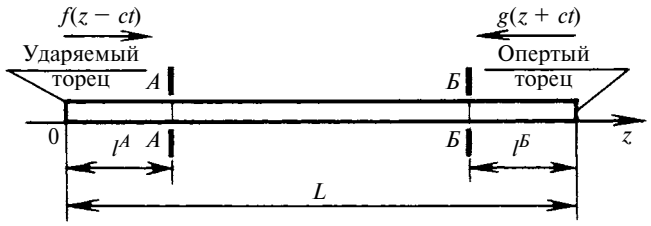


Рис. 2. Схема распространения волн деформаций в мерном стержне:
$f(z - ct)$ и $g(z + ct)$ — прямая и обратная (отраженная) волны деформаций; l^A и $l^Б$ — расстояния от торцов стержня до датчиков; L — длина стержня

гружения с учетом волновых процессов в системе "ударник—заготовка—мерный стержень" в пакете программ "Динамика-2" [2].

Методика построения диаграмм деформирования [формулы (1)—(6)] правомерна до момента возврата к ударяемому торцу мерного стержня импульса, отраженного от противоположного торца.

Для расширения возможностей предложенной методики на основе метода характеристик разработан алгоритм вычисления смещений ударяемого торца стержня по результатам замеров деформаций двумя датчиками вблизи ударяемого (рис. 2, сечение *А—А*) и опертого (сечение *Б—Б*) торцов мерного стержня при многократном прохождении волны деформаций.

Согласно общему решению волнового уравнения, скорости $\dot{u}_z$ и напряжения σ_z в каждой точке стержня в любой момент времени представляют в виде суммы двух волн скоростей и напряжений: прямой f и обратной g, распространяющихся навстречу друг другу от ударного и опертого торцов:

$$\left.\begin{aligned} \dot{u}(z, t) &= 1/2[f(z - ct) + g(z + ct)]; \\ \sigma(z, t) &= \rho c[f(z - ct) + g(z + ct)]. \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

Функции f и g определяют из начальных и граничных условий, которые при натурных исследованиях на мерном стержне газодинамической копровой установки неизвестны и подлежат определению.

Подставляя значения координат для датчиков в выражения (7) и учитывая закон Гука, получим:

$$Ee^A(t) \equiv \sigma(l^A, t) = \frac{\rho c}{2}[f(l^A - ct) - g(l^A + ct)];$$

$$Ee^Б(t) \equiv \sigma(L - l^Б, t) =$$

$$= \frac{\rho c}{2E}[f(L - l^Б - ct) - g(L - l^Б + ct)],$$

где e^A, $e^Б$ — импульсы деформации в сечениях *А—А* и *Б—Б*, определяемые при эксперименте.

Пока волна деформаций не отразилась от опертого торца мерного стержня, т. е. при $ct \leqslant L$, функция $g = 0$.

Значения функций f при $t \geqslant 0$ и g при $ct > L$ определяют по формулам:

$$f(l_1 - ct) = \frac{2E}{\rho c} e^A(t) + g(l_1 + ct);$$

$$g(L - l_2 + ct) = \frac{2E}{\rho c} e^Б(t) + f(L - l_2 - ct).$$

Далее по формулам (7) определяют скорости $\dot{u}_z$ перемещений и напряжения σ_z на торцах мерного стержня.

Подставив в формулы (1)—(6) вместо напряжения σ_z^A, определенного по тензометрическому датчику, напряжение σ_z на ударяемом торце стержня, строят зависимость $\sigma_z(e_z)$ осевого напряжения от осевой деформации материала при деформировании заготовки до остановки или отскока ударника. При этом принимают, что зависимость $\sigma_z(e_z)$ — диаграмма деформирования, а $\sigma_z = \sigma_s$.

На основе представленной экспериментально-расчетной методики построены динамические диаграммы (рис. 3; поз. *1*, *2*, *3*) деформирования при осадке свинцовых заготовок при скоростях деформации соответственно 153,3; 288,8 и 533,9 $с^{-1}$, имеющих место при горячем деформировании на ковочных молотах с падающими частями массой от 1 до 5 т и скоростью удара до 10 м/с.

В качестве материала заготовок использовали однородный прессованный свинец; его химический состав: Pb — 99,2 %, примеси (Sn, Sb, Ag и др.) — 0,8 %; степень деформации при прессовании — 0,44.

В таблице приведены основные данные экспериментов по осадке свинцовых заготовок на газодинамической копровой установке.

Геометрические параметры элементов установки: радиус и длина ударника — $R_1 = 3{,}75 \cdot 10^{-2}$ м, $L_1 = 0{,}24$ м; радиус и длина мерного стержня — $R_3 = 3{,}75 \cdot 10^{-2}$ м, $L_3 = 1{,}2$ м. Материал ударника и мерного стержня — сталь (модуль объем-

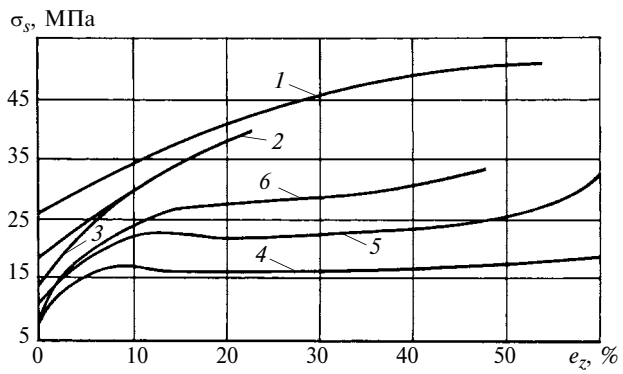


Рис. 3. Динамические (*1*÷*3*) и статические (*4*÷*6*) диаграммы деформирования свинца при скоростях деформации 153,3 (*1*); 288,8 (*2*); 533,9 (*3*); 10^{-2} (*4*); $1{,}4 \cdot 10^{-2}$ (*5*); $2 \cdot 10^{-2}$ $с^{-1}$ (*6*)

Основные данные экспериментов по осадке свинцовых заготовок

Опыт	Размеры заготовки, мм				Скорость ударника массой 10 кг, м/с	Скорость деформации, $с^{-1}$	Деформация заготовки, %
	до испытаний		после испытаний				
	L_{20}	D_{20}	L_{20}	D_{20}			
1	22,85	39,7	20,20	41,75 42,65 41,65	3,5	153,2	11,6
2	22,85	39,7	17,75	43,15 45,60 44,35	6,6	288,8	22,3
3	22,8	39,9	12,20	53,00 54,00 55,00	12,2	533,9	46,5

ного сжатия $K = 1{,}346 \cdot 10^5$ МПа, модуль сдвига $G = 8{,}467 \cdot 10^4$ МПа).

Из динамических диаграмм *1÷3* видно, что при увеличении скорости деформации в диапазоне 153,3÷533,9 $с^{-1}$ при деформации $e_z \approx 10$ % напряжение σ_s текучести резко возрастает от 30 до 33 МПа и продолжает увеличиваться при $e_z > 10$ % до 50 МПа практически независимо от скорости деформации. При этом напряжение σ_s текучести при увеличении e_z от 0 до 50 % возрастает от 28 до 50 МПа (см. рис. 3, поз. 1).

Кроме того, были проведены стандартные испытания (по ГОСТ 1497—84) свинцовых заготовок (диаметр и высота заготовки 40 мм) на осадку на универсальной испытательной машине МИУ-500.1К и построены статические диаграммы (см. рис. 3, поз. *4÷6*) деформирования при скоростях деформации соответственно 10^{-2}; $1{,}4 \cdot 10^{-2}$ и $2 \cdot 10^{-2}$ $с^{-1}$. При деформации $e_z \leqslant 10$ % напряжение σ_s текучести резко возрастало, а при $e_z > 10 \div 12$ % — оставалось практически постоянным и не зависело от e_z при всех данных скоростях деформации. Наибольшее влияние на σ_s оказывает скорость деформации, при увеличении которой от 10^{-2} до $2 \cdot 10^{-2}$ $с^{-1}$ значение σ_s возрастает от 18 до 28 МПа при $e_z \approx 30$ %.

Для сопоставления полученных диаграмм деформирования свинцовых заготовок результатами горячего деформирования сталей необходимы дальнейшие исследования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Баженов В. Г., Баранова М. С., Павленкова Е. В.** Развитие и верификация метода прямого удара для идентификации вязкопластических характеристик материалов в экспериментах на газодинамической копровой установке // Проблемы прочности и пластичности. Межвуз. сб. Вып. 71. Н. Новгород: Нижегородский ГУ, 2009. С. 184—192.

2. **Пакет** программ "Динамика-2" для решения плоских и осесимметричных нелинейных задач нестационарного взаимодействия конструкций со сжимаемыми средами / В. Г. Баженов, С. В. Зефиров, А. В. Кочетков и др. // Математическое моделирование. 2009. Т. 12. № 6. С. 67—72.

УДК 629.114

Х. А. ФАСХИЕВ, д-р техн. наук, И. И. САЛАХОВ, В. В. ВОЛОШКО
(Камская государственная инженерно-экономическая академия),
e-mail: faskhiev@mail.ru

Определение КПД дифференциального механизма автоматических коробок передач

Представлены кинематические схемы модуля планетарной системы универсального многопоточного дифференциального механизма, дифференциальных механизмов на каждой передаче и методика расчета КПД автоматической коробки передач на основе модуля.

Ключевые слова: автоматическая коробка передач, планетарная система, планетарные ряды, дифференциальные механизмы, универсальный многопоточный дифференциальный механизм, КПД.

Kinematic chains of the planetary system module of the multi-function all-round differential gear, of differential gears at every step were presented. Also the output-input ratio design of automatic gearbox procedure based on the module was offered.

Keywords: automatic gearbox, planetary system, planetary gear sets, differential gears, multi-function all-round differential gear, output-input ratio.

Наблюдаемая в настоящее время тенденция к повышению мощности транспортных средств требует увеличения коэффициента полезного действия (КПД) их агрегатов и узлов (и трансмиссии в том числе). В трансмиссиях автомобилей часто применяют планетарные механизмы, в которых передача энергии между звеньями происходит как при относительном, так и при переносном движении зубчатых колес. Относительное движение звеньев всегда сопровождается потерями на трение в зубчатых зацеплениях, тогда как при переносном движении эти потери отсутствуют. Мощность силы трения на зубьях колес, обусловливающая КПД механизма, зависит от нормального давления на зубья и скорости

их относительного скольжения, которая определяется типом передачи, т. е. тем, является ли передача планетарной, дифференциальной или замкнутой дифференциальной.

Современные методы обработки зубчатых колес (шлифование, шевингование и др.) позволяют получить очень высокий КПД зубчатых передач. Так, передачи с прямозубыми колесами, нарезанными с высокой точностью, имеют КПД в пределах 0,980÷0,985, а при менее точно нарезанных зубьях — 0,975÷0,980. В косозубых передачах без учета потерь в подшипниках КПД в среднем составляет 0,970÷0,975.

На практике для определения КПД планетарных зубчатых механизмов в основном применяют три метода:

1. Непосредственное определение потерь на трение во всех подвижных соединениях звеньев по усилиям, действующим между ними, и по скоростям относительного движения. При этом усилия определяют предварительно без учета трения, а затем по ним находят силы и работу сил трения. По работе сил трения на зубьях и работе сил сопротивления определяют КПД.

2. Определение КПД в предположении, что потери на трение в каждой паре зубчатых колес дифференциальной передачи пропорциональны потенциальной мощности — произведению окружного усилия на зубьях и скорости точки на начальной окружности зубчатого колеса сателлита относительно поводка.

3. Планетарные или дифференциальные передачи путем инверсии сводят к простой передаче с неподвижными осями, предполагая, что добавочное вращение, сообщенное всему механизму в целом в результате преобразования, не изменяет момент, а следовательно, и работу сил трения.

При определении КПД не учитываются дополнительные потери от давления в кинематических парах, которое возникает под действием центробежных сил и моментов сил инерции сателлитов [1].

Определение КПД планетарной системы универсального многопоточного дифференциального механизма (ПС УМДМ) по методу М. А. Крейноса. Согласно работе [2] за основу для создания конкурентоспособных автоматических коробок передач (АКП) можно принять ПС УМДМ (рис. 1) [3].

Предположим, что все звенья ПС УМДМ вращаются с постоянными угловыми скоростями и каждый дифференциальный механизм уравновешен. В этом случае соотношения между моментами на звеньях ПС УМДМ не зависят от того, вращаются ли все эти звенья или одно из них неподвижно. Например, если мысленно остановить водило ПС УМДМ, то получим обычную передачу с неподвижными осями валов, в которой угловые скорости центральных зубчатых колес составят: $\omega'_1 = \omega_1 - \omega_H$, $\omega'_4 = \omega_4 - \omega_H$, $\omega'_6 = \omega_6 - \omega_H$, $\omega'_7 = \omega_7 - \omega_H$, $\omega'_5 = \omega_5 - \omega_H$, а энергия будет передаваться только при относительном движении звеньев.

Для определения КПД ПС УМДМ целесообразен метод КПД любой передачи ПС УМДМ, учитывающий потери мощности в полюсах зацепления, определяется выражением:

$$\eta_p = \frac{N_{\text{отв}}}{N_{\text{подв}}} = \frac{M_{\text{вм}}\omega_{\text{вм}}}{M_{\text{вщ}}\omega_{\text{вщ}}} = \frac{\hat{i}_q}{i_q},$$

где $N_{\text{отв}}$, $N_{\text{подв}}$ — соответственно мощность, отводимая от ПС УМДМ и подводимая к ней; $M_{\text{вщ}}$ и $M_{\text{вм}}$ — моменты на ведущем и ведомом валах ПС УМДМ; $\omega_{\text{вщ}}$ и $\omega_{\text{вм}}$ — угловые скорости ведущего и ведомого валов ПС; $\hat{i}_q$ и i_q — силовое и кинематическое передаточные отношения ПС.

В работах М. А. Крейноса установлено, что силовое передаточное отношение $\hat{i}_q$ выражается той же зависимостью, что и кинематическое передаточное отношение i_q, только при этом каждая характеристика планетарного ряда должна быть умножена или разделена на КПД η_0 планетарного ряда в относительном движении (при остановленном водиле).

Следовательно, если кинематическое передаточное отношение ПС $i_q = f(k_1, k_2, ..., k_i)$, где $k_1, k_2, ..., k_i$ — характеристики планетарных рядов, составляющих кинематическую цепь (внутренние передаточные отношения), то ее силовое передаточное отношение

$$\hat{i}_q = f(k_1\eta_0^{x_1}, k_2\eta_0^{x_2}, ..., k_i\eta_0^{x_i}). \quad (1)$$

В формуле (1) показатель степени $x_i = \pm 1$. В каждом частном случае x_i должен иметь такой знак, при котором потери в исследуемом звене положительны. Если передаточное отношение определяют как отношение частоты вращения ведущего звена к частоте вращения ведомого звена, т. е. по направлению потока мощности, то $x_p = +1$; в противном случае $x_p = -1$, т. е. показатель степени x_p может быть определен непосредственно из рассмотрения функции $i_p = f(i_p)$.

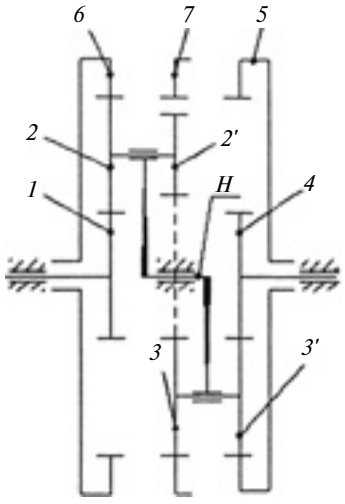


Рис. 1. Кинематическая схема ПС УМДМ:
1, *4* — центральные шестерни; *2—2'*, *3—3'* — двухвенцовые сателлиты; *H* — водило; *5*, *6*, *7* — зубчатые колеса внутреннего зацепления

Для механизма с кинематической схемой любой сложности, знак показателя степени x_i определяют по формуле [5]

$$x_i = \operatorname{sign} \frac{k_i}{i_q} \frac{\partial i_q}{\partial k_i}. \qquad (2)$$

Здесь символ sign обозначает "знак" и показывает, что $x_i = +1$, если выражение под знаком сигнатуры положительно, и $x_i = -1$, если это выражение отрицательно.

В общем случае алгоритм определения КПД ПС УМДМ имеет вид:

1) из общей кинематической схемы ПС выделяют схемы планетарных рядов, работающих на каждой передаче;

2) по кинематической схеме ПС, используя уравнения кинематики дифференциальных механизмов, определяют передаточное число на q-й передаче: $i_q^p = i_{\text{вщ}H}^p i_{H\text{вм}}^p$;

3) по выражению (2) определяют знаки показателей степени x_i;

4) по формуле $\hat{i}_q^p = i_{\text{вщ}H}^p \times \eta_{\text{вщ}H}^x i_{H\text{вв}}^p \eta_{H\text{вв}}^x$ определяют силовое передаточное число $\hat{i}_q$ на q-й передаче;

5) определяют КПД ПС на q-й передаче, как

$$\eta_q = \frac{i_{\text{вщ}H}^p \eta_{\text{вщ}H}^x - i_{H\text{вв}}^p \eta_{H\text{вв}}^x}{i_{\text{вщ}H}^p - i_{H\text{вв}}^p}.$$

Расчет КПД ПС УМДМ на основе теории машин и механизмов. При торможении зубчатого колеса внутреннего зацепления одного из планетарных рядов многопоточного дифференциального механизма сателлиты этого ряда начинают обкатываться по заторможенному зубчатому колесу, передавая крутящий момент через оси на водило H, которое при этом совершает переносное движение, передаваемое далее на звено *5* (см. рис. 1), соединенное с выходным валом. Причем торможение этого зубчатого колеса воспринимает реактивный момент.

Метод расчета КПД УМДМ в соответствии с теорией машин и механизмов состоит из определения КПД переносного и относительного движений:

КПД переносного движения [1]:

$$\eta_{\text{вщ}H} = \frac{1-(1-i_{\text{вщ}H})\eta_{\text{вщ}q}^x}{i_{\text{вщ}H}} = \frac{1-[1-(1-i_{\text{вщ}q})]\eta_{\text{вщ}q}^x}{1-i_{\text{вщ}q}} = \frac{1-i_{\text{вщ}q}\eta_{\text{вщ}q}^x}{1-i_{\text{вщ}q}},$$

для относительного движения:

$$\eta_{H\text{вв}} = \frac{i_{\text{вм}H}}{1-(1-i_{\text{вм}H})\eta_{\text{вм}q}^x} = \frac{1-i_{\text{вм}q}}{1-[1-(1-i_{\text{вм}q})]\eta_{\text{вм}q}^x} = \frac{1-i_{\text{вм}q}}{1-i_{\text{вм}q}\eta_{\text{вм}q}^x}.$$

Тогда для ПС УМДМ имеем:

$$\eta_{\text{вщ вм}} = \frac{1-i_{\text{вщ}q}\eta_{\text{вщ}q}^x}{1-i_{\text{вщ}q}} \frac{1-i_{\text{вм}q}}{1-i_{\text{вм}q}\eta_{\text{вм}q}^x}. \qquad (3)$$

При заторможенном водиле H КПД рассчитывают, как для обычного редуктора:

$$\eta_{\text{вщ вм}}^H = \eta_{12}\eta_{2'3}\eta_{3'5}, \qquad (4)$$

где η_{12}, $\eta_{2'3}$ — КПД внешних зубчатых зацеплений; $\eta_{3'5}$ — КПД внутреннего зубчатого зацепления.

Ниже приведены формулы для расчета КПД ПС УМДМ (см. рис. 1), полученные с учетом уравнений (3), (4).

Первая передача:

$$\eta_{15}^H = \eta_{12}\eta_{2'3}\eta_{3'5}. \qquad (5)$$

Вторая передача:

$$\eta_{15}^6 = \frac{1-i_{16}\eta_{16}^x}{1-i_{16}} \frac{1-i_{56}}{1-i_{56}\eta_{56}^x}. \qquad (6)$$

Третья передача:

$$\eta_{15}^4 = \frac{1-i_{14}\eta_{14}^x}{1-i_{14}} \frac{1-i_{54}}{1-i_{54}\eta_{54}^x}. \qquad (7)$$

Четвертая передача:

$$\eta_{15}^{\text{бл}} = 1. \qquad (8)$$

Передача заднего хода:

$$\eta_{15}^7 = \frac{1-i_{17}\eta_{17}^x}{1-i_{17}} \frac{1-i_{57}}{1-i_{57}\eta_{57}^x}. \qquad (9)$$

Анализ методов расчета КПД ПС УМДМ. Рассмотренные методы проанализируем на конкретном примере АКП (рис. 2), построенной на основе модуля ПС УМДМ. Для управления ПС используются фрикционные тормоза T_1, T_2, T_3, $T_{3.x}$ и фрикционная блокирующая муфта Ф.

При заторможенном водиле *H* или зубчатом колесе *6*, или центральной шестерне *4*, или зубчатом колесе *7* соответственно получим передачи: первую

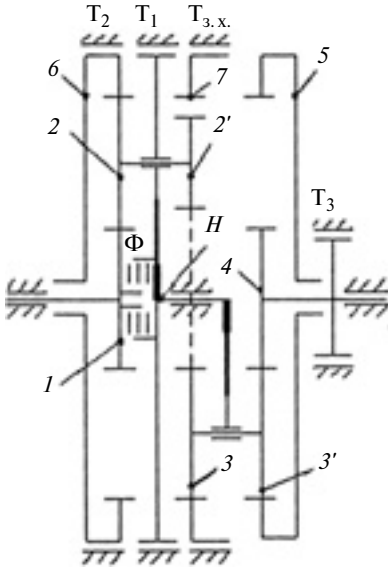


Рис. 2. Кинематическая схема АКП на основе модуля ПС УМДМ (поз. *1÷7* — см. рис. 1)

($i_{\text{I}} = i_{15}^{H}$), вторую ($i_{\text{II}} = i_{15}^{6}$), третью ($i_{\text{III}} = i_{15}^{4}$) и передачу заднего хода ($i_{\text{з.х}} = i_{15}^{7}$). При блокировке ПС УМДМ получим четвертую передачу ($i_{\text{IV}} = 1$) [3].

Получив аналитические выражения для внутренних передаточных отношений $i_{14} \div i_{17}$ УМДМ, найдем передаточные числа: $i_{\text{I}} = 3{,}71$; $i_{\text{II}} = 2{,}00$; $i_{\text{III}} = 1{,}85$; $i_{\text{IV}} = 1{,}00$; $i_{\text{з.х}} = 5{,}2$.

Из кинематической схемы ПС УМДМ выделим схему дифференциального механизма, передающую мощность при работе на первой передаче (рис. 3, *а*).

При остановленном на этой передаче водиле ПС УМДМ работает как редуктор, тогда силовое передаточное число

$$\hat{i}_{\text{I}} = i_{15}^{H}\,\eta_{15}^{x_1}, \qquad (10)$$

где $\eta_{15} = 0{,}95$ — КПД третьего дифференциального механизма модуля ПС УМДМ.

Знак x_1 определяем по выражению (2):

$$x_1 = \text{sign}\frac{i_5}{i_1}\frac{\partial i_1}{\partial i_{15}} = \text{sign}\frac{i_{15}}{i_{15}} > 0;$$
$$\Rightarrow x_1 = +1.$$

Подставив $x_1 = +1$ в формулу (10), получим: $\hat{i}_{\text{I}} = 3{,}71 \cdot 0{,}95 = 3{,}52$, следовательно, при работе на первой передаче КПД $\eta_{\text{I}} = \hat{i}_{\text{I}}/i_{\text{I}} = 3{,}52/3{,}71 = 0{,}950$.

Адекватность вычисления подтверждает расчет по формуле (5):

$$\eta_{\text{I}} = \eta_{15}^{5} = \eta_{12}\eta_{23}\eta_{3'5} = 0{,}950.$$

На второй передаче (рис. 3, *б*) работает первый дифференциальный механизм; тогда силовое передаточное число

$$\hat{i}_{\text{II}} = \frac{1 - i_{16}\eta_{16}^{x_2}}{1 - i_{56}\eta_{56}^{x_{2'}}}, \qquad (11)$$

где $\eta_{16} = 0{,}97$ — КПД первого дифференциального механизма

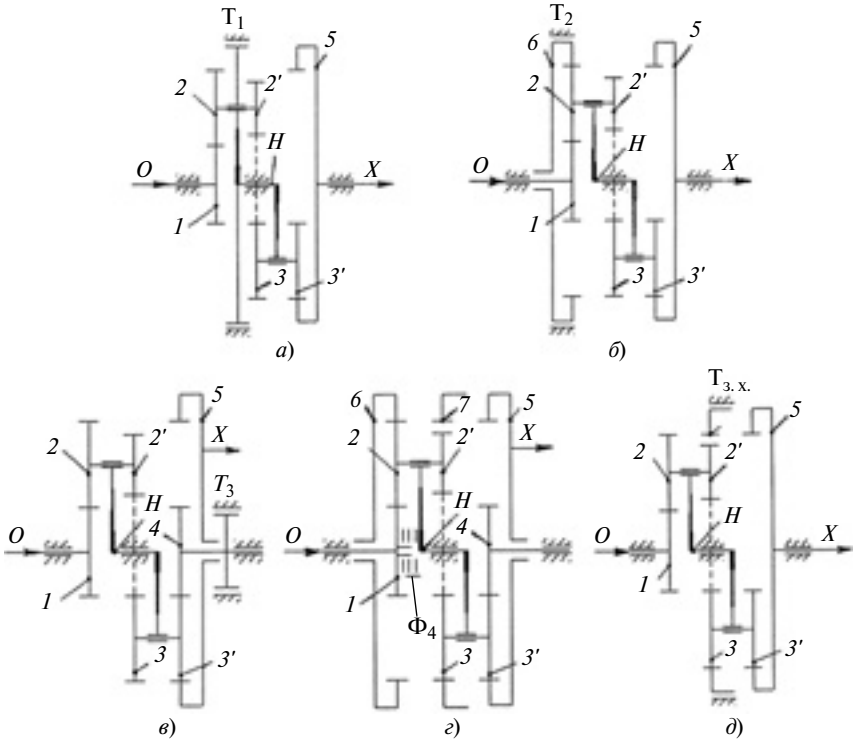


Рис. 3. Кинематические схемы ПС УМДМ при работе на передачах: первой (*а*), второй (*б*), третьей (*в*), четвертой (*г*)

модуля ПС УМДМ. Знак x_2 определяем по выражению (2):

$$x_2 = \text{sign}\frac{i_{16}}{\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}\frac{\partial\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}{\partial i_{16}} =$$
$$= \text{sign}\frac{i_{16}}{\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}\frac{i_{56} - 1}{(1 - i_{56})^2} > 0;$$
$$\Rightarrow x_2 = +1.$$

В формуле КПД между выходным и заторможенным звеньями $\eta_{56} = 0{,}96$; знак $x_{2'}$ определяем по выражению (2):

$$x_{2'} = \text{sign}\frac{i_{56}}{\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}\frac{\partial\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}{\partial i_{56}} =$$
$$= \text{sign}\frac{i_{56}}{\dfrac{1 - i_{16}}{1 - i_{56}}}\frac{1 - i_{16}}{(1 - i_{56})^2} < 0;$$
$$\Rightarrow x_{2'} = -1.$$

Подставив полученные значения в уравнение (11), получим: $\hat{i}_{\text{II}} = 1{,}92$. Следовательно, при работе на второй передаче КПД $\eta_{\text{II}} = \hat{i}_{15}^{6}/i_{15}^{6} = 1{,}92/2{,}00 = 0{,}960$.

Адекватность вычисления подтверждает расчет КПД по формуле (6): $\eta_{\text{II}} = 0{,}960$.

На третьей передаче (рис. 3, *в*) работает четвертый дифференциальный механизм УМДМ; тогда силовое передаточное число

$$\hat{i}_{\text{III}} = \frac{1 - i_{14}\eta_{14}^{x_3}}{1 - i_{54}\eta_{54}^{x_{3'}}}, \qquad (12)$$

где $\eta_{14} = 0{,}94$ — КПД четвертого дифференциального механизма модуля ПС УМДМ.

Знак x_3 определяем по выражению (2):

$$x_3 = \text{sign}\frac{i_{14}}{\dfrac{1 - i_{14}}{1 - i_{54}}}\frac{\partial\dfrac{1 - i_{14}}{1 - i_{54}}}{\partial i_{14}} =$$
$$= \text{sign}\frac{i_{14}}{\dfrac{1 - i_{14}}{1 - i_{54}}}\frac{i_{54} - 1}{(1 - i_{54})^2} > 0;$$
$$\Rightarrow x_3 = +1.$$

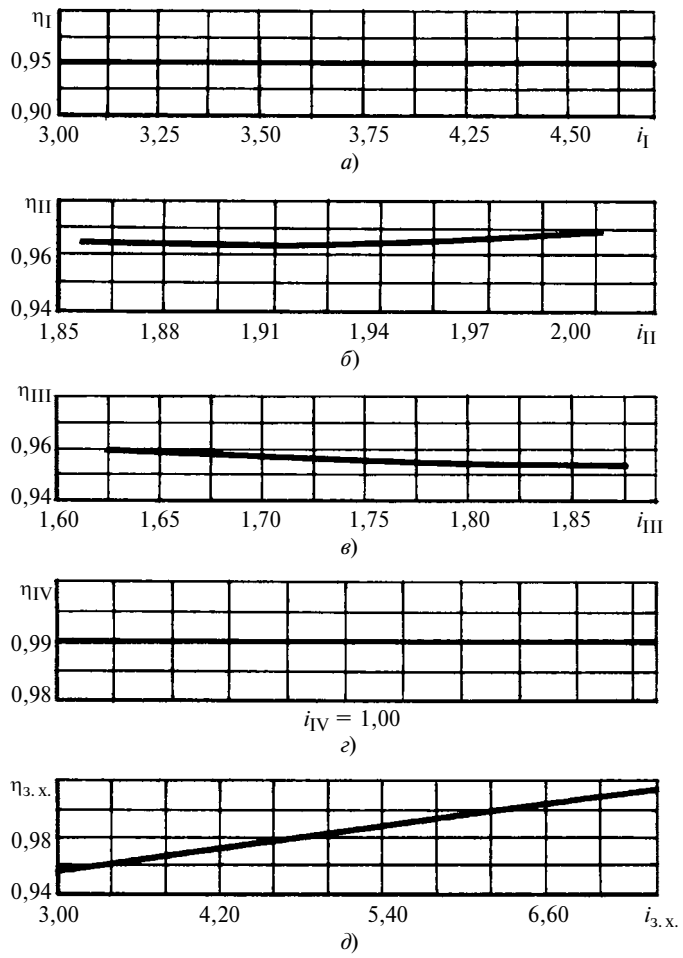


Рис. 4. Зависимости КПД для АКП от передаточных чисел передач: первой (*а*); второй (*б*); третьей (*в*); четвертой (*г*) и заднего хода (*д*)

В формуле (12) КПД между выходным и заторможенным звеньями $\eta_{54} = 0{,}97$; знак $x_{3'}$ определим по выражению (2):

$$x_{3'} = \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{54}}{1-i_{14}}}{\dfrac{}{1-i_{54}}} \frac{\partial \dfrac{1-i_{14}}{1-i_{54}}}{\partial i_{54}} =$$

$$= \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{54}}{1-i_{14}}}{\dfrac{}{1-i_{54}}} \frac{1-i_{14}}{(1-i_{54})^2} < 0;$$

$$\Rightarrow x_{3'} = -1.$$

Подставив $x_3 = +1$ и $x_{3'} = -1$ в уравнение (12), получим $\hat{i}_{II} = 1{,}77$. Следовательно, при работе на третьей передаче КПД $\eta_{III} = \hat{i}^4_{15} / i^4_{15} = 1{,}77/1{,}86 = 0{,}952$.

Определим η_{III} по формуле (8): $\eta_{III} = 0{,}950$.

На четвертой передаче (рис. 3, *г*) вследствие соединения фрикционной блокирующей муфтой Ф водило *H* и центральное зубчатое колесо *1* первого планетарного ряда имеют одинаковую частоту вращения. При этом ПС блокируется и работает как жесткий вал, осуществляя прямую передачу, при которой с учетом потерь на трение в подшипниковых опорах $\eta_{IV} = 0{,}99$.

На передаче заднего хода (рис. 3, *д*) работает третий дифференциальный механизм, при этом силовое передаточное число

$$\hat{i}_{з.х} = \frac{1 - i_{17}\eta_{17}^{x_4}}{1 - i_{57}\eta_{57}^{x_{4'}}}, \qquad (13)$$

где $\eta_{17} = 0{,}95$ — КПД четвертого дифференциального механизма модуля ПС УМДМ.

Знак x_4 определяем по выражению (2):

$$x_4 = \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{17}}{1-i_{17}}}{\dfrac{}{1-i_{57}}} \frac{\partial \dfrac{1-i_{17}}{1-i_{57}}}{\partial i_{17}} =$$

$$= \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{17}}{1-i_{17}}}{\dfrac{}{1-i_{57}}} \frac{i_{57}-1}{(1-i_{57})^2} > 0;$$

$$\Rightarrow x_4 = +1.$$

В формуле (8) КПД между выходным и заторможенным звеньями ($\eta_{57} = 0{,}98$). Знак $x_{4'}$ определяем по выражению (2):

$$x_{4'} = \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{57}}{1-i_{17}}}{\dfrac{}{1-i_{57}}} \frac{\partial \dfrac{1-i_{17}}{1-i_{57}}}{\partial i_{57}} =$$

$$= \operatorname{sign} \frac{\dfrac{i_{57}}{1-i_{17}}}{\dfrac{}{1-i_{57}}} \frac{1-i_{17}}{(1-i_{57})^2} < 0;$$

$$\Rightarrow x_{4'} = -1.$$

Подставив $x_4 = +1$ и $x_{4'} = -1$ в уравнение (13), получим: $\hat{i}_{з.х} = -5{,}01$, т. е. при работе на передаче заднего хода КПД $\eta_{з.х} = \hat{i}^7_{15} / i^7_{15} = 5{,}01/5{,}20 = 0{,}963$.

Рассчитаем КПД для заднего хода по формуле (9): $\eta_{з.х} = 0{,}963$. Полученное значение полностью совпадает с результатом расчета по предложенной формуле (13).

Таким образом, результаты расчета КПД ПС УМДМ по формулам, разработанным на основе метода М. А. Крейноса, и на основе положений теории механизмов и машин полностью совпали.

По предложенному расчету КПД для АКП на основе ПС УМДМ определены зависимости КПД от передаточных чисел на каждой передаче (рис. 4, *а—д*), анализ которых показал, что КПД ПС УМДМ наиболее чувствителен к изменению передаточных чисел второй и третьей передач и передачи заднего хода.

Выводы. Результаты расчетов КПД ПС УМДМ по формулам,

УДК 67.017/.019:608.2

И. А. ВОРОБЬЁВ, д-р техн. наук (г. Нижний Новгород), e-mail: veles-npp@yandex.ru

Анализ старения трубных сталей для магистральных газопроводов

Предложено комплексное решение проблем повышения долговечности трубных сталей для магистральных трубопроводов с учетом их структурного состояния и механических свойств.

Ключевые слова: сталь, труба, долговечность, ресурс, износ, усталостное разрушение, напряженное состояние, нагрузка.

The complex solution of longevity enhancement problems of tube steels for main pipelines with allowance for their structural condition and mechanical properties was offered.

Keywords: steel, tube, longevity, life time, wear problem, fatigue breakdown, stress state, load.

Старение — постепенное изменение свойств материалов в результате релаксации напряжений, приводящих к уменьшению предельных деформаций микрообъемов в реальных кристаллических телах, снижению их пластичности и, в конечном итоге, к разрушению. Без воздействия внешних сил это очень длительный процесс, связанный с переходом кристаллического тела из неравновесного в равновесное состояние. Напряжения в микрообъеме при старении снижаются вследствие самопроизвольного движения дислокаций при постоянной температуре. При этом первоначальный микрообъем увеличивается в результате притока вакансий. Так как это происходит в замкнутом пространстве, то напряженное состояние (НС) микрообъема, определяемое показателем П, первоначально увеличивается с $П_1$ до $П_2$ в результате внутреннего сжатия, а затем — до $П_3$ в результате нагревания микрообъема с температуры T_1 до температуры T_2, при этом микрообъем увеличивается с V_2 до V_3. Диаграмма процесса релаксации напряжений представлена на рис. 1.

При увеличении микрообъема с V_1 до V_2 в результате притока вакансий совершается работа $W_1 = \int_{V_1}^{V_2} \sigma_2 dV$, где σ_2 — напряжение. При нагревании микрообъема в результате сжатия и его увеличении с V_2 до V_3 совершается работа $W_2 = \int_{V_2}^{V_3} \sigma_3 dV$, а напряжения уменьшаются с σ_2 до σ_3. Но интенсивный приток вакансий при повышении температуры приводит в замкнутом пространстве к уменьшению микрообъема с V_3 до V_4, при росте

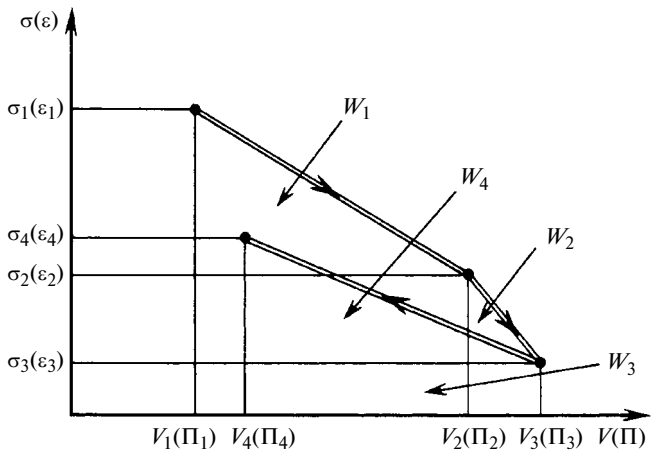


Рис. 1. Диаграмма релаксации напряжений в кристаллических телах

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

разработанным на основе метода профессора М. А. Крейноса, и положений теории машин и механизмов идентичны. Первый метод предпочтителен для расчета КПД планетарных систем со сложной кинематической схемой. Полученные формулы рекомендуется применять для определения потерь мощности в АКП, созданных на базе УМДМ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кожевников С. Н.** Теория механизмов и машин. М.: Машиностроение, 1969. 584 с.

2. **Фасхиев Х. А., Салахов И. И., Волошко В. В.** Методика кинематического расчета универсального дифференциального механизма автоматических коробок передач // Грузовик. 2010. № 9. С. 5—13.

3. **Пат. Рос. Федерации 2384773.** МПК[6] F16H3/44 Автоматическая ступенчатая планетарная коробка передач.

4. **Расчет** и конструирование гусеничных машин / Под ред. Н. А. Носова. Л.: Машиностроение, 1972. 560 с.

5. **Шарипов В. М.** Конструирование и расчет тракторов. М.: Машиностроение, 2004. 590 с.

6. **Кирдяшев Ю. Н.** Многопоточные передачи дифференциального типа. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд. 1981. 223 с.

напряжений с σ_3 до σ_4. Напряженное состояние микрообъема V_4 уменьшается до $П_4$. При этом совершается работа $W_3 = \int_{V_3}^{V_4} \sigma_3 dV$.

При повышении температуры пластичность деформируемого (разрушаемого) микрообъема снова повышается до ε_4. За время релаксации напряжений в микрообъеме накапливается неупругая деформация $\Delta\varepsilon = \varepsilon_1 - \varepsilon_4$, характеризующая скорость накопления дефектов в разрушаемом микрообъеме, при этом совершается работа $W_4 = \int_{V_3}^{V_4} \sigma_4 dV$.

Все изменения свойств материалов при старении происходят в деформируемых микрообъемах на микроуровне. Поэтому многие исследователи не смогли обнаружить старение при стандартных механических испытаниях. Действительно, механические свойства (показатели $\sigma_в$, $\sigma_т$, δ, ψ) трубных сталей остаются в допустимых пределах даже при длительной эксплуатации. Установлено, что стандартные механические характеристики основного металла труб, взятых с места аварий, или труб с трещинами коррозионного растрескивания под напряжением (КРН), или из зон быстрой подпленочной коррозии, находятся, как правило, в пределах допуска. Вывод — нельзя использовать стандартные механические характеристики при оценке влияния старения; необходимы иные мелодики. Например, степень старения можно определять методом релаксационных испытаний по пределу макроупругости.

Другая точка зрения заключается в том, что при старении углерод, введенный в феррит в качестве основного упрочняющего элемента и образующий в исходном состоянии неравновесный пересыщенный твердый раствор, со временем покидает решетку феррита и в результате изменяется тонкая структура стали. Это приводит к образованию сетки карбидов на границах зерен, что, по мнению авторов, вызывает резкое снижение стойкости металла к КРН. Природа этого явления до сих пор нераскрыта, хотя некоторые авторы считают стресс-коррозионное растрескивание следствием старения.

Анализ аварий на магистральных трубопроводах за последние 25 лет показал, что их причиной являются: строительные дефекты — 23 %; коррозия — 2,5 %; дефекты материала труб — 14 %, КРН — 29 %; повреждения при эксплуатации — 16 %; стихийные бедствия — 7 %; неисправность оборудования при заводской поставке — 2 %; нарушение условий и режимов эксплуатации — 1,5 %; прочие причины, в том числе и циклическая усталость, — 5 %.

Утверждается, что повышенная надежность стали обеспечивается пониженным содержанием N (0,007 %) и C (0,06÷0,09 %), оптимальным содержанием химических элементов Ni, V и Ti, которые связывают в карбонитриды все нежелательные образования и позволяют получить сталь класса прочности К60, без неметаллических включений, с полосчатостью не более 2 баллов по шкале Б (ГОСТ 5640) и величиной зерна металла 9 баллов (ГОСТ 5639). Содержание других химических элементов в стали также ограничено: Mg < 1,6 %, S < 0,0005 % и P < 0,007 %. Однако эти предложения не проверены длительными практическими испытаниями и основаны только на оптимизации химического состава стали, обеспечивающего повышение ее пластичности и вязкости и снижение склонности металла к старению.

В некоторых работах установлено, что основным фактором, определяющим сопротивление КРН, является структура стали. Повышенная прочность стали при однородной структуре не влияет на склонность ее к КРН. При длительной эксплуатации под действием напряжений и коррозионной среды происходят необратимые изменения структурного состояния металла трубы, вызываемые старением, накоплением внутренних напряжений и дефектов типа микротрещин, в том числе локального охрупчивания в результате насыщения металла водородом. Утверждается, что существенно повысить КРН можно, воздействуя на дисперсность структуры и ее однородность, оптимизацией химического состава (снижение содержания углерода, повышение чистоты) и выбором технологии деформационно-термической обработки стали.

В другой работе отмечается, что стандартные механические свойства ($\sigma_в$, $\sigma_т$, δ, ψ) металла труб практически не изменяются в процессе эксплуатации. Для определения свойств, зависящих от срока эксплуатации, необходимо провести испытания, например образцов с острым концентратором напряжений и заранее созданной трещиной. Установлено, что после 20÷25 лет эксплуатации ударная вязкость снизилась приблизительно на 15÷20 %, а *KCV* при 20 °С с 60 до 48,5 Дж/см^2. После длительной эксплуатации даже при положительных температурах трещины в металле труб распространяются по механизму хрупкого разрушения. Величина критического раскрытия трещины уменьшается примерно в 1,5 раза, что свидетельствует об увеличении чувствительности стали к концентраторам напряжений, т. е. концентраторы напряжений (царапины, задиры, вмятины и др.) на поверхности трубы, неопасные в начале эксплуатации, могут стать критическими после длительной эксплуатации ввиду изменения структурного состояния металла. В зависимости от близости расположения к насосной станции старение и накопление дефектов в металле труб, испытывающих разное силовое воздействие, будет протекать по-разному. Анализ образцов, вырезанных из различных уча-

стков по длине труб с периодами эксплуатации 20÷24 года и 28÷38 лет, показал, что стандартные механические свойства ($\sigma_в$, $\sigma_т$, δ, ψ) практически не зависят от места расположения участка по длине труб и от срока эксплуатации. Однако характеристики сопротивления разрушению, в том числе низкотемпературные, изменяются в зависимости как от длительности, так и от силовых условий эксплуатации. В частности, ударная вязкость металла труб (*KCU* при 40 °С и *KCV* при 20 °С) для начальных участков трубопроводов закономерно ниже, чем концевых; причем это снижение тем больше, чем больше срок эксплуатации.

Методами оптической металлографии не обнаружено какого-либо влияния длительной эксплуатации на микроструктуру. После длительной эксплуатации, также как и в исходном состоянии, стали имели ферритно-перлитную структуру, типичную для горячекатаного состояния, с зерном 7÷8 баллов; субструктура металла подобна исходной. В связи с этим можно полагать, что механизм реального разрушения труб магистральных трубопроводов отличается от усталостного разрушения и, вероятно, ближе к механизму разрушения в условиях статических или квазистатических нагрузок.

При эксплуатации труб воздействие перепадов давлений, температур, динамических и статических нагрузок способствует деформационному старению металла, приводящему к повышению сопротивления движению дислокаций и увеличению опасности возникновения в металле локальных пиковых напряжений. Вследствие этого уменьшается возможность релаксации локальных напряжений в вершине надреза или трещины, что повышает склонность стали к хрупкому разрушению. Наиболее вероятными местами повышения локальных внутренних микронапряжений становятся металлические включения — концентраторы напряжений при приложении внешних нагрузок. Такие места являются эффективными ловушками водорода, а насыщение металла водородом способствует развитию микротрещин при эксплуатации. Появление в структуре стали ловушек водорода и локальных микронапряжений подтверждено результатами исследований водопроницаемости. Анализ содержания водорода подтвердил предположение о наводороживании металла труб при длительной эксплуатации.

В образцах труб после длительной эксплуатации возрастает величина микроискажений, а параметр решетки α-Fe снижается до 0,28664, что соответствует железу высокой чистоты. Это говорит о выходе углерода из твердого раствора и сегрегации его на дефектах (дислокациях, границах). Установлен эффект восстановления сопротивления разрушению металла труб после длительной эксплуатации путем нагревания до 930 °С и охлаждения на воздухе, что свидетельствует об устранении отрицательного влияния старения металла на его свойства. Степень восстановления свойств металла действующих труб существенно выше, чем металла труб аварийного запаса.

В одной из работ указывается, что с позиций теории старения трудно объяснить, почему, несмотря на близкую номенклатуру сталей, используемых для трубопроводов разного назначения, стресс-коррозионные повреждения не встречаются в трубопроводах для нефти, нефтепродуктов, систем теплоэнергетики и коммунального хозяйства. Не зарегистрированы случаи КРН и в сети региональных газопроводов со сроком эксплуатации даже более 50÷60 лет. По данным статистики, абсолютными лидерами по числу отказов, связанных с КРН, являются газопроводы большого диаметра. Например, за весь период наблюдений зафиксировано всего несколько аварий на газопроводе диаметром 720 мм и единственная авария на газопроводе диаметром 530 мм. По мнению многих исследователей, повышенная аварийность газопроводов диаметром 1420 мм в значительной степени обусловлена технологией формовки труб большого диаметра на отечественных предприятиях-изготовителях. Старение металла интенсивно протекает лишь в местах концентрации напряжений и деформаций, в зонах наклепа и действия охрупчивающих факторов, таких как наводороживание, коррозия, циклическое нагружение и т. д. При длительной эксплуатации старение неизбежно охватывает значительные объемы металла труб. На данном этапе долговечность газопровода будет определяться не временем распространения макродефектов, а длительностью накопления рассеянных повреждений, по достижении критической плотности которых микромеханизм разрушения может с вязкого внутризеренного поменяться на хрупкий межзеренный.

В работе другого автора проанализирована зависимость числа стресс-коррозионных дефектов от толщины стенки труб диаметром 1420 мм: 68,2 % дефектов зафиксировано на трубах с толщиной стенки 15,7 мм; 29,8 % — с толщиной стенки 16,5 мм; 1,4 % — с толщиной 16,7 мм; 0,3 % — с толщиной 19 и 19,5 мм. Автор считает, что для предотвращения стресс-коррозии в магистральных газопроводах необходимо: повысить сопротивление металла труб; снизить скорость старения трубной стали; уменьшить эксплуатационные нагрузки на трубопровод, исключив использование тонкостенных труб.

Анализ реального процесса разрушения, проведенный другим автором, показал, что коррозионное растрескивание под напряжением протекает в три стадии: первая — образование на поверхности трубы коррозионного дефекта, который, являясь концентратором напряжений, приводит к образованию стабильной трещины; вторая — развитие стабильной трещины до критического размера; третья — долом.

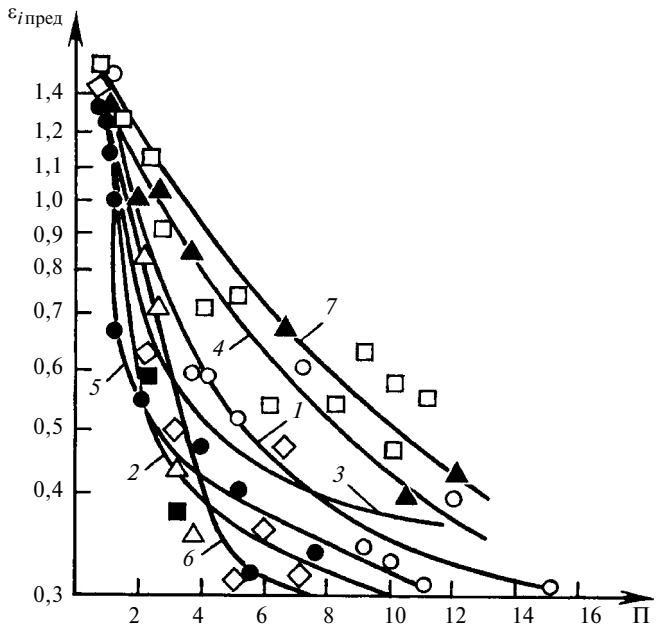


Рис. 2. Зависимости предельной деформации $\varepsilon_{i\,\text{пред}}$ от показателя П напряженного состояния для разных материалов:
1 (○) — 16ХСН; *2* (■) — ЭИ961; *3* (◊) — ВНС-17; *4* (▲) — сталь 15; *5* (●) — ЭИ696М; *6* (Δ) — ВТ; *7* (□) — ВКС-210

Есть исследование, в котором все факторы (время, температура, напряжения, деформации) учитываются в одном уравнении, а не рассматриваются отдельно. Только комплексный учет указанных факторов, определяющих напряженное состояние конструкции с учетом условий нагружения, позволяет, по мнению автора, объективно оценить долговечность труб в реальных условиях эксплуатации.

Согласно теории пластической деформации пластичность металла зависит как от внешних (температура, скорость, механическая деформация), так и внутренних (химический состав, структура) факторов и выражается в способности твердых тел необратимо изменять свою форму без разрушения под действием приложенных сил.

Анализ разрушения твердых тел показал, что ему всегда предшествует значительная пластическая деформация. Известные — кинетическая, структурно-энергетическая, дислокационная и другие — теории прочности рассматривают предельные состояния металлов с частных позиций и мало подходят для объяснения изменения предельной деформации $\varepsilon_{\text{пред}}$ в условиях реальной технологии обработки металлов. В другом исследовании показано, что зависимость предельной деформации $\varepsilon_{i\,\text{пред}}$ от показателя П напряженного состояния определяется выражением:

$$\varepsilon_{i\,\text{пред}} = a\mathrm{e}^{b\Pi}, \qquad (1)$$

где a и b — константы материала.

Формула (1) характеризует остаточную макродеформацию, накопленную в материале к моменту его разрушения при механических, технологических и промышленных испытаниях. На рис. 2 приведены зависимости предельной деформации $\varepsilon_{i\,\text{пред}}$ разных материалов до разрушения от показателя П напряженного состояния (НС). Уменьшение предельной деформации до разрушения с увеличением степени деформации и НС связано с появлением и развитием микротрещин. Естественно, что этот процесс неразрывно связан с технологиями подготовки материала и изготовления изделий, поэтому показатель (1) позволяет судить о качестве выбранной технологии.

В настоящее время нет единодушного мнения о механизме возникновения трещин в высокопластичных металлах, из которых изготовляют трубы для магистральных трубопроводов. Известная схема зарождения трещин Мотта—Стро, удовлетворительно объясняющая этот процесс для хрупких материалов, не может быть применена к пластичным металлам. Критерий образования трещин по Стро описывается уравнением

$$n\tau = 3\pi^2\gamma/8b, \qquad (2)$$

где n — число скоплений дислокаций; τ — напряжение сдвига, действующее на скопление из n дислокаций, задержанных у барьера; γ — поверхностная энергия; b — вектор Бюргерса.

Расчеты по уравнению (2) показали, что для зарождения трещин необходимо нормальное растягивающее напряжение $\sigma_{\text{к}} = 2\tau$, тогда как экспериментально установлено, что для железа $\sigma_{\text{к}} = 360$ МПа и для алюминия $\sigma_{\text{к}} = 65$ МПа. Согласно расчетам для зарождения трещин в железе необходимо $n = 150$ и в алюминии $n = 300$ дислокаций. Известно, что столь больших цепочек дислокаций не наблюдалось. Вязкое зарождение трещин по этому механизму подвергает сомнению и Коттрелл, который усматривает причину их зарождения во влиянии инородных включений. Однако не исключая большого влияния включений на зарождение микротрещин, необходимо признать, что этого недостаточно. Для решения задачи следует указать более эффективные концентраторы напряжений, к которым можно отнести и сплетения дислокаций при условии, что источник Франка—Рида действует от достаточно высокого напряжения. Для пластичных материалов такая возможность возникает, когда в зоне действия концентратора оказывается он сам. Подобная идея также лежит в основе механизма физического предела текучести по Стро или Коттреллу, суть которого — передача скольжения от заблокированной группы дислокаций в соседнее зерно путем активации в нем ближайшего источника дислокаций. И чем больше НС материала, тем меньшее число скоплений дислокаций требуется для зарождения вязких трещин. При увеличении НС материала до 50÷60 зарождение вязких трещин

возможно уже примерно при трех скоплениях дислокаций для железа. Образующиеся трещины — хороший сток для скользящих дислокаций. Можно предположить, что во "фронте Людерса", являющегося характерным признаком предела текучести, наряду с зернами с благоприятной для передачи скольжения ориентацией встречаются и "неудобные" зерна, передача скольжения через которые возможна только путем образования трещины. Следовательно, вязкие трещины в процессе текучести наблюдались в мелкозернистой стали в деформированных областях за "фронтом Людерса". При этом трещины ориентированы преимущественно перпендикулярно к растягивающему напряжению σ.

Напряженное состояние нагруженного элемента конструкции предложено оценивать по результатам испытаний образцов на растяжение выражением

$$\Pi_{ст} = K_м K_\sigma K_t K_{H_2}, \qquad (3)$$

где $K_м$, K_σ, K_t — коэффициенты концентрации напряжений соответственно механический, формоизменения, температурный; K_{H_2} — коэффициент, учитывающий влияние водорода на механические свойства материала.

Механический коэффициент концентрации напряжений с учетом геометрии дефекта можно рассчитать по формуле П. Бриджмена:

$$K_м = K + 3\ln\left(1 + \frac{d}{4R}\right),$$

где $K = 1$ и 1,5 — коэффициент концентрации напряжений соответственно для ненадрезанных цилиндрических и плоских образцов; d — диаметр шейки; R — радиус дефекта.

Остальные коэффициенты определяем по формулам: $K_\sigma = \sigma_в/\sigma_о$; $K_t = T_{абс}/(T_{абс} - T_{оп})$; $K_{H_2} = \sigma_в^{H_2}/\sigma_о$, где $\sigma_в$ и $\sigma_о$ — пределы прочности деформированного и отожженного образцов; $T_{абс} = -273$ °С; $T_{оп}$ — температура испытаний (опыта); $\sigma_в^{H_2}$ — предел прочности наводороженного материала.

Известно, что структурные и внешние факторы по-разному влияют на накопление повреждений, поэтому однозначно описать аналитически кинетику и динамику процесса невозможно. Дело в том, что в процессе деформирования очаг пластической деформации локализуется вначале по всему сечению образца, например при симметричном растяжении/сжатии, затем в поверхностных и приповерхностных слоях. Следовательно, при многократном нагружении очаги деформации сосредотачиваются лишь в отдельных небольших объемах, в которых и происходит разрушение. Степень локализации деформаций при циклическом нагружении можно оценить введением в уравнение (3) коэффициента концентрации напряжений $K_V = \sigma_т/\sigma_{-1}$, где $\sigma_т$ и σ_{-1} — пределы текучести и выносливости гладкого образца. Тогда показатель жесткости НС при циклическом нагружении будет определяться выражением

$$\Pi_{уст} = K_м K_\sigma K_t K_{H_2} K_V. \qquad (4)$$

Расчетные значения $\Pi_{уст}$ для стали 03Х11Н10М2Т (ВНС-17) при нормальной температуре приведены в табл. 1 ($\sigma_в = 1220$ МПа; $\sigma_т = 1050$ МПа; $K_t = 0{,}93$; $K_V = 2{,}66$; $K_{H_2} = 1$).

Анализ показал, что разные технологические операции, связанные с холодным пластическим деформированием или термической обработкой, в сочетании с концентраторами напряжений в виде надрезов создают сложное объемное НС в элементах конструкций, что приводит к значительному уменьшению $\varepsilon_{i\,пред}$ до разрушения, а в целом — уменьшению выносливости и ресурса изделий.

Следует иметь в виду, что в большинстве случаев, имеющих место на практике, напряжения достигают предела текучести только при учете их концентрации, однако эти напряжения — местного характера, а следовательно, не могут вызвать текучесть по всему сечению. Большая концентрация напряжений в микрообъемах приводит к зарождению несплошностей размером ≈1000 Å, концентрация которых особенно высока в приповерхностных слоях, что указывает на "множественный" характер разрушения кристаллических тел, например газовых труб после длительной эксплуатации. Одновременно с зарождением происходит интенсивное укрупнение несплошностей, при этом их концентрация резко падает по мере удаления от поверхности, причем толщина слоя с повышенной концентрацией несплошностей хорошо совпадает с толщиной слоя, в котором наблюдалось высокое разуплотнение. Учитывая локализацию процесса разрушения при усталости предел выносливости можно определить по формуле

$$\sigma_{-1} = \sqrt{\frac{b K_м K_t \sigma_в^{H} \sigma_т}{\ln \dfrac{K \varepsilon_{i\,пред}}{a}}}, \qquad (5)$$

Таблица 1

$R_{над}$, мм	$K_м$	K_σ	σ_{-1}, МПа	$\Pi_{уст}$	$\varepsilon_{i\,пред}$
∞	1,0	3,25	375	8,05	1,16
6,0	1,4	4,05	290	14,03	0,60
2,5	1,9	4,32	245	20,30	0,49
1,0	2,9	4,90	183	35,15	0,37
0,6	3,7	5,14	153	47,10	0,33
0,2	6,0	5,49	120	81,53	0,22

где K — коэффициент, учитывающий локализацию процесса разрушения при усталости; $\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}$ — предел прочности надрезанного образца.

Практика показывает, что все виды поверхностного упрочнения (наклеп, азотирование, нитрирование, цементация и др.) повышают предел выносливости. Однако следует иметь в виду, что упрочнение поверхности неизбежно сопровождается уменьшением вязкости, что особенно опасно для изделий, работающих при ударной динамической нагрузке. Выражение (5) позволяет оценить качество сталей и спрогнозировать оптимальные, с точки зрения выносливости, технологические процессы изготовления деталей.

Следует также иметь в виду, что повышение эксплуатационных нагрузок и снижение запаса прочности приводят к тому, что сопротивления статическому и циклическому разрушениям следует рассчитывать не в напряжениях, а в деформациях. Это связано с тем, что в неупругой области небольшим изменениям номинальных напряжений соответствуют еще меньшие изменения максимальных напряжений в зонах с локальными еще более высокими концентраторами и существенные изменения местных деформаций.

Напряженное состояние поверхностного слоя с различного рода неоднородными повреждениями (царапины, надиры, углубления, забоины, вмятины, микронеровности поверхностей после обработки и др.) рассчитывается по уравнению (4). Знание величины $\Pi_{\text{уст}}$ позволило оценить неупругую деформацию $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$ микрообъема от напряжения, равного пределу выносливости, по формуле

$$\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} = a\mathrm{e}^{\frac{bK_{\text{м}}^{\text{н}}K_t\frac{\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}\sigma_t}{2}}{\sigma_{-1}}}, \qquad (6)$$

где $K_{\text{м}}^{\text{н}}$ — коэффициент концентрации напряжений в надрезе.

Расчетные значения $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$ для некоторых конструкционных материалов при разных структурных состояниях приведены в табл. 2.

Величина $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$ определяет скорость накопления остаточной деформации, а при известной частоте нагружения можно определить долговечность разрушаемого элемента конструкции. В условиях эксплуатации частота циклического нагружения может меняться от нескольких циклов в месяц до нескольких тысяч циклов в секунду. Однако большинство деталей работает при числе циклов нагружения от 500 до 1000 в минуту. Влияние частоты нагружения в этом диапазоне хорошо изучено, и можно сказать, что оно достаточно слабое и связано в основном с временным фактором: увеличение частоты при равном числе циклов означает уменьшение времени и повышение скорости нагружения. Это ограничивает развитие пластической деформации и приводит к уменьшению результирующего усталостного повреждения. При низких частотах усиливается влияние окружающей среды, так как значительно возрастает время испытания. При больших частотах может существенно повышаться температура образца, особенно из материалов с низкой теплопроводностью.

Окружающая среда очень сильно влияет на сопротивление выносливости большинства сталей и сплавов. Например, долговечность образца меди при испытаниях в вакууме 10^{-5} мм рт. ст. более чем в 10 раз превышает долговечность при атмосферном давлении. При повышении влажности воздуха сопротивление выносливости снижается, а в жидких средах предел выносливости снижается многократно. При этом увеличивается НС разрушаемого элемента конструкции, приводящее к резкому уменьшению $\varepsilon_{i\,\text{пред}}$ и снижению долговечности конструкции в целом.

При наличии конструктивных или технологических концентраторов напряжений повышение усталостной прочности методом поверхностной пла-

Таблица 2

Материал, состояние	$\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$, мм/м	σ_{-1}, МПа	E, МПа	$V_{\text{р уст}}$, см^3/см^3	N, циклов	$\rho_{\text{кр}}$, 1/см^2
ВКС-210, закалка и старение	$2{,}45\cdot10^{-6}$	657,0	177840	$0{,}9\cdot10^{-8}$	$3{,}83\cdot10^{6}$	$1{,}79\cdot10^{11}$
16ХСН, закалка и отпуск	$2{,}79\cdot10^{-7}$	422,9	211000	$0{,}56\cdot10^{-9}$	$4{,}5\cdot10^{8}$	$0{,}6\cdot10^{11}$
ВНС-17, закалка и отпуск	$1{,}94\cdot10^{-7}$	291,2	198440	$2{,}85\cdot10^{-10}$	$8{,}6\cdot10^{7}$	$1{,}01\cdot10^{12}$
ВТ16, поставка	$6{,}29\cdot10^{-7}$	369,3	106570	$2{,}1\cdot10^{-9}$	$1{,}32\cdot10^{7}$	$5{,}5\cdot10^{11}$
ЭИ961, закалка и отпуск	$3{,}13\cdot10^{-6}$	271,3	208450	$4{,}07\cdot10^{-9}$	$5{,}9\cdot10^{6}$	$4{,}62\cdot10^{11}$
Сталь 15, нагартованная, ε_i = 15 %	$3{,}24\cdot10^{-7}$	154,8	213400	$2{,}34\cdot10^{-10}$	$4{,}7\cdot10^{7}$	$9{,}88\cdot10^{11}$
Сталь 16ХСН, калиброванная, ε_i = 5 %	$2{,}17\cdot10^{-5}$	270,0	208890	$2{,}8\cdot10^{-9}$	$2{,}24\cdot10^{5}$	$0{,}58\cdot10^{10}$
В65, закалка и старение	$8{,}64\cdot10^{-8}$	177,0	70500	$2{,}17\cdot10^{-10}$	$2{,}28\cdot10^{7}$	$1{,}3\cdot10^{11}$
В65, отжиг	$4{,}56\cdot10^{-8}$	80,4	70890	$5{,}15\cdot10^{-11}$	$6{,}3\cdot10^{7}$	$3{,}06\cdot10^{11}$
В65, нагартованный, ε_i = 50 %	$2{,}23\cdot10^{-8}$	121,9	71540	$3{,}77\cdot10^{-10}$	$1{,}76\cdot10^{8}$	$2{,}17\cdot10^{11}$
ВТ 16, закалка и старение	$3{,}64\cdot10^{-6}$	448,9	110340	$1{,}48\cdot10^{-8}$	$1{,}49\cdot10^{6}$	$0{,}878\cdot10^{11}$

стической деформации в большинстве случаев эффективнее остальных методов упрочнения. При оптимальных режимах термической обработки и поверхностного наклепа долговечность деталей при перегрузках повышается в десятки и сотни раз, а предел выносливости в 1,5÷3 раза. Этот факт следует изучить применительно к трубам магистральных трубопроводов.

Выплавка сталей с малой загрязненностью неметаллическими включениями, которые являются концентраторами напряжений и очагами зарождения усталостных трещин, также хорошо известна. Поэтому изготовление из таких сталей газовых труб с последующим выбором оптимальной технологии термической обработки и поверхностным наклепом, может значительно повысить их эксплуатационный ресурс.

При циклическом нагружении долговечность определяется числом циклов до разрушения: $N_{\text{р}} = \varepsilon_{i\,\text{пред}}\sigma_{\text{т}}^2\,\sigma_{-1}^2/(\Pi'_{\text{уст}}\sigma_{\text{а}})^4\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$, где $\Pi'_{\text{уст}}$ — коэффициент концентрации напряжений в зоне усталостной трещины; $\sigma_{\text{а}}$ — амплитудное напряжение.

Резкое повышение напряжений в зоне концентратора приводит к тому, что при разгрузке образца дислокации не возвращаются в исходное положение и пластическая деформация $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$ сосредотачивается в отдельных микрообъемах, которые при этом деформируются до исчерпания ресурса пластичности и с них начинается разрушение.

Микрообъем определяем по формуле

$$V_{\text{р уст}} = \Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}\sigma_{-1}/E.$$

Длина пластической зоны, в которой накапливается неупругая деформация: $l_{\text{п.з}} = \sqrt[3]{V_{\text{р уст}}/0{,}5236}$.

Критическую плотность дислокаций определяем по формуле $\rho_{\text{кр}}^{D} = \Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} N_{\text{р}}/(bL)$, где b — вектор Бюргерса; L — размер полосы скольжения.

Относительное изменение плотности в разрушаемом элементе: $\Delta\rho/\rho = V_{\text{р уст}}\Delta E/(V_{\text{р ст}}E)$, где ρ — плотность материала в исходном состоянии; ΔE — изменение модуля нормальной упругости до и после разрушения; $V_{\text{р ст}} = \varepsilon_{i\,\text{пред}}\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}/E$ — объем, разрушаемый при статическом нагружении.

Анализ приведенных в табл. 2 расчетных значений $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$, σ_{-1}, E, $V_{\text{р уст}}$, $N_{\text{р}}$, $\rho_{\text{кр}}$ для ряда исследованных конструкционных материалов позволил сделать следующие выводы:

1) при напряжениях на уровне предела выносливости и прочих одинаковых условиях лучшие эксплуатационные характеристики имеют материалы с наименьшей неупругой пластической деформацией за один цикл нагружения;

2) для разрушения материала независимо от его состояния и исходной прочности необходимо накопление примерно одинаковой плотности дислокаций, что говорит о единой (для исследованных пластичных материалов) природе накопления усталостного повреждения и разрушения;

3) для развития усталостной трещины необходимо, чтобы деформация микрообъема перед ней была предельной;

4) уровень напряжений, необходимый для достижения критической плотности дислокаций, зависит от состояния материала;

5) разрушение материала наступает при предельной деформации нагружаемого объема, которая зависит от его НС, определяющего скорость накопления повреждений;

6) приращение микрообъемов в результате образовавшихся структурных нарушений (уменьшения плотности) при пластической деформации зависит от уровня неупругой деформации и увеличивается прямо пропорционально ее увеличению.

Таким образом, при известных исходных характеристиках ($\sigma_{\text{в}}$, $\sigma_{\text{т}}$, ψ, E, $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$, HB) трубной стали, условиях нагружения и $\Pi_{\text{уст}}$, состоянии поверхности трубы с помощью специальной компьютерной программы можно спрогнозировать оптимальный технологический процесс изготовления трубы и рассчитать ее ресурс, исходя из реальных условий эксплуатации.

Для примера рассчитаем эксплуатационный ресурс газовых труб из стали Х70. Данные для расчета приведены в табл. 3. Для стали Х70 имеем $\varepsilon_{i\,\text{пред}} = 0{,}95\text{e}^{-0{,}07\Pi}$.

Если с учетом реальных условий эксплуатации принять напряжение $\sigma_{\text{а}} = 300$ МПа, а с учетом кон-

Таблица 3

Труба	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\sigma_{\text{т}}$, МПа	ψ, %	$\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}$, МПа	$\sigma_{\text{т}}^{\text{н}}$, МПа	K_{1c}, МПа/мм$^{3/2}$	σ_{-1}, МПа	$\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$, мм/мм	N при $\sigma_{\text{а}} = 300$ МПа
1	640	570	75	1490	1150	265	213,5	$3{,}5\cdot10^{-6}$	$6{,}3\cdot10^{5}$
2	650	555	53	1360	920	238	207,0	$7{,}0\cdot10^{-6}$	$1{,}0\cdot10^{5}$
3	680	625	66	1340	900	232	222,6	$1{,}1\cdot10^{-5}$	$2{,}42\cdot10^{5}$
4	700	640	57	1120	730	205	218,2	$4{,}0\cdot10^{-5}$	$2{,}65\cdot10^{4}$

УДК 674.81.0182:666.189

А. Н. ЕКИМЕНКО, канд. техн. наук (НПУП "Институт инновационных исследований", г. Гомель, Беларусь), e-mail: an_ekimenko@mail.ru

Плунжерная экструзия реактопластов и перспективы её применения

Предложены устройство для переработки высоконаполненных реактопластов, позволяющее реализовать требуемую ориентацию волокнистого наполнителя по длине и в сечении формируемого изделия, и состав древесного термореактивного композита для производства погонажных профильных изделий повышенной прочности.

Ключевые слова: плунжерная экструзия, погонажное изделие, ориентация наполнителя, полимерные и древесные отходы, ленточный конвейер.

The technology for reprocessing highly filled thermosetting material which permits to implement the required orientation of fibre filler along the length and in the section of the make under formation was offered. Also the make-up of the woody thermosetting composite for production of cross-sectional increased strength makes was proposed.

Keywords: ram extrusion, cross-sectional make, filler orientation, polymeric and thinning junk, band conveyor.

Плунжерная экструзия (ПЭ) — универсальное технологическое решение формирования погонажных изделий из пресс-композиций на основе полимерных связующих с высоким содержанием наполнителя, в качестве которого могут использоваться отходы промышленного и сельскохозяйственного производств: измельченная древесина, лузга подсолнечника, льняная костра, отходы полимерных волокон. Применение различных наполнителей открывает большие возможности в разработке новых композитов, способных заменить металл, древесину и другие материалы конструкционного назначения.

Для дальнейшего развития теории ПЭ и совершенствования её технологии необходимо всесторонне исследовать сопутствующие физико-химические процессы. Важным параметром метода ПЭ является давление прессования и его распределение по сечению и длине деформируемого композита.

Ближайший аналог ПЭ — методы порошковой металлургии, хотя они имеют ряд значительных отличий: несжимаемость металлических порошков; формование ограниченных по высоте изделий; непродолжительность процесса уплотнения. Эти существенные отличия не позволяют непосредственно использовать теоретические разработки порошковой металлургии применительно к ПЭ.

Плунжерная экструзия — это продавливание порций прессуемого материала через канал, который перед началом прессования прогревают в зоне загрузки до температуры 60÷70 °С, а по мере продвижения материала по каналу его температуру повышают до оптимальной, характерной для выбранного материала (например для реактопластов это 155÷170 °С). При этом должны выполняться следующие условия: на участке *AB* канала (рис. 1) материал уплотняется в холодном состоянии, создавая пробку, которая предотвращает его распрессовку при движении пуансона в обратном направлении. На участке *BX* материал прогревается и при формовании изделий из термореактивных пресс-композиций происходит плавление и отверждение связующего, из которого на участке *XO* образуется пробка, предотвращающая выброс материала в направлении экструзии (при переработке реактопластов температура на этом участке не изменяется).

При холостом ходе пуансона (в направлении, противоположном прессованию) в матричный канал поступает очередная порция материала. При

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 19)

центрации напряжений $\sigma_a = 360$ МПа, и подставить это значение в формулу для оценки $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}}$ вместо σ_{-1}, то получим следующие значения неупругой деформации за один цикл нагружения напряжением $\sigma_a = 360$ МПа (см. табл. 3): 1) $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} = 1{,}2 \cdot 10^{-2}$; 2) $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} = 1{,}92 \cdot 10^{-2}$; 3) $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} = 1{,}24 \cdot 10^{-2}$; 4) $\Delta\varepsilon_{\sigma_{-1}} = 2{,}3 \cdot 10^{-2}$.

Анализ работы газопроводов системы "Горькийтрансгаз" показал, что в течение длительного периода наблюдений за работой двух компрессорных станций рабочее давление изменялось от 25 до 50 раз за год. Это было связано в основном с различным потреблением газа по рабочим и выходным дням, а также с проведением профилактических и аварийно-ремонтных работ на газопроводе. Расчеты показали, что срок службы труб из стали Х70 (см. табл. 3) с учетом изменений рабочего давления газа составил: для трубы 1 — 29÷58 лет; 2 — 18,2÷30 лет; 3 — 29÷56,5 года; 4 — 15,2÷30,4 года. В расчете принята толщина трубы $S = 17{,}5$ мм.

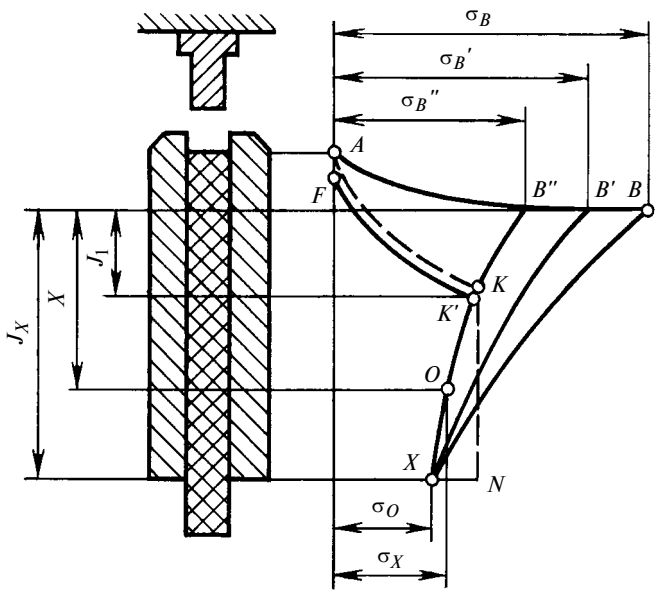


Рис. 1. Схема распределения напряжений по длине канала в процессе ПЭ:
σ_B — максимального на торце пуансона; $\sigma_{B'}$ — на верхнем слое изделия при холостом ходе пуансона; $\sigma_{B''}$ — в верхнем слое уплотненного материала в начале цикла прессования; J_1 — зона распрессовки изделия на холостом ходу пуансона; X — зона высокопластичного течения композита; J_X — зона плавления и последующего отверждения материала (для реактопластов)

следующем цикле прессования композит сжимается между торцом пуансона, верхней поверхностью предыдущего слоя изделия и стенками канала. Прессуемый материал сжимается до тех пор, пока сила его упругости не превысит силу трения сформованного изделия о стенки канала. При ее достижении изделие сместится на величину, которую условно назовем подачей, а слой изделия, образованный за один ход пуансона, — элементарным (рис. 2).

Рассмотрим сечение формующего канала, перпендикулярное к его продольной оси и расположенное на расстоянии H от торца предыдущего слоя. В этом сечении напряжение сжатия будет σ, а в сечении, отстоящем на расстоянии dH: $\sigma + d\sigma$. В слое dH изделия действуют напряжения прессования σ_x, бокового распора σ_y и трения τ, связанные соотношениями: $\sigma_y = \xi\sigma_x$; $\tau = f_{тр}\xi\sigma_x$, где ξ — коэффициент бокового распора; $f_{тр}$ — коэффициент трения материала о стенки формующего канала.

Момент равновесия между силами прессования и сопротивления движению материала в канале отражает формула

$$d\sigma_x S - f_{тр}\xi\sigma_x dHU = 0, \qquad (1)$$

где S — площадь сечения канала, м^2; U — периметр сечения канала, м.

После преобразования уравнения (1) получим: $\sigma_B = \sigma_C e^{b\Delta}$, где $b = \xi f_{тр} U/S$.

Верхняя поверхность предыдущего слоя композита является подвижным упором, предназначенным для формования изделия. В качестве допущения принимаем, что упругость элементарного слоя композита при движении по каналу не меняется, а сам канал является идеально жестким. При холостом ходе пуансона часть слоёв на некотором участке KF ввиду упругости композита распрессовывается (см. рис. 1). По мере продвижения элементарного слоя по каналу амплитуда распрессовки уменьшается в результате сил трения вышележащих слоев. В точке K между силами упругости и силами трения наступит равновесие, и величина элементарного слоя с этого момента будет постоянной. Если бы упругие свойства композита при движении элементарного слоя по каналу не менялись, напряжение бокового распора в момент холостого хода пуансона изображалось бы прямой KN. Необходимо учитывать, что под действием температуры и давления упругие силы пресс-материала уменьшаются в результате перехода упругих деформаций в пластические. Релаксация напряжения начинается уже в зоне формования и текущее напряжение σ_y изменяется фактически по ломаной линии $FK'O$, причем $\sigma_O = \sigma_K e^{-\beta t}$, где β — коэффициент релаксации напряжения, с$^{-1}$; t — время движения элементарного слоя изделия по каналу на участке KO, с.

Во время рабочего хода напряжение на торце пуансона вначале достигает значения $\sigma_{B''}$, которое соответствует вторичному сжатию распрессовавшихся слоев, а затем возрастает до $\sigma_{B'} = \sigma_O e^{bl_1}$ или

$$\sigma_{B'} = \sigma_K e^{dl_1 - \beta t}, \qquad (2)$$

где l_1 — длина участка распрессовки изделия, м.

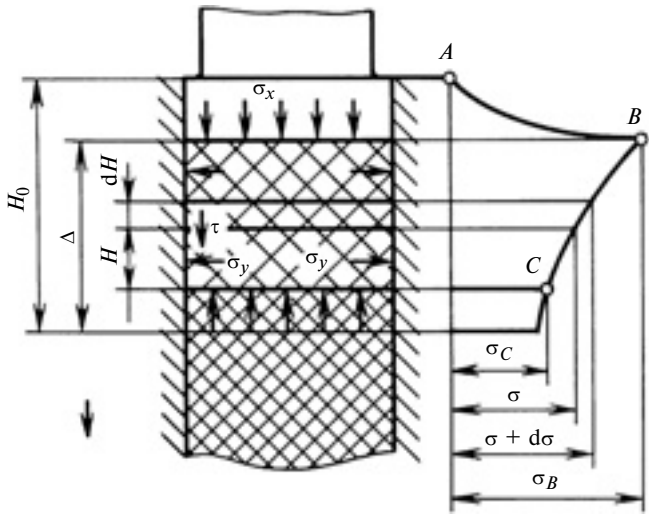


Рис. 2. Схема сжатия элементарного слоя:
σ — напряжение сжатия в сечении H; σ_x, σ_y и τ — напряжения соответственно прессования, бокового распора и трения

Если прологарифмировать выражение (2) по основанию натурального логарифма, то получим $\ln\sigma_{B'}/\sigma_K = bl_1 - \beta t$.

Таким образом, установившийся процесс ПЭ определяется условием $bl_1 - \beta t = \text{const}$ или с учетом $t = l_1/v$ (где v — скорость перемещения элементарного слоя по каналу), получим:

$$bl_1 - \beta t = l_1(b - \beta/v) = \text{const}. \qquad (3)$$

Выражение (3) определяет критерий устойчивости процесса ПЭ. Поскольку для определенного сечения изделия отношение $U/S = \text{const}$, то $bl_1 = \text{const}$ только при $\xi f_{\text{тр}} = \text{const}$. Если $\xi f_{\text{тр}} \to 0$, то $\sigma_{B'} \to \sigma_N$ (объемный вес изделия уменьшается), и наоборот, если $\xi f_{\text{тр}} \to \infty$, то объемный вес изделия будет увеличиваться. Постоянная скорость формования достигается при $\beta t = \text{const}$, а установившийся процесс экструзии характеризуется следующими условиями: $\rho = \text{const}$ и $v = \text{const}$, где ρ — плотность изделия, кг/м^3; v — скорость выхода изделия из формующего канала, м/с.

В Институте инновационных исследований в результате теоретических и экспериментальных исследований разработан способ изготовления погонажных изделий из высоконаполненных (до 80 %) композитов на основе термореактивного связующего [1]. На рис. 3 дана конструктивная схема устройства для осуществления данного способа [2].

Сущность способа заключается в следующем. На первой стадии композицию древесного пластика композиционно армированного (ДПКА-5) или стекловолокна ДСВ засыпают во вспомогательные цилиндры *7*, расположенные перпендикулярно к основному каналу, и под давлением 15÷25 МПа при температуре 50÷70 °С сжимают между торцевыми поверхностями вспомогательных пуансонов *8* или, в случае изготовления труб, прижимают ими к штоку канала до достижения сечения, равного или большего сечения готового изделия.

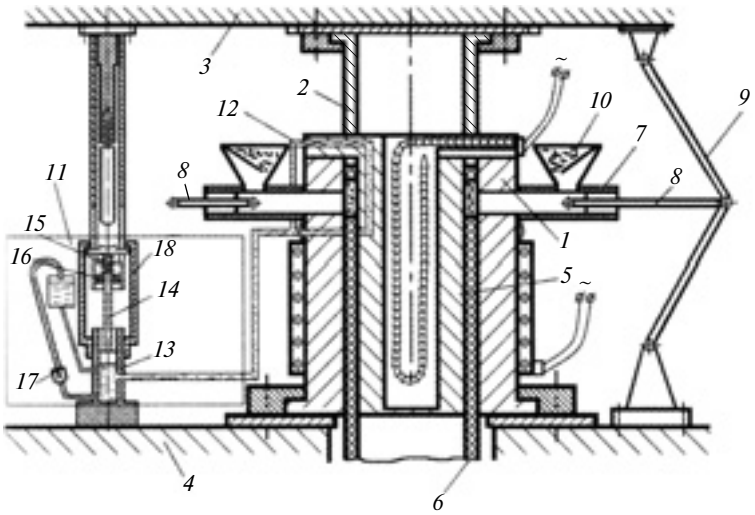


Рис. 3. Конструктивная схема устройства для изготовления изделий методом ПЭ

На второй стадии брикет заготовки, в которой древесные частицы распределены преимущественно вдоль ее продольной оси, под давлением проталкивают в камеру формования и термостабилизации, где происходят поликонденсация связующего и соединение частиц древесины и армирующих волокон (с уже заданной на первой стадии ориентацией) в монолитный материал. При проталкивании торцевые поверхности пуансонов *8* совмещаются с внутренней поверхностью стенок основного канала, становясь их продолжением в зоне загрузки. Формование осуществляется при синхронизации движений основного *2* и вспомогательных *8* пуансонов во время прессования. Дополнительным движением является проталкивание композита вспомогательными пуансонами, основным — перемещение композита по камере термостабилизации формующего канала.

Устройство позволяет изготовлять трубы из высоконаполненных (до 80 %) композитов на основе реактопластов с одновременным их армированием металлической проволокой или тросом диаметром 1,5÷2,5 мм.

Корпус *1* устройства и пуансон *2* прикреплены к плитам *3* и *4* пресса. Сердечник *5* с корпусом *1* образуют формующий канал *6*. Загрузочные механизмы в виде цилиндров *7* и пуансонов *8* снабжены дозаторами *10* и шарнирно связаны рычажной системой *9* с плитами *3* и *4* пресса. Мультипликатор *11* с трубками *12*, оканчивающимися капиллярными отверстиями, содержит гидроцилиндр *13*, нажимной шток *14*, пружину *15*, дистанционную гайку *16*, гидросистему с запорным клапаном *17* и ограничителем *18* хода верхней плиты.

Устройство работает следующим образом. При крайнем верхнем положении пуансона *2* пуансоны *8* из загрузочной воронки дозатора *10* подают очередную порцию материала. Ход пуансонов *8* регулируется системой рычагов. Шток *14* мультипликатора *11* также поднят, и в результате разрежения, создаваемого в гидроцилиндре *13*, из резервуара гидросистемы *17* поступает доза смазочного материала, которая определяется ограничителем *18*. При движении плиты *3* вниз пуансон *2* проталкивает очередную порцию материала в канал, образованный корпусом *1* и сердечником *5*, при этом пуансон *8* в цилиндре *7* отходит в крайнее положение и очередная порция материала под собственным весом поступает из дозатора *10* в цилиндр *7*. После ее проталкивания пуансон *2* возвращается в исходное положение

и цикл повторяется. В это время в мультипликаторе *11* шток *14* вытесняет порцию смазочного материала по трубкам *12* на внутреннюю поверхность полого корпуса *1* и наружную поверхность сердечника *5*, т. е. на поверхность формующего канала. Давление подаваемого смазочного материала регулируется обратным клапаном гидросистемы.

Смазывание поверхности формующего канала позволяет уменьшить усилие прессования и неравномерность плотности по высоте изделия, т. е. повысить производительность процесса и качество изделий. При этом конструкционно обеспеченное дозирование подачи смазочного материала позволяет минимизировать его расход.

Для изготовления погонажных изделий (труб, брусков, досок и др.) был разработан высоконаполненный композиционный термореактивный материал (ДПКА-5) [3], содержащий: 51,9÷66,3 % измельченной древесины; 5÷9 % полиоксадиазольного волокна; 3÷4 % углеродного волокна; 23÷30 % связующего из фенолформальдегидной и кремнийорганической смол в соотношении 5:1 по сухому остатку; 2÷3 % поливинилбутираля; 0,5÷2,3 % стеарата цинка; 0,2÷0,9 % стали в виде проволоки или троса диаметром 1,5÷2,5 мм. Получен материал со следующими физико-механическими свойствами: плотность — 1400÷1500 кг/м^3; теплостойкость по Мартену — 230÷250 °С; пределы прочности при сжатии — 190÷220 МПа, растяжении — 100÷110 МПа и статическом изгибе — 130÷150 МПа; ударная вязкость — 35÷45 кДж/м^2.

Комплексное импрегнирование полиоксадиазольного и углеродного волокон составным связующим и поливинилбутиралем позволяет компенсировать дипольные моменты полярных групп на границе раздела адгезива и субстрата и тем самым существенно повысить поверхностную энергию последнего. В результате увеличивается смачиваемость волокон связующим, что позволяет снизить долю связующего в составе материала без потери его прочностных свойств.

Проведенные исследования показали также, что создание на поверхности полиоксадиазольных и углеродных волокон слоя из поливинилбутираля и стеарата цинка существенно влияет на характер взаимодействия системы "полиоксадиазольное волокно—углеродное волокно", изменяя свойства материала в целом. Создание пленки из поливинилбутираля и стеарата цинка между полиоксадиазольным и углеродным волокном, с одной стороны, и составным связующим, с другой, позволяет уменьшить жесткость материала, внутреннее напряжение и число дефектных участков в зоне контакта связующего с армирующим наполнителем и, следовательно, существенно повысить физико-механические и антифрикционные свойства материала. Из разработанной композиции методом ПЭ были изготовлены трубы диаметрами: наружным 159 мм; внутренним 139 мм. Из труб изготовлены ролики ленточных конвейеров, работающих как на поверхности, так и в шахтах.

Одним из главных критериев повышения работоспособности и долговечности роликов является уменьшение их массы. Ниже приведен сравнительный расчет долговечности металлических и полимерных роликов ленточных конвейеров, работающих на ОАО "Беларуськалий". При расчете учитывали, что долговечность роликов определяется в основном долговечностью подшипников качения [4].

Долговечность (млн об) определяем по формуле $L = a_{23}(c/P)^m$, где $a_{23} = 0{,}7 \div 0{,}8$ — обобщенный коэффициент, характеризующий совместное влияние качества материала деталей и условий эксплуатации (принимаем $a_{23} = 0{,}75$); c — динамическая грузоподъемность, Н (для шарикоподшипника 305 с = 17 600 Н) [5]; $P = P_1 + P_2 + P_3$ — эквивалентная динамическая нагрузка, Н (P_1, P_2 и P_3 — вес соответственно ролика, транспортируемой руды и транспортерной ленты).

Для верхнего полимерного ролика КЛС 1200 (1200 мм — ширина ленты конвейера) — $P_1^{\text{п}} = 111$ Н; для верхнего металлического ролика КЛС 1200 — $P_1^{\text{м}} = 225$ Н. Для верхнего полимерного ролика КЛС 1400 — $P_1^{\text{п}} = 129$ Н; для верхнего металлического ролика КЛС 1400 — $P_1^{\text{м}} = 251$ Н. Вес руды $P_2 = N/(\upsilon n)$. Здесь $N = M_{\text{р}}g = 825 \cdot 9{,}81 = 2290$ — производительность конвейера ($M_{\text{р}}$ — масса руды, g — ускорение свободного падения); $\upsilon = 3$ — скорость ленты, м/с; $n = 6$ — число подшипников в роликах на 1 п. м. Получаем $P_2 = 2290/3 \cdot 6 = 127$ Н.

Вес транспортерной ленты, приходящийся на один подшипник: $P_3 = G/n$, где G — вес транспортерной ленты (для ленты шириной 1200 мм — $G_{1200} = 200$ Н; для ленты шириной 1400 мм — $G_{1400} = 300$ Н). Получаем: $P_3^{1200} = 200/6 = 33$ Н; $P_3^{1400} = 300/6 = 50$ Н. Долговечности полимерного и металлического роликов КЛС 1200 определяем соответственно по формулам: $L_{\text{п}}^{1200} = 0{,}75\left(\frac{17\,600}{111 + 127 + 33}\right)^3 = 206$ млн об и $L_{\text{м}}^{1200} = 0{,}75\left(\frac{17\,600}{225 + 127 + 33}\right)^3 = 73$ млн об.

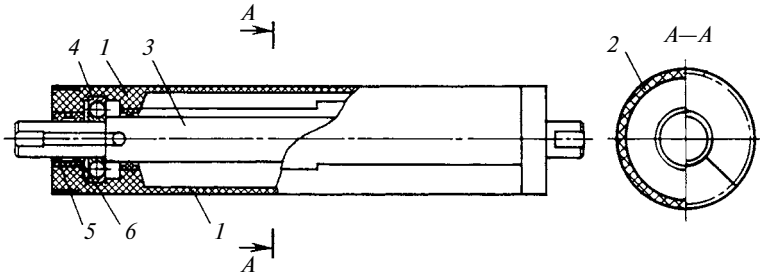


Рис. 4. Конструктивная схема полимерного ролика из материала ДПКА-5:
1 — полуролики; *2* — фиксирующий замок; *3* — ось; *4* — подшипник качения; *5* — подшипник скольжения; *6* — паз

Долговечности полимерного и металлического роликов КСЛ 1400 определяем соответственно по формулам: $L_{\text{п}}^{1400} = 0{,}75\left(\frac{17\,600}{129 + 127 + 50}\right)^3 = 185$ млн об и $L_{\text{м}}^{1400} = 0{,}75\left(\frac{17\,600}{225 + 127 + 50}\right)^3 = 52$ млн об. Расчетное увеличение долговечности полимерных роликов по сравнению с металлическими для КЛС 1200 и КЛС 1400 составит соответственно $k_{1200} = L_{\text{п}}^{1200} / L_{\text{м}}^{1200} = 206/73 = 2{,}82$ раза и $k_{1400} = L_{\text{п}}^{1400} / L_{\text{м}}^{1400} = 185/52 = 3{,}55$ раза.

Проведенный расчет показал, что применение роликовых опор из композита благодаря меньшему весу существенно (в среднем в 2,5 раза) увеличивает срок их службы.

В Институте инновационных исследований были разработаны новые композиционные материалы (ДПКА-1, ДПКА-5) для роликов [3, 6], обеспечивающие повышение надежности и долговечности роликовых опор. Выбор материала композиционной трубы для корпуса ролика определялся условиями эксплуатации и величиной нагрузки на ролик.

С учетом повышенной прочности и износостойкости материала ДПКА-5 разработана конструкция ролика (рис. 4) ленточного конвейера для тяжелых режимов работы (высокая энергоемкость конвейера) [7]. Ролик состоит из двух симметричных полуроликов *1* (оба — из ДПКА-5) с фиксирующими замками *2*, соединенными бандажами. В конструкции ролика предусмотрены резервные подшипники скольжения *5* из антифрикционного древопласта, которые выполнены заодно с полуроликами и предназначены для предохранения роликов от поломки в случае выхода из строя подшипников *4* качения. Для предохранения от попадания в зону трения абразива в конструкции ролика предусмотрены пазы *6*, в которые перед сборкой закладывают резиновый шнур и сальниковые уплотнения. В конструкции предусмотрены резервуары для смазочного материала, соединенные с узлом трения каналами, обеспечивающими самосмазывание узла трения в течение всего эксплуатационного периода. Каналы со стороны подшипников закрываются капиллярно-пористым материалом (войлок, древесина и др.).

Масляные резервуары и каналы в процессе сборки роликов заполняются консистентной смазкой. Принцип самосмазывания узла трения заключается в следующем: при эксплуатации роликов смазочный материал в узлах трения расходуется, что приводит к повышению температуры трущихся деталей и самого материала. Его вязкость уменьшается, что способствует интенсификации его подачи к трущимся поверхностям, благодаря чему сохраняется и поддерживается нормальная работа узла трения в течение длительного периода эксплуатации роликоопор. Наличие резервных подшипников скольжения исключает аварийный износ роликов в случае разрушения сепараторов или износа шариков и обойм подшипников качения выше допустимого предела. При нарушении рабочего режима основных подшипников ролик проседает на величину зазора между осью и резервными подшипниками скольжения, и последние временно вступают в работу до остановки конвейера на ремонт.

Кроме ролика, предназначенного для монтажа желобчатой верхней роликоопоры ленточного конвейера, формуемого методом прямого прессования и имеющего ограниченную длину, изготовлены длинномерные ролики из труб, получаемых методом ПЭ, корпуса подшипников которых и лабиринтные уплотнения выполнены из материала ДПКА-1 методом прямого прессования. Ролики с наружным диаметром 159 мм, изготовленные и испытанные на ОАО "Беларуськалий", показали высокую работоспособность и долговечность и рекомендованы к внедрению в производство.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 13523 Республики Беларусь.** Способ изготовления погонажного изделия из пресс-композиции на основе древесины.

2. **Пат. 5272 Республики Беларусь** на полезную модель: Оснастка для изготовления пластмассовых изделий.

3. **Пат. 12726 Республики Беларусь.** Состав для изготовления древесного пластика.

4. **Нарышкин В. Н.** Подшипники качения. Справочник-каталог. М.: Машиностроение, 1984.

5. **Перель Л. Я.** Подшипники качения. М.: Машиностроение, 1987.

6. **Пат. 10587 Республики Беларусь.** Состав для изготовления древесного пластика.

7. **Пат. 4077 Республики Беларусь** на полезную модель: Ролик ленточного конвейера.

УДК 621.8

А. М. РУБИН, канд. техн. наук (г. Москва), e-mail: bone-1@mail.ru

Расчетная модель резьбового соединения при произвольном порядке расположения зазоров между витками резьбы

Предложена расчетная модель распределения контактных усилий между витками резьбового соединения при произвольном расположении зазоров между витками.

Ключевые слова: резьба, витки, усилие затяжки, распределение нагрузки.

The design model of contact forces distribution between coils of screw joint by arbitrary arrangement of clearance between coils was set.

Keywords: screw, coils, tightening force, load distribution.

Согласно теории Н. Е. Жуковского, разработанной еще в 1902 г., нагрузка в резьбовых соединениях распределяется неравномерно по виткам резьбы. В идеальном соединении наибольшая нагрузка приходится на первый относительно опорного торца виток и уменьшается в направлении к последнему витку. Уравнения расчетной схемы соединения задают направление вектора контактных сил. При нагружении соединений витки включаются в работу последовательно, но при этом не принимаются во внимание зазоры между витками.

Изготовить идеально точные резьбовые детали невозможно, так как действительные размеры элементов резьбы имеют отклонения от номинальных. Ввиду непоследовательного нагружения витков реальных резьбовых соединений происходит выбор зазоров. В результате наиболее нагруженным может оказаться любой виток соединения [1].

При каждом нагружении, соответствующем включению или выключению витков резьбы, такие системы ведут себя как линейные. Но в конечном итоге нельзя получить взаимно однозначное соответствие между внешней нагрузкой и перемещениями. Такие системы называют конструктивно нелинейными [2, 3]. Свойство нелинейности обусловлено только включением и выключением витков резьбы. Действительная система, отвечающая заданной нагрузке, является рабочей. Возникает вопрос, в какой степени изменяется точность оценки контактной нагрузки на витках резьбы при расчетах с учетом величины и расположения зазоров?

В работе [4] были рассмотрены два способа определения действительной (рабочей) системы относительно некоторого включенного (установленного без зазора) витка: 1) считать все последующие витки установленными с зазором; 2) считать все предыдущие витки установленными с зазором.

В первом случае все последующие витки сразу включаются в расчетную схему. Решение достигается либо с первой попытки, либо путем последовательных приближений — итераций. При этом лишние связи (неработающие витки) выключаются из расчетной схемы. Критерием правильности решения "с первой попытки" служит равенство суммы всех контактных сил усилию затяжки. Если условия равновесия не соблюдаются, применяют метод последовательных приближений, а точнее метод попыток, используемый, например, при статическом расчете сооружений с односторонними связями [2].

Во втором случае при включении витка полагаем, что в каждой односторонней связи появляется начальный натяг [4]. Витки не могут быть включены в рабочую систему автоматически. Они включаются последовательно в соответствующую расчетную схему по мере их перемещения в направлении опорного торца гайки, т. е. по мере уменьшения зазора. При этом сила затяжки, необходимая для выбора зазоров и включения витков в работу, заранее неизвестна, т. е. неизвестны функция зазоров и усилия затяжки на каждом шаге нагружения.

Обратим внимание на то, что вектор контактных сил в идеальном резьбовом соединении направлен от первых (от опорной поверхности) витков к последующим по убывающей. Следовательно, контактная сила в $(i + 1)$-м витке всегда меньше, чем в i-м. Возникает кажущееся противоречие: при наличии зазора в $(i - 1)$-м витке контактная нагрузка равна нулю и при этом (в соответствии с системой уравнений и направлением вектора контактных сил [4]) должна быть больше нагрузки во включенном i-м витке. При выборе зазора (и смене рабочей системы) возникает начальный натяг.

Рассмотрим случай непоследовательного включения зазоров на примере нагружения соединения из трех витков с зазором во втором витке. Первоначально взаимодействие и, соответственно, натяг возникают между первым и третьим витками. В момент включения второго витка напряженное состояние соединения характеризуется натягами, соответствующими смещениям первого и третьего витков. Следовательно, в общем случае система содержит односторонние связи при наличии зазоров и начальные натяги.

Рассмотрим линейные уравнения, отражающие условия совместных перемещений витков соединения (при наличии зазоров и натягов), и уравнение

Таблица 1

Пример	Виток i резьбы	h_i	X_i	P
1	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	4 0 0	4
2	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	6 0 0	6
3	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	7,53 0,27 0,19	8
4	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	8,45 0,91 0,64	10

равновесия [4]. При построении системы уравнений с постоянными коэффициентами — податливостями, для k участков соединения (по числу контактирующих пар витков) принимаем следующие исходные данные: $w = 1/10^5$ — совместное единичное перемещение контактирующих витков резьбы; $d = 0{,}3/10^5$ — суммарное единичное перемещение растяжения (сжатия) тела винта и гайки.

Система линейных уравнений для трех контактирующих витков:

$$\begin{cases} -wX_1 = X_{\delta 1}; \\ wX_1 - dX_1 - wX_2 = h_2; \\ wX_2 - dX_2 - wX_3 = h_3; \\ X_1 + X_2 + X_3 = P, \end{cases} \qquad (1)$$

где P — усилие затяжки; $h_{i=1-k}$ — зазоры (натяги) между витками резьбы; $X_{i=1-k}$ — неизвестные контактные усилия; $X_{\delta 1}$ — смещение условной заделки.

При появлении натяга $-h_1$ в первом витке $X_{\delta 1} = -h_1$. Смещения $X_{\delta i} = wX_i$ несут полезную информацию о напряженном состоянии соединения на каждом шаге нагружения, соответствующем включению или выключению витков резьбы.

В табл. 1 приведены четыре примера расчета контактной нагрузки методом попыток при наличии зазора $h_2 = 0{,}5^{-4}$ и разных усилиях P затяжки. Пороговое усилие затяжки, соответствующее моменту включения второго витка, достигается при $P = 7{,}15$. Третий виток последовательно включается всегда после второго, что противоречит картине предварительного напряженного состояния расчетной модели соединения.

В табл. 2 при тех же усилиях затяжки, что и в табл. 1, приведены контактные нагрузки в первом и третьем витках. В этой модели вторые витки аннигилируются (принимаются бесконечно податливыми) при том, что длина стержня второго витка сохраняется.

Таблица 2

Пример	Виток i резьбы	h_i	X_i	P
1	1 2 3	0 — 0	2,86 — 1,14	4
2	1 2 3	0 — 0	4,29 — 1,71	6
3	1 2 3	0 — 0	5,71 — 2,29	8
4	1 2 3	0 — 0	7,14 — 2,86	10

Напряженное состояние модели описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} wX_1 - 2dX_1 - wX_3 = 0; \\ X_1 + X_3 = P. \end{cases} \qquad (2)$$

По результатам расчета устанавливаются смещения wX_1 и wX_3 витков при разных усилиях затяжки для всех приведенных случаев. Эти смещения берутся в качестве исходных данных (натягов $h_1 = -wX_1$ и $h_3 = -wX_3$) при расчете соединения из трех витков с зазором $h_2 = 0{,}5^{-4}$ во втором витке (табл. 3). Напряженное состояние соединения при этом характеризуется системой уравнений:

$$\begin{cases} -wX_1 = -h_1; \\ wX_1 - dX_1 - wX_2 = h_2; \\ wX_2 - dX_2 - wX_3 = -h_3. \end{cases} \qquad (3)$$

Мы вправе ожидать появления незначительных контактных усилий во втором витке в момент его включения (см. табл. 3, пример 4).

Таблица 3

Пример	Виток i резьбы	h_i	X_i	P
1	1 2 3	$-0{,}28571^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}11429^{-4}$	2,89 $-0{,}3^{-8}$ 1,14	4
2	1 2 3	$-0{,}42857^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}17143^{-4}$	4,29 $-0{,}2^{-8}$ 1,71	6
3	1 2 3	$-0{,}57143^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}22857^{-4}$	5,71 $-0{,}99^{-9}$ 2,29	8
4	1 2 3	$-0{,}71429^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}28571^{-4}$	7,14 $0{,}13^{-4}$ 2,86	10

Таблица 4

Пример	Виток i резьбы	h_i	X_i	P
1	1 2 3	$-0{,}71429^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}28571^{-4}$	7,14 $0{,}13^{-4}$ 2,86	10
2	1 2 3	$-0{,}71429^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}28571^{-4}$	16,27 6,39 7,33	30
3	1 2 3	$-0{,}71429^{-4}$ $0{,}5^{-4}$ $-0{,}28571^{-4}$	25,4 12,78 11,81	50

Таблица 5

Пример	Виток i резьбы	h_i	X_i	P
1	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	8,45 0,91 0,64	10
2	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	17,5 7,31 5,11	30
3	1 2 3	0 $0{,}5^{-4}$ 0	26,7 13,69 9,58	50

В табл. 4 дано решение контактной задачи с учетом предварительного напряженного состояния, установленного выше (см. табл. 3, пример 4), при дальнейшем возрастании нагрузки в соединении после выбора зазора во втором витке.

В табл. 5 при тех же нагрузках, что и в табл. 4, приведены результаты вычисления контактных усилий методом попыток без учета выбора зазора при более низких нагрузках (см. табл. 1), т. е. без учета предварительного напряженного состояния.

Видно, что при небольших усилиях затяжки (см. табл. 1 и 3) напряженное состояние соединений отличается весьма существенно. В то же время при больших усилиях затяжки (см. табл. 4 и 5), т. е. после выбора зазора, относительные контактные усилия сопоставимы и мало отличаются.

Таким образом, при решении задач контакта резьбовых соединений с произвольными зазорами, рассматриваемых с позиций теории расчета систем с односторонними связями, может быть использован метод последовательных приближений с учетом выбора и ликвидации зазоров при каждом нагружении. При решении задач контакта резьбовых соединений без выбора зазоров этот метод приводит к погрешностям расчета в большей степени при небольших усилиях затяжки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Блаер И. Л.** Расчетные схемы резьбовых соединений // Вестник машиностроения. 2007. № 10. С. 3—8.

2. **Рабинович И. М.** Вопросы теории статического расчета сооружений с односторонними связями. М.: Стройиздат, 1975, 145 с.

3. **Фирсанов В. В.** Метод расчета напряженно-деформированного состояния упругих систем с односторонними связями // Механика твердого тела. 2003. № 2. С. 151—163.

4. **Рубин А. М.** Контактные задачи резьбовых соединений при включении и выключении витков резьбы // Вестник машиностроения. 2010. № 11. С. 27—29.

УДК 629.113

Д. В. ГРЕБЕНЬКОВ, канд. техн. наук (Липецкий ГТУ), e-mail: greben80@rambler.ru

Прогнозирование ресурса инерционного гидродифференциального выпрямителя момента мобильной машины

Предложена методика прогнозирования степени износа рабочих поверхностей гидравлического механизма свободного хода и работоспособности инерционного гидродифференциального выпрямителя момента мобильной машины.

Ключевые слова: прогнозирование, ресурс, инерционный гидродифференциальный выпрямитель момента, зазор, работоспособность.

The prediction technique of deterioration rate of acting faces of play hydraulic gear and of operational integrity of slugged hydro-differential rectifying element of mobile machine tool moment was offered.

Keywords: forecasting, engine life, slugged hydro-differential rectifying element of mobile machine tool moment, clearance, operational integrity.

С учетом современного уровня оценки технического ресурса механических систем, не умаляя значения и необходимости испытаний, большой проблемой при проектировании остается разработка точных и достоверных методов расчета.

Применение инерционной бесступенчатой автоматической передачи с гидродифференциальным выпрямителем момента (ГВМ) в трансмиссии любой мобильной машины во многом зависит от обеспечения его требуемого технического ресурса.

На рис. 1 приведена кинематическая схема инерционного гидродифференциального трансформатора вращающего момента (ИГТВМ) [1], который содержит импульсный механизм в виде ведущего вала *1*, соединенного с неуравновешенными груза-

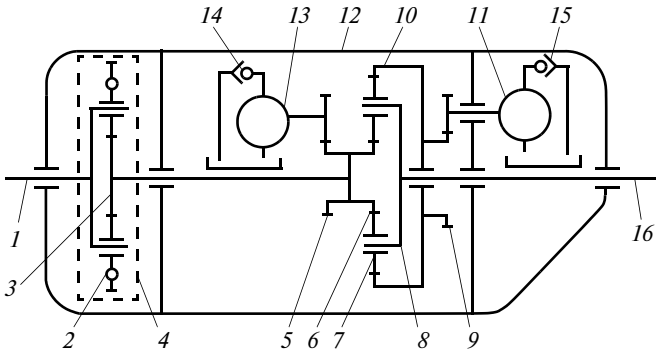


Рис. 1. Кинематическая схема ИГТВМ

ми *2*, ведомое зубчатое колесо *3* и основной дифференциальный механизм *4*. Дополнительный дифференциальный механизм (ГВМ) состоит из зубчатых колес *5* и *6*, сателлитов *7*, водила *8*, зубчатого колеса *9* и коронной шестерни *10*, соединяющейся через колесо *9* с выходной объемной гидромашиной (шестеренным насосом) *11*, которая закреплена на корпусе *12* передачи. Аналогично установлена и корпусная гидромашина *13*. Гидромашины *11* и *13* имеют замкнутую циркуляцию жидкости, которую обеспечивают обратные клапаны *14* и *15*, установленные в соответствующих трубопроводах. С водилом *8* соединен ведомый вал *16*. ИГТВМ работает на трех характерных режимах: стоповом (режим неподвижного реактора), трансформации момента и прямой передачи (режим динамической муфты).

На стоповом режиме ИГТВМ передает положительный инерционный момент ведущему колесу *6* дифференциала, которое стремится повернуть шестерню *10*, удерживаемую неподвижной гидромашиной *11* с помощью обратного клапана *15*, выполняющего функцию гидравлического механизма свободного хода (гидроМСХ). Происходит передача момента на ведомый вал *16*. При отрицательном моменте гидромашина *13* удерживает солнечное колесо *6* в неподвижном состоянии. При этом ведомый вал *16*, шестерня *10* и гидромашина *11* продолжают вращаться по инерции.

На режиме трансформации момента гидромашины *11* и *13* поочередно удерживают в неподвижном состоянии соответствующие элементы дифференциального ряда в случае их вращения в запрещенном направлении. На режиме динамической муфты гидромашина *11* неподвижна, а гидромашина *13* вращается вхолостую при открытом обратном клапане *14*.

Особенности работы гидроМСХ — высокая частота включения в единицу времени и значительные динамические нагрузки на его звенья, что при длительной эксплуатации приводит к износу рабочих поверхностей шестеренных насосов, являющихся основой гидроМСХ, необратимому изменению свойств материалов, старению и т. д. Все это приводит к увеличению внутренних зазоров S в гидромашине, повышению утечек $Q_{ут}$ рабочей жидкости и, следовательно, нарушению рабочего процесса и снижению общего КПД ИГТВМ.

Очевидно, что прогнозирование ресурса ИГТВМ достаточно выполнить не для механизма в целом, а лишь для его слабого звена — гидроМСХ, что предполагает исследование изменения радиального зазора S в гидроМСХ от времени t. Анализ проблемы обеспечения заданного технического ресурса ГВМ позволил определить алгоритм прогнозирования (рис. 2).

В общем случае совокупность параметров гидромашины, характеризующих ее работоспособность, можно представить как компонент случайного вектора $Y(t)$ в n-мерном пространстве, где n — число параметров. Так как на все функциональные параметры гидроМСХ задаются допустимые пределы их изменения, то для каждого параметра y_i определен интервал возможных значений $[a_i, b_i]$, в котором обеспечивается его нормальное функционирование. В общем случае спрогнозировать состояния гидроМСХ в любой момент времени можно с помощью стохастического уравнения [2] $Y(t) - a = 0$,

Рис. 2. Алгоритм прогнозирования технического ресурса ГВМ

где $Y(t)$ — случайный вектор параметров; a — область допустимых значений.

Однако работоспособность гидроМСХ можно характеризовать одним или несколькими обобщенными параметрами, поэтому общее стохастическое уравнение в n-мерном пространстве можно свести к случайному одномерному процессу, описываемому зависимостью $y(t) - a(t) = 0$, где $y(t)$ — случайная функция изменения определяющего параметра во времени; $a(t)$ — частные допустимые значения случайной функции в разные моменты времени.

Случайную функцию $y(t)$ можно получить на основании статистических данных, а в некоторых случаях аппроксимировать линейной зависимостью. Тогда для двустороннего ограничения уравнение прогноза можно представить в виде [2]: $y_0 + y_i(t) - a = 0$; $y_0 + y_i(t) - b = 0$, где y_0 — случайное начальное значение параметра; y_1 и y_2 — случайные скорости изменения параметра.

Минимальное время работоспособного состояния определяется следующими выражениями: $t_a = (a - y_0)/y_1$; $t_b = (b - y_0)/y_2$.

Аналогично можно прогнозировать работоспособное состояние при любом другом законе аппроксимации случайного процесса $y(t)$.

Рассмотренная модель прогнозирования неполно описывает динамику функционирования и требует разной статистической информации. Частично указанный недостаток можно устранить, если использовать марковский процесс с кусочно-линейной аппроксимацией, определяемый двумерной плотностью вероятностей [2]: $\varphi(y_0, y_1, t_0, t_1) = \varphi(y_0 t_0) P(y_1 t_1 / y_0 t_0)$, где $\varphi(y_0, t_0)$ — одномерная плотность вероятности; $P(y_1 t_1 / y_0 t_0)$ — плотность вероятности перехода из состояния y_0 в состояние y_1.

Следовательно, с помощью марковских выражений состояние гидромашины можно прогнозировать только по одному его значению, тогда задача сведется к определению вероятности того, что в момент времени $t > t_u$ состояние зазора гидромашины будет находиться в заданных пределах $a < y < b$.

Работоспособность гидромашины определяется радиальным зазором между вершинами зубьев колеса и корпусом насоса. Торцевым зазором пренебрегаем, так как на современных шестеренных насосах применяют устройство для автоматического уплотнения торцов зубчатых колес. Произведем квантование уровней функции $y(t)$ (рис. 3), для этого весь диапазон допустимого изменения $[a, b]$ разобьем, например, на три уровня: Δy_0, Δy_1, Δy_2.

Гидромашина находится в работоспособном состоянии, если функция $y(t)$ лежит в интервале квантования $[a, b] = \Delta y_i$, $i = 0, 1, 2$. Интенсивность (скорость) пересечения процессом $y(t)$ уровня квантования Δy обозначим через v_i (определяется по статистическим данным и характеризует среднюю скорость увеличения параметра y в интервале квантования). Вероятность того, что радиальный зазор

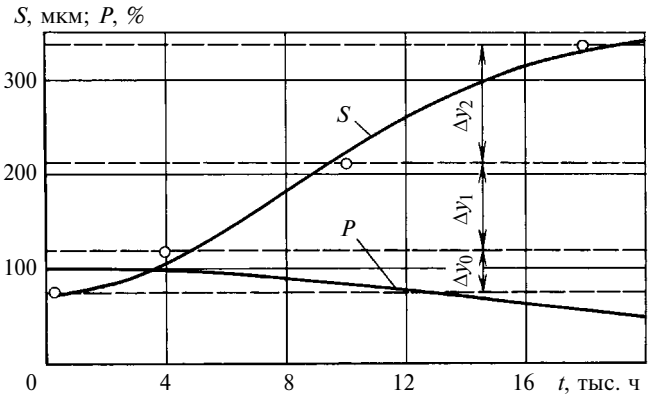


Рис. 3. Теоретическое (линия) и экспериментальное (точки) распределения радиального зазора *S* и распределение вероятности *P* исправной работы гидроМСХ во времени

гидромашины в момент времени t находится в i-м состоянии (уровень квантования), определяется уравнениями марковского процесса:

$$P_i = -v_i P_i(t) + v_{i-1} P_{i-1}(t), \qquad (1)$$

где $i = 0, 1, 2, 3$.

Начальные условия: $t_0 = 0$; $P_i(t) = P_i$.

Уравнение (1) решается с помощью преобразования Лапласа:

$$\begin{cases} P_0(t) = P_0 e^{-v_0 t}; \\ P_1(t) = \dfrac{v_0 P_0}{v_1 - v_0} e^{-v_0 t} + \left(P_1 - \dfrac{v_0 P_0}{v_1 - v_0} \right) e^{-v_1 t}; \\ P_2(t) = \dfrac{v_0 v_1 P_0}{(v_1 - v_0)(v_2 - v_0)} e^{-v_0 t} + \\ + \left(\dfrac{v_1 P_1}{v_2 - v_1} + \dfrac{v_0 v_1 P_0}{(v_0 - v_1)(v_2 - v_1)} \right) e^{-v_1 t} + \\ + \left(P_2 + \dfrac{v_1 P_1}{v_1 - v_2} + \dfrac{v_0 v_1 P_0}{(v_0 - v_2)(v_1 - v_2)} \right) e^{-v_2 t}; \\ P_3(t) = 1 - \sum\limits_0^2 P_i(t). \end{cases}$$

Вероятность работоспособного состояния, т. е. вероятность того, что функция $y(t)$ находится в заданных пределах, определяется зависимостью

$$P(t) = \sum_{i=0}^{3} P_i(t) = \sum_0^3 a_i e^{-v_i t},$$

где

$$a_0 = P_0 \left[1 + \frac{v_0}{v_1 - v_0} + \frac{v_0 v_1}{(v_1 - v_0)(v_2 - v_0)} \right];$$

k	1	3	5	10	15	20	30	40	50	75	100	150	200
t	12,7	3,18	2,57	2,23	2,13	2,09	2,04	2,02	2,01	1,99	1,98	1,98	1,97

$$a_1 = P_0\left[\frac{v_0}{v_0 - v_1} + \frac{v_0 v_1}{(v_0 - v_1)(v_2 - v_1)}\right] + P_1\left(1 + \frac{v_1}{v_2 - v_1}\right);$$

$$a_2 = P_0\frac{v_0 v_1}{(v_0 - v_2)(v_1 - v_2)} + P_1\frac{v_1}{v_1 - v_2} + P_2;$$

$v_i = 1/t_i$.

Условия развития процесса могут изменяться во времени. Поэтому точечный прогноз $S(t_{\text{прог}})$ недостаточно надежен и для повышения его точности необходимо дополнительно определить доверительный интервал [3] оценки, зависящий от времени $t_{\text{прог}}$ упреждения и времени ретроспективы. С учетом доверительного интервала прогнозируемый зазор в гидромашине определяется выражением $S_{\text{прог}} = S(t_{\text{прог}}) \pm t_{0,05}(n - 2)\sigma_{t_{\text{прог}}}$, где $S(t_{\text{прог}})$ — расчетный зазор на момент прогнозирования (упреждения); $t_{0,05}(n - 2)$ — теоретическое значение критерия t Стьюдента, определяемое при $k = n - 2$ и $\beta = 5$ % (таблица); $\sigma_{t_{\text{прог}}}$ — средняя квадратичная ошибка на момент $t_{\text{прог}}$ упреждения.

Тогда точечная оценка зазора: $S(t_{\text{прог}}) = \Sigma y_i^* P_i(t)$.

Для определения $\sigma_{t_{\text{прог}}}$ рассчитаем соответствующую дисперсию: $\sigma_y^2(t) = \Sigma y_i^{*2} P_i(t)$.

Уровни y_i квантования выбираются оптимальными относительно наименьшего отклонения характеристики $y(t)$ от экспериментальных данных. Исследования показали, что удовлетворительную сходимость экспериментальных данных с теоретическим распределением дает зависимость $y_i^* = y_i - k\Delta y_i$, где $k = 0{,}67 \div 0{,}8$ — коэффициент осреднения [2].

Среднее время безотказной работы

$$T = \frac{P_0}{v_0} + \frac{P_0 + P_1}{v_1} + \frac{P_0 + P_1 + P_2}{v_2}.$$

Следовательно, определив P_i, можно построить приближенное распределение плотности вероятности процесса $y(t)$, т. е. спрогнозировать изменение радиального зазора S гидроМСХ во времени t. В результате исследований были получены экспериментальные и теоретические зависимости изменения радиального зазора S (см. рис. 3). Теоретическая зависимость описывает экспериментальные данные во всем диапазоне значений и может быть использована для прогнозных расчетов. Полученные экспериментальные данные подтверждают адекватность представленной методики прогнозирования, использующей марковский процесс с кусочно-линейной аппроксимацией, что позволяет достаточно точно определить закон изменения радиального зазора S и работоспособность P гидроМСХ в тот или иной момент времени t. Расхождение между экспериментальными и прогнозными значениями составляет 6÷8 %.

Анализ результатов прогнозирования технического ресурса ГВМ показал, что для гидроМСХ при $S = 110 \div 150$ мкм технический ресурс мобильной машины при средней скорости 14 м/с составил 200÷300 тыс. км пробега.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 1028924 Рос. Федерации:** МКИ Г 16 Н 47/04. Инерционный гидродифференциальный трансформатор вращающего момента.

2. **Сырицын Т. А.** Эксплуатация и надежность гидро- и пневмоприводов. М.: Машиностроение, 1990. 248 с.

3. **Артемов И. И., Савицкий В. Я., Сорокин С. А.** Моделирование изнашивания и прогнозирование ресурса трибосистем: Монография. Пенза: Информ.-изд. центр ПГУ. 2004. 374 с.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

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

УДК 669.15-194:621.9.048.4

С. В. НИКОЛЕНКО, канд. техн. наук, Н. А. СЮЙ, М. А. ПУГАЧЕВСКИЙ, Л. П. МЕТЛИЦКАЯ
(Институт материаловедения ХНЦ ДВО РАН, г. Хабаровск), e-mail: nikola1960@mail.ru

Создание безвольфрамовых электродов СВС–экструзией для электроискрового легирования стали 45

Разработана технология получения безвольфрамовых электродных материалов для электроискрового легирования (ЭИЛ) с использованием добавок борсодержащего минерального сырья. Определены оптимальные режимы ЭИЛ и состав формируемых легированных слоев.

Ключевые слова: электроискровое легирование, массоперенос, карбид титана, датолитовый концентрат, атомно-силовая микроскопия, микроабразивный износ.

The non-tungsten electrode material for electrospark alloy addition (EAA) production using additive compounds of boron-containing minerals was developed. Best performances of EAA and the makeup of doped layers under formation were determined.

Keywords: electrospark alloy addition, mass transfer, titanium carbide, datolite concentrate, atomic-powered microscopial investigation, micro-abrasive wear and tear.

Для увеличения срока службы быстро изнашивающихся деталей машин и режущего инструмента в промышленности применяют метод электроискрового легирования (ЭИЛ), предложенный в 1943 г. выдающимися советскими учеными Б. Р. Лазаренко и Н. И. Лазаренко. Он позволяет наносить на металлические поверхности любые токопроводящие материалы при высокой прочности их сцепления, низкой энергоемкости процесса и простоте технологических операций.

Традиционно в качестве электродных материалов (ЭМ) в технологии ЭИЛ используют металлы и их сплавы, а также твердые сплавы на основе карбидов вольфрама, получаемые методом порошковой металлургии [1—3]. Однако такие твердые сплавы не всегда удовлетворяют требованиям, предъявляемым к ЭМ, ввиду их высокой эрозионной стойкости, низкого коэффициента переноса, невысокой жаростойкости карбида вольфрама и большой стоимости. В связи с этим возникла необходимость использования более прогрессивных твердосплавных безвольфрамовых ЭМ, обладающих заданным комплексом свойств.

В качестве ЭМ для ЭИЛ перспективно использование сталей и твердых сплавов на основе карбида титана, имеющих высокие твердость, износостойкость, тугоплавкость и другие свойства. Известны ЭМ, созданные из безвольфрамовых твердых сплавов карбида титана со связками: Ni—Mo, Ni—Cr, Ni—Cr—Mo, TiC—Ti_3AlC_2 [4—10]. Наиболее равномерный и износостойкий слой был получен при легировании твердыми сплавами, содержащими 20÷30 % связки Ni—Mo.

При создании ЭМ необходимо учитывать влияние межэлектродной среды и возможность образования карбидных и боридных фаз непосредственно в процессе легирования. Для уменьшения образования оксидных пленок на формируемой поверхности целесообразно в состав электрода вводить компоненты, выполняющие функцию флюсов — B, Si, Ca, Mn, щелочные металлы или минеральные ассоциации, которые одновременно являются микролегирующими добавками. Так, введение бора в ЭМ снижает эрозионную стойкость легирующих электродов [11]. С этой точки зрения представляет интерес введение в ЭМ датолитового концентрата (ДТК).

Целью исследований стала разработка безвольфрамовых ЭМ, способствующих повышению эффективности процесса ЭИЛ вследствие уменьшения эрозионной стойкости ЭМ. Физико-химические и эксплуатационные характеристики легированных слоев (ЛС) улучшаются благодаря введению добавки борсодержащего минерального сырья, способствующего уменьшению размеров зерна ЭМ, полученного СВС-экструзией, а также возможности изменения параметров электроискрового разряда с целью получения наноструктурированных ЛС.

Шихту для ЭМ на основе TiC изготовляли из реакционной смеси порошков Ti, Ni, Mo, ДТК и сажи, смешивая их в шаровой мельнице в течение 4 ч. Из готовой шихты формовали цилиндрические заготовки в пресс-форме предварительного прессования. Электроды получали в установке для СВС-экструзии (лаборатория СВС-экструзии ИСМАН, г. Черноголовка).

В процессе ЭИЛ определяли изменение массы катода (сталь 45) и продуктов эрозии анодов (TiC—Ni—Mo с добавкой ДТК) в зависимости от времени легирования при различных электрических параметрах. Составы ЭМ приведены ниже:

Электрод	Состав материала электрода, масс. %
Д0	70 % TiC + 30 % (Ni + Mo)
Д1	70 % TiC + 29,5 % (Ni + Mo) + 0,5 % ДТК
Д2	70 % TiC + 29 % (Ni + Mo) + 1 % ДТК
Д5	70 % TiC + 27 % (Ni + Mo) + 3 % ДТК

Для нанесения ЛС использовали типовую механизированную установку "Элитрон-101" с вращающимся торцевым электродом. Обработку вели электрическими импульсами, создаваемыми специально разработанным генератором IMES импульсов с возможностью управления от встроенного контро-

лера или компьютерного устройства [12—14] при определенных электрических параметрах (табл. 1).

Исследовали временные зависимости суммарной и удельной эрозий анода, а также суммарного и удельного привесов катода. Эффективность формирования ЛС рассчитывали по формуле $\gamma = \Sigma\Delta_к K_{ср} t_х$, см^3/мин. Здесь $t_х$ — порог хрупкого разрушения ЛС, т. е. время обработки, после которого возникает отрицательный удельный привес катода; $K_{ср} = \Delta_к/\Delta_а$ — коэффициент переноса материала за время $t_х$, где $\Delta_к$ и $\Delta_а$ — привес катода и эрозия анода за каждую следующую минуту легирования.

Металлографический анализ шлифов электродов и легированных слоев проводили на микроскопе ММР-2Р, дюрометрический — на микротвердомере ПМТ-3М с нагрузкой 50 Н и с помощью автоматического структурного анализатора EPIQVANT. Гранулометрический анализ продуктов эрозии проводили по методике [14] на микроскопе МБС-10. Фазовый состав покрытий исследовали с помощью рентгеновского дифрактометра ДРОН-7 в CuKα-излучении. Для расшифровки дифрактограмм использовали программное обеспечение PDWin. Фазовый анализ проводили также с помощью просвечивающего электронного микроскопа ZEISS Libra-120, оснащенного HAADF-детектором и энергетическим Ω-фильтром, в режимах: на просвет, темного поля и электронной микродифракции. Образцы готовили методом электролитической полировки и ионным травлением.

Микроскопические исследования проводили на атомно-силовом микроскопе (АСМ) Aist-NT SmartSPM (г. Зеленоград), комбинационное рассеяние света изучали на микроспектрометре OmegaScop, интегрированном с Aist-NT SmartSPM.

Шероховатость ЛС определяли с помощью профилометра мод. 296, соединенного с компьютером аналогоцифровым преобразователем. Ошибка измерения высоты неровностей составила ±0,2 мкм. Параметры шероховатости рассчитывали согласно ГОСТ 2789—73.

Таблица 1

Параметр	Значение параметра при длительности импульса, мкс				
	10	20	40	60	80
Рабочий ток $I_р$, А	160	180	195	210	225
Напряжение U, В	40	40	40	40	40
Скважность	500	500	500	500	500
Частота импульсов, Гц	200	100	50	33	25
Максимальная энергия разряда E, Дж	0,2	0,72	3,12	7,6	14,4

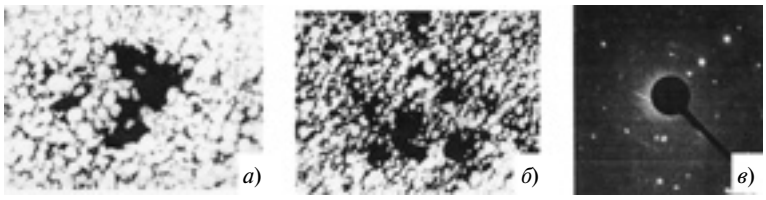


Рис. 1. Микроструктуры электродов Д0 (*а*) и Д2 (*б*) на основе карбида титана с ДТК и электронная дифрактограмма Д0 (*в*)

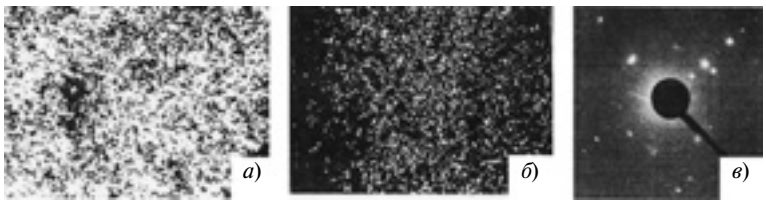


Рис. 2. Микроструктуры электродов Д3 (*а*) и Д5 (*б*) на основе карбида титана с ДТК и электронная дифрактограмма Д5 (*в*)

Исследования ЛС на микроабразивный износ проводили на приборе CALOTEST CSM Instruments путем воздействия вращающегося стального шарика на плоский наклонно расположенный образец при наличии эмульсии, содержащей абразивные частицы Al_2O_3 ($d_{ср} \approx 6$ мкм) [15]. После испытаний измеряли диаметр эрозионной лунки на оптическом микроскопе МБС-10.

Был разработан и исследован новый класс безвольфрамовых ЭМ на основе карбида титана с никель-молибденовой связкой, модифицированной добавками ДТК ($CaB[SiO_4]OH$), ГОСТ 16108—80.

Микроструктура электродов представляет собой светлые зерна карбидов округлой или неправильной формы, окруженных связкой эвтектики темного цвета (рис. 1 и 2). Пористость, твердость и средний размер зерен материала электродов диаметром 2 и 5 мм приведены в табл. 2. Видно, что микротвердость светлых зерен эвтектики с повышением содержания ДТК в общем случае незначительно уменьшается, что связано с разупрочнением межзеренных границ и изменением фазового состава, а пористость повышается, что обусловлено увеличением оксидной фазы в шихте.

Исследование влияния борсодержащего сырья на величину зерна показало, что с повышением содержания связки в материале электродов размеры зерен уменьшаются для электрода диаметром 5 мм с 3,59 мкм для сплава Д0 до 2,26 мкм для сплава Д4. Это можно объяснить ростом центров перекристаллизации в процессе высокотемпературного синтеза.

Размер зерен в поперечном сечении электрода меняется непрерывно. Их средний размер меньше у поверхности ввиду ее быстрого охлаждения и особенностей напряженного состояния материала при сдвиговом деформировании. Средний размер зерен, дисперсию распределения и стандартное от-

Таблица 2

Электрод	Пористость, %	Средний размер, мкм, зерна TiC, определенный		Дисперсия	Стандартное отклонение	Микротвердость, ГПа		
		ПТМ-3М	EPIQVANT			H_μ^{200}	H_μ^{50} зерна TiC	H_μ^{20} эвтектики
Д0	3÷5/4÷6	3÷18/9,0	4,33/3,59	1,47/6,34	3,82/2,48	12,42	16,7	7,96
Д1	5÷6/6÷7	1÷11/7,5	3,08/3,13	3,51/3,48	1,8/1,96	10,85	16,42	9,77
Д2	—/7÷8	1÷8/5,5	—/3,03	—/4,36	—/2,08	9,0	16,13	6,0
Д3	—/8÷10	1÷7/3,5	—/2,54	—/2,45	—/1,54	9,2	23,03	—
Д4	—/10÷11	1÷4/2,7	—/2,26	—/4,52	—/2,08	11,09	22,79	—

Примечание. В числителе приведены данные для электродов диаметром 2 мм, в знаменателе — диаметром 5 мм.

клонение определяли по специальной компьютерной программе.

Расшифровка рентгенограмм показала, что в композициях TiC—Ni—Mo—ДТК появляются бориды титана и никеля, а также карбиды кремния и бора. Электронограммы просвечивающей микроскопии подтвердили наличие карбидов и боридов титана различной стехиометрии (TiB, TiB_2, Ti_2B_5), боридов никеля (NiB, Ni_2B, Ni_3B), а также интерметаллидных соединений ($NiTi_2$, Ni_3Ti_2Si, $Ni_4Si_7Ti_4$, $Ti_{56}Ni_{28}Si_{16}$). Согласно экспериментальным данным с повышением содержания борсодержащего сырья в твердом сплаве образование боридов увеличивается, что приводит к росту твердости зерен карбидов с 16,7 ГПа для сплава Д0 до 23,03 ГПа для сплава Д3.

Для установления общих закономерностей эрозии металлов и тугоплавких соединений при ЭИЛ металлических поверхностей исследовали продукты эрозии материалов системы TiC—Ni—Mo—ДТК, что позволило определить характер разрушения анода. По гранулометрическому составу продуктов эрозии ЭМ при ЭИЛ стали 45 (табл. 3) видно, что продукты эрозии в основном представляют собой частицы хрупкого разрушения. Однако введение от 1 до 3 % ДТК (сплавы Д2 и Д5) повышает процентное содержание жидкофазной составляющей продуктов эрозии по сравнению со сплавом Д0, а также увеличивает количество сферических частиц при увеличении длительности импульсов с 20 до 80 мкс.

Установлено, что гранулометрический состав продуктов эрозии зависит от физико-химических свойств легирующего электрода, его структуры и характеризует фазовое состояние продуктов эрозии в процессе ЭИЛ. С ростом ковалентной составляющей межатомной связи состав продуктов эрозии смещается в сторону крупнодисперсной фракции частиц хрупкого разрушения, что свидетельствует об увеличении доли твердой фазы в общей эрозии. Такое смещение наблюдается при введении в состав материала легирующего электрода неметаллических добавок и при растворении в нем элементов внедрения (C, B, N, O).

Исследовали влияние содержания ДТК на кинетику процесса ЭИЛ. Установили, что добавка ДТК в ЭМ существенно влияет на характеристики массопереноса (табл. 4).

Для сплавов системы TiC—Ni—Mo—ДТК с повышением содержания добавки суммарная эрозия анода и привес катода повышаются. Очевидно, что введение добавки концентрата снижает эрозион-

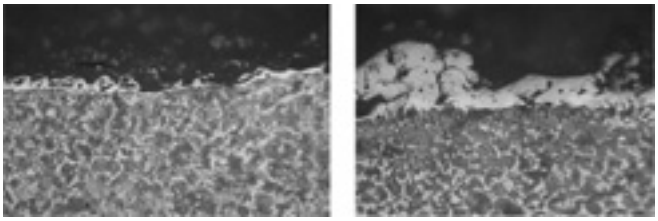
Таблица 3

Электрод	Средний диаметр частиц, мкм		Доля частиц, %	
	сферических	осколочных	сферических	осколочных
Д0	10,86/9,53	32,86/39,57	18,8/24,4	81,2/75,6
Д2	7,96/7,58	24,28/23,34	26,9/44,7	73,1/55,3
Д5	10,48/6,75	21,2/27,03	17,1/43,3	82,9/56,7

Примечание. В числителе приведены данные при длительности импульса 20 мкс, в знаменателе — 80 мкс.

Таблица 4

Длительность импульса, мкс	$\Sigma\Delta_к$, 10^{-4} см^3	$\Sigma\Delta_а$, 10^{-4} см^3	$t_х$, мин	$K_{ср}$, мин$^{-1}$	$\gamma 10^{-4}$, см^3/мин
	за время $t_х$				
Электрод TiC—Ni—Mo, частота 500 Гц					
20	0,85	6,03	10	0,13	1,11
40	1,42	8,93	9	0,16	2,04
60	1,42	10,71	8	0,13	1,48
80	1,63	12,34	8	0,13	1,70
Электрод TiC—Ni—Mo + 0,5 % ДТК, частота 500 Гц					
20	1,35	7,73	9	0,19	2,31
40	2,84	11,77	8	0,24	5,45
60	3,48	17,73	8	0,2	5,57
80	4,61	16,38	10	0,28	12,91
Электрод TiC—Ni—Mo + 1 % ДТК, частота 500 Гц					
20	1,56	8,3	9	0,2	2,81
40	2,91	8,94	10	0,33	9,60
60	3,97	10,92	10	0,34	13,50
80	3,90	11,7	9	0,3	10,53
Электрод TiC—Ni—Mo + 3 % ДТК, частота 500 Гц					
20	0,35	2,2	10	0,18	0,63
40	1,49	6,24	10	0,27	4,02
60	2,84	11,99	10	0,26	7,38
80	2,41	11,28	8	0,16	3,08



а) *б*)

Рис. 3. Микроструктуры ЛС после ЭИЛ стали 45 электродом Д2 на основе карбида титана при длительности импульсов 20 (*а*) и 80 мкс (*б*)

ную стойкость сплавов TiC—Ni—Mo из-за охрупчивающего влияния оксидных компонентов, которые сегрегируют по границам зерен, ослабляя межзеренные связи. Анализ параметров массопереноса показал, что при содержании ДТК до 3 % повышение привеса катода объясняется увеличением доли эрозии электрода (анода) в жидкой фазе, что хорошо коррелирует с данными о продуктах эрозии.

Анализ удельного привеса $\Delta_к$ катода и удельной эрозии $\Delta_а$ анода показал, что во всех случаях наблюдается увеличение привеса катода. Максимальные значения эрозии анода и привеса катода наблюдаются при ЭИЛ с временем легирования 1 мин/см^2 обрабатываемой поверхности. При увеличении времени легирования значения $\Delta_к$ и $\Delta_а$ закономерно уменьшаются, что связано с образованием на поверхности анода устойчивой "вторичной структуры". Анализ зависимостей $\Delta_а = f(t)$ и $\Delta_к = f(t)$ свидетельствует о циклическом характере хрупкого разрушения материала анода. С увеличением времени обработки увеличиваются плотность дислокаций и образование экранирующей фазы на аноде. Внешние термомеханические воздействия и релаксация напряжений приводят к повышению эрозионной способности ЭМ и разрушению "вторичной структуры".

Из данных табл. 3 видно, что добавка 0,5 % ДТК в сплав TiC—Ni—Mo повышает его суммарный массоперенос при длительности импульса 80 мкс в 2,8 раза и суммарную эрозию в 1,33 раза по сравнению с такой же длительностью для сплава Д0. Однако добавка 3 % ДТК в этот сплав уменьшает суммарный массоперенос по сравнению со сплавом без добавки, что можно объяснить образованием боридов и увеличением содержания хрупкой фазы. При увеличении длительности импульсов с 20 до 80 мкс во всех случаях увеличивают массоперенос и эффективность ЭИЛ.

Результаты влияния ДТК на характеристики безвольфрамовых покрытий приведены в табл. 5. Металлографический анализ микроструктуры ЛС, полученных ЭИЛ электродами TiC—Ni—Mo—ДТК, показал, что повышение ДТК до 3 % способствует некоторому снижению твердости и уменьшению толщины слоя при длительности импульсов 20 мкс, однако наличие ДТК в сплаве улучшает характеристики формируемого слоя (рис. 3). Большую сплошность нанесенного слоя имеют образцы, легированные сплавами Д2 и Д5, наибольшая микротвердость ЛС достигается при легировании сплавом Д2 и длительности импульса 80 мкс. Белый слой (БС) представляет собой аустенит, насыщенный дисперсными карбидами Ti, Cr, Mo, Fe, под слоем которых находится зона термического влияния (ЗТВ) — зона отпуска (твердость ЗТВ ниже твердости основы). Предполагается, что БС образуется при перемешивании жидкой фазы с основой и взаимопроникающей диффузии.

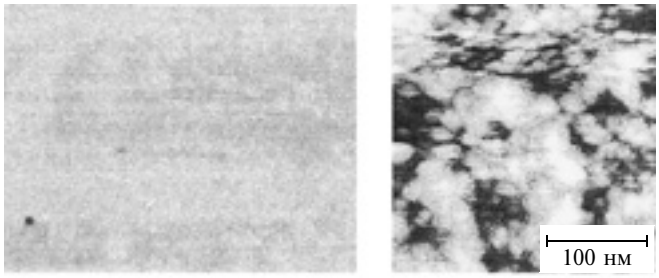
С повышением содержания ДТК в ЭМ увеличивается содержание кремния и бора. Кремний вызывает охрупчивание с образованием оксидов; бор, будучи поверхностно активным элементом, располагается в пограничных областях, затрудняя диффузию углерода и способствуя образованию интерметаллидов.

Введение ДТК в сплавы улучшает характеристики ЛС. Коэффициент упрочнения $K_{уп} = H_{ЛС}/H_{осн}$ (где $H_{ЛС}$ и $H_{осн}$ — микротвердости ЛС и основы) представлен в табл. 5. Видно, что наибольший эффект упрочнения достигнут при ЭИЛ сплавами Д2 и Д5 при максимальной длительности электрических импульсов.

Учитывая высокую шероховатость ЛС, методы АСМ не всегда можно применить для их изучения. Поэтому все образцы предварительно анализировали на конфокальном микроскопе, совмещенном с АСМ. В результате по специально разработанной

Таблица 5

Электрод, длительность импульса, мкс	Микротвердость $H_μ^{50}$, ГПа		Толщина слоя, мм	Сплошность, %	$K_{упр}$
	ЛС	основы			
Д0, 20	7,72 ± 1,35	2,53 ± 0,1	$T_{ср}$ = 0,012 ± 0,002; T_{max} = 0,034; T_{min} = 0,002	74	3,1
Д0, 80	6,09 ± 0,98	2,36 ± 0,18	$T_{ср}$ = 0,018 ± 0,005; T_{max} = 0,052; T_{min} = 0,002	91	2,77
Д2, 20	7,23 ± 0,1	2,23 ± 0,1	$T_{ср}$ = 0,009 ± 0,002; T_{max} = 0,027; T_{min} = 0,002	72	3,3
Д2, 80	11,83 ± 2,2	2,36 ± 0,15	$T_{ср}$ = 0,020 ± 0,006; T_{max} = 0,098; T_{min} = 0,002	92	5,0
Д5, 20	6,95 ± 0,61	2,66 ± 0,13	$T_{ср}$ = 0,009 ± 0,001; T_{max} = 0,020; T_{min} = 0,002	94	2,57
Д5, 80	9,33 ± 1,05	2,34 ± 0,19	$T_{ср}$ = 0,014 ± 0,003; T_{max} = 0,038; T_{min} = 0,002	94	4,1



а) *б*)

Рис. 4. Конфокальное изображение поверхности ЛС (*а*) и АСМ-сканограмма (*б*)

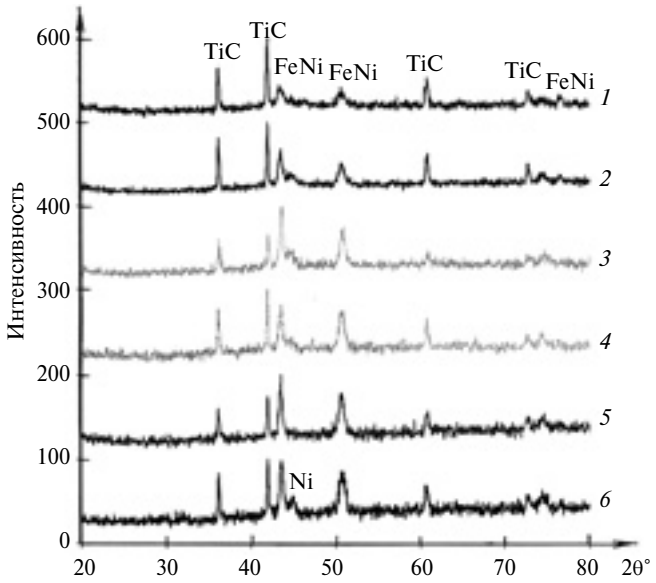


Рис. 5. Рентгеновские дифрактограммы ЭИЛ покрытий на стали 45 электродом на основе карбида титана:
1 — Д2, 60 мкс; *2* — Д5, 60 мкс; *3* — Д5, 20 мкс; *4* — Д2, 20 мкс; *5* — Д0, 60 мкс; *6* — Д0, 20 мкс; частота импульсов 500 Гц

методике были не только отобраны образцы, пригодные для исследований методом АСМ, но и выделены области на поверхности ЛС, в которых, предположительно, происходило наноструктурирование в процессе ЭИЛ. Такие области имели цвет вплоть до малинового (рис. 4, *а*) [11—13]. Из АСМ-сканограммы (рис. 4, *б*) видно, что наименьший размер наночастиц (менее 30 нм) был обнаружен в ЛС, полученных при использовании электрода из сплава Д2 с добавкой 1 % ДТК.

Свойства ЛС определяются фазовым составом покрытий, который отличается от состава материала электрода. По данным РФА покрытия кроме основной фазы TiC содержат фазу FeNi (рис. 5).

Фазовый анализ уточняли с помощью просвечивающего электронного микроскопа ZEISS Libra-120. В результате легирования на поверхности катода образуется слой из смеси интерметаллидов Ni—Mo—Fe ($Fe_{36}Mo_{10}$, Ni_3Ti_2Si, $Ni_4Si_7Ti_4$) и др., которые образуются вследствие микрометаллургических процессов, протекающих на катоде в результате перемешивания и химического взаимодействия компонентов легирующего сплава с материалом катода. Электронная дифракция показала, что в покрытии, полученном при использовании электрода с 3 % ДТК, появляются бориды титана различной стехиометрии (TiB_2, Ti_2B_5). Кроме основной фазы TiC появляются фазы Ni_3Ti и SiC.

Одним из главных недостатков покрытий, полученных методом ЭИЛ, является значительная шероховатость поверхности, формирующаяся вследствие локальности воздействия разрядов и неравномерности распределения переносимого вещества. Исследования параметров шероховатости поверхности показали, что высота неровностей составляет 29÷60 мкм. В табл. 6 приведены: среднее арифметическое отклонение профиля *Ra*; наибольшая высота профиля *R*max; высота неровностей профиля по десяти точкам *Rz*. Более гладкую поверхность имеют покрытия, полученные при длительности импульса 20 мкс. Из-за значительной шероховатости поверхности покрытия потребуется дополнительная сглаживающая обработка узлов трения изделий.

Результаты исследования ЛС на микроабразивное изнашивание приведены на рис. 6. Наилучшую износостойкость имеет покрытие, полученное при применении ЭМ с 1 % ДТК, частоте импульсов 500 Гц и длительности 80 мкс, что можно объяснить появлением в покрытии износостойкой фазы

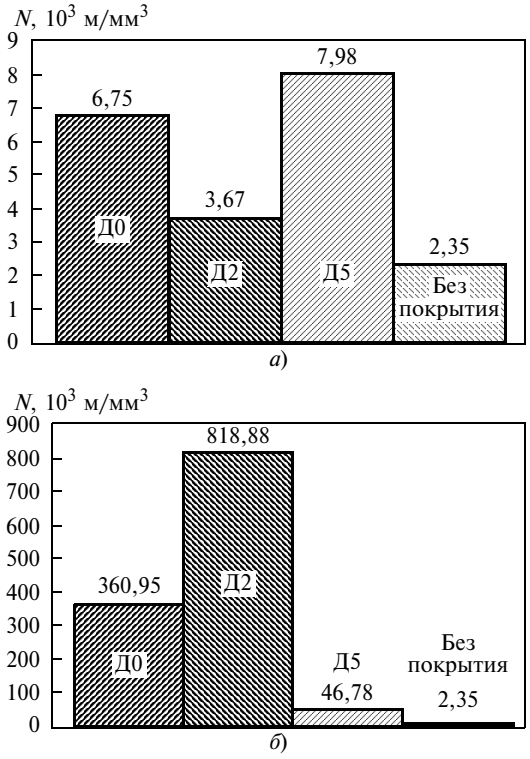


Рис. 6. Диаграммы износостойкости ЛС на стали 45, полученные при использовании электродов Д0 и Д2, Д5 с ДТК при длительности импульсов 20 (*а*) и 80 мкс (*б*) и частоте 500 Гц

Таблица 6

Анод	*Ra*, мкм	*R*max, мкм	*Rz*, мкм
Д0	5,092/7,834	61,56992/61,75469	55,64109/60,13305
Д2	5,324/8,27	38,0832/59,00039	31,43221/51,32905
Д5	5/6,934	36,81992/48,78672	29,43009/45,38012

Примечание. В числителе приведены данные при длительности импульса 20 мкс, в знаменателе — 80 мкс.

борида титана и наноструктурированием поверхностного слоя. Параметры микроабразивного износа при длительности импульсов 80 мкс на два порядка выше, чем при длительности 20 мкс.

Вывод

Изучение формирования ЛС на стали 45 с помощью механизированного ЭИЛ с использованием электродов из TiC—Ni—Mo с 1÷3 мас. % ДТК позволило установить рациональные параметры и режимы работы разработанной установки. Эффективность ЭИЛ возрастает при повышении длительности импульсов до предела, характерного для конкретного ЭМ. Наиболее эффективные режимы ЭИЛ и состав формируемых ЛС: частота 500 Гц и длительность до 80 мкс для электрода TiC—Ni—Mo с 1 % ДТК. Исследование на микроабразивное изнашивание показало, что введение ДТК во всех случаях приводит к повышению износостойкости ЛС. Повышение износостойкости на несколько порядков с увеличением длительности искрового разряда с 20 до 80 мкс можно объяснить появлением наноструктур в поверхностном слое.

Созданные безвольфрамовые композиционные ЭМ на основе карбида титана с никель-молибденовой связкой и добавкой борсодержащего минерального сырья (ДТК) позволяют получать поверхностные слои на стали 45 высоких твердости и износостойкости. Представляется перспективным использование технологии СВС-экструзии для производства электродных материалов для ЭИЛ.

Авторы выражают благодарность сотрудникам Юго-Западного государственного университета г. Курска А. П. Кузьменко, Д. И. Тимакову и П. В. Абакумову за помощь в проведении исследований на АСМ, а также сотрудникам УРАН Института материаловедения ХНЦ ДВО РАН за помощь в проведении и обсуждении результатов экспериментов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Верхотуров А. Д.** Физико-химические основы процесса электроискрового легирования металлических поверхностей. Владивосток: Дальнаука, 1992. 180 с.

2. **Radek N., Bartkowiak K.** Performance properties of electro-spark deposited carbide-ceramic coatings modified by laser beam // Physics Procedia. 2010. N 5. P. 417—423.

3. **Electrospark** coatings deposited onto an Armco iron substrate with nano- and microstructured WC—Co electrodes: Deposition process, structure, and properties / E. I. Zamulaeva, E. A. Levashov, A. E. Kudryashov and others // Surface & Coatings Technology, 2008. N 202. P. 3715—3722.

4. **Особенности** формирования наноструктурированных электроискровых защитных покрытий на титановом сплаве ОТ4-1 при использовании дисперсно-упрочненных наночастицами электродных материалов системы $TiC—Ti_3AlC_2$ / Е. А. Левашов, А. Е. Кудряшов, Ю. С. Погожев и др. // Изв. ВУЗов. Цветная металлургия. 2007. № 5. С. 54—64.

5. **Николенко С. В., Верхотуров А. Д.** Новые электродные материалы для электроискрового легирования. Владивосток: Дальнаука. 2005. 219 с.

6. **Влияние** добавок датолитового концентрата в электродные материалы TiC—Ni—Mo на свойства поверхностного слоя сталей после электроискрового легирования / Т. А. Шевелева, А. Д. Верхотуров, С. В. Николенко и др. // Электронная обработка материалов. 1991. № 1. С. 26—30.

7. **А. с. 1683347 СССР:** Электродный материал на основе карбида титана для электроискрового легирования и шихта для его получения.

8. **Новый** класс электроискровых покрытий для изделий из титановых сплавов, работающих в экстремальных условиях эксплуатации / А. Е. Кудряшов, Е. А. Левашов, Н. В. Ветров и др. // Изв. ВУЗов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2008. № 3. С. 34—45.

9. **Электроискровое** легирование стали безвольфрамовыми твердыми сплавами / М. С. Ковальченко, А. В. Паустовский, С. Н. Кириленко и др. // Порошковая металлургия. 1984. № 6. С. 47—50.

10. **Использование** твердых сплавов на основе карбида титана в качестве износостойких материалов и лезвийного инструмента / Н. Н. Середа, М. С. Ковальченко, И. Т. Белик и др. // Порошковая металлургия. 1977. № 5. С. 94—97.

11. **Муха И. М., Верхотуров А. Д., Гнедова С. В.** Материал легирующих электродов на основе твердых сплавов WC—Co с микродобавками бора // Электронная обработка материалов. 1981. № 5. С. 24—27.

12. **Nikolenko S. V., Pyachin S. A., Burkov A. A.** Formation of electrospark coatings of the VK8 hard alloy with the Al_2O_3 additive // Russian Hournal of Non-Ferrous Metals. 2011. V. 52. N 1. P. 56—61.

13. **Nikolenko S. V.** Surface Nanostructuring of Steel 35 by Electrospark Machining with Electrodes Based on Tungsten Carbide and Added Al_2O_3 Nanopowder // Russian Engineering Research. 2011. V. 31. N 6. P. 556—561.

14. **Намитоков К. К.** Электроэрозионные явления. М.: Энергия, 1978. 456 с.

15. **Kusano Y., Van Acker K., Hutchings I. M.** Methods of data analysis for the micro-scale abrasion test on coated substrates // Surf. Coat. Technol. 2004. 183. N 2—3. P. 312—327.

16. **Nanostructuring** a Steel Surface by Electrospark Treatment with New Electrode materials Based on Tungsten Carbide / S. V. Nikolenko, A. P. Kuz'menko, D. I. Timakov, P. V. Abakymov // Surface Engineering and Applied Electrochemistry. 2011. V. 47. N 3. P. 217—224.

УДК 629.78:621.398

Р. Р. НАЗИРОВ, д-р техн. наук, Н. А. ЭЙСМОНТ, канд. техн. наук, Е. Н. ЧУМАЧЕНКО, д-р техн. наук (МИЭМ НИУ ВШЭ, Ин-т космических исследований РАН), Д. У. ДАНХЭМ, д-р техн. наук (МИЭМ НИУ ВШЭ, КинетХ, Инк., США), И. В. ЛОГАШИНА, канд. техн. наук, А. Н. ФЕДОРЕНКО (МИЭМ НИУ ВШЭ), e-mail: mmkaf@miem.edu.ru

Управление группировкой космических аппаратов в окрестности Солнечно–Земных коллинеарных точек либрации с помощью солнечного паруса

Предложено устройство для поддержания ориентации и управления относительным положением космических аппаратов в виде солнечного паруса.

Ключевые слова: космический аппарат, солнечный парус, ориентация, управление.

The assembly for support of maneuver and relative position control of spacecraft in the form of light sail was offered.

Keywords: spacecraft, light sail, maneuver, control.

В настоящее время в космических исследованиях все чаще применяют не единичные аппараты, а их группировки. Это позволяет, например, при исследовании плазмы решить задачу пространственно-временно́й неопределенности измеряемых параметров, а также строить телескопы с большим фокусным расстоянием (до десятков метров), используемые в астрофизических исследованиях. На этой же основе разработан проект XEUS, одной из ключевых задач которого является поддержание заданного относительного положения аппарата, несущего зеркало телескопа, и аппарата с приемником рентгеновского излучения. В качестве альтернативы традиционным реактивным двигателям предлагается использовать солнечные паруса с управляемыми отражательными характеристиками.

Концепция построения сверхдлинофокусного телескопа в космосе распространяется и на аппараты очень больших размеров. Для проведения исследований космические аппараты (КА) группировки должны находиться в заданных положениях относительно друг друга. Это означает, что линия наблюдений, направленная в определенную точку, должна проходить через оптические центры аппарата Detector Spacecraft (DSC) с приемником рентгеновского излучения и аппарата Mirror Spacecraft (MSC), несущего зеркало телескопа.

Точность взаимного расположения космических аппаратов определяется сферой радиусом 1 мм. В качестве центров КА предлагается рассматривать их центры масс. Исследуем возможность применения ряда устройств для поддержания требуемого относительного положения космических аппаратов с учетом расчетных возмущающих сил. Одним из таких устройств является солнечный парус с управляемыми отражательными характеристиками [1, 2].

Учет влияния гравитационных сил

Первоначально для проекта XEUS была предложена сравнительно низкая круговая околоземная орбита, но затем выбрана орбита в окрестности коллинеарной точки либрации L2 системы Солнце—Земля. Одна из причин данного решения — слишком высокий уровень возмущающих гравитационных сил, действующих на аппараты группировки XEUS на низкой круговой околоземной орбите, которые изменяются обратно пропорционально расстоянию в кубе от центра Земли до космического аппарата и прямо пропорционально расстоянию между центрами масс.

Точка либрации L2 находится на прямой Солнце—Земля, примерно на расстоянии 1,5 млн км от Земли, располагаясь на противоположной стороне от Солнца [3]. Это означает, что гравитационные возмущения, действующие на аппарат в данной точке, практически в 10 млн раз меньше, чем на круговой орбите высотой 600 км. Для более точной оценки выполнены вычисления для орбиты в окрестностях точки L2 с большой амплитудой [4].

Математическая модель, применяемая для расчета орбиты, учитывает гравитационные силы Земли (гравитационное поле представляется в виде полиномов Лежандра, до второй степени), Солнца и Луны. Для расчетов расстояние между центрами масс MSC и DSC принимали равным 40 м. Предполагалось также, что космические аппараты представляют собой сферические объекты.

Согласно предложенной схеме наблюдений прямая зеркало—приемник, т. е. линия наблюдения [Target Line (TL)], проходит в непосредственной близости (примерно $\pm 10^\circ$) от плоскости, ортогональной направлению на Солнце. Следовательно, наиболее существенным для расчета гравитационных возмущений является случай, когда MSC и DSC расположены вдоль осей Y и Z в Солнечно-эклиптической системе координат с началом отсчета в центре Земли.

Расчеты показали, что относительное ускорение не превышает $0{,}4 \cdot 10^{-10}$ м/с^2 и имеет ненулевые компоненты в направлении всех трех осей (X, Y и Z). Рассчитанные компоненты ускорения достаточно малы, но для достижения требуемой точности позиционирования линии наблюдения их нельзя не учитывать. Например, за 1000 с при по-

стоянном ускорении, равном установленному ранее предельному значению $0{,}4 \cdot 10^{-10}$ м/с^2, космический аппарат сместится относительно расчетного положения на 2 мм.

Посредством линейной экстраполяции результаты, полученные для расстояния 40 м между центрами масс космических аппаратов, можно распространить и на бóльшие расстояния. В этом случае точность расчетов можно считать приемлемой при расстоянии между центрами масс космических аппаратов до нескольких сотен километров.

Влияние негравитационных возмущений

Солнечное излучение воздействует посредством [5] отражения фотонов, поглощения фотонов, повторного излучения поглощенной энергии. Отражение фотонов может быть зеркальным — угол падения равен углу отражения. Давление p, создаваемое солнечным излучением, в этом случае зависит от интенсивности R излучения, проходящего через единицу эффективной площади отражения (ортогонально направлению излучения):

$$p = 2R/(c2\cos^2\varphi),$$

где c — скорость света; φ — угол между нормалью к поверхности и направлением излучения.

Направление давления совпадает с направлением нормали к поверхности.

В случае полного поглощения падающие фотоны создают давление $R/c2\cos\varphi$, что соответствует силе, действующей на единицу площади поверхности и направленной вдоль вектора скорости.

Если отражение диффузное, то рассматривается сумма двух векторов: первый $R/(c2\cos\varphi)$ совпадает по направлению с потоком излучения; второй $R/(3c)$ направлен по нормали к поверхности.

Энергия, поглощаемая поверхностью, излучается обратно в пространство. Повторное излучение порождает реактивные силы. Если обозначить интенсивность излучения элементарной поверхности через R_b, то реактивное давление, возникающее вследствие излучения, составит $R_b/(3c)$, что предполагает пространственное распределение фотонов, такое же, как и при диффузном отражении.

Распределение R_b по поверхности пропорционально температуре поверхности в четвертой степени. В свою очередь температура зависит от множества факторов, например от теплоизоляции и питания приборов.

Электрическая мощность солнечных батарей DSC $\approx$ 2,5 кВт, т. е. энергия, излучаемая приборами космического аппарата, — тепловая. Предположим, что тепловая энергия излучается только одной лицевой поверхностью (предельный случай), тогда реактивная сила равна $2{,}78 \cdot 10^{-6}$ Н, а ускорение возмущающей силы для 2200 кг DSC составит $1{,}26 \cdot 10^{-9}$ м/с^2, т. е. в 31,5 раза больше, чем возмущение от градиента гравитации.

Излучение в радиодиапазоне может также порождать реактивные возмущающие силы (кроме рассмотренного повторного теплового излучения). Для остронаправленных антенн реактивную силу можно приближенно оценивать выражением R_r/c, где R_r — мощность излучения. Например, если R_r = 40 Вт (наиболее приемлемая оценка для XEUS), то реактивная сила $F = 0{,}129 \cdot 10^{-6}$ Н. Тогда ускорение DSC в 2200 кг составит $0{,}584 \cdot 10^{-1}$ м/с^2, что в 1,5 раза больше максимальной силы гравитационных возмущений.

Очевидно, что описанные выше возмущения увеличиваются возмущениями, возникающими в результате разницы ускорений, обусловленной отношением площади поперечного сечения к массам DSC и MSC. Из этого следует основное требование к конструкции космических аппаратов группировки: стремиться к одинаковой облученности, порождающей ускорения, обоих космических аппаратов по крайне мере для расчетов взаимоположения и угловой ориентации.

Такие системы космического аппарата, как системы ориентации и управления двигательной установкой, так же как и охлаждающие устройства являются источниками дополнительных возмущений вследствие утечки газа сгорания. Оценить данные ускорения можно анализом предыдущих миссий. Условимся считать данные возмущения пренебрежительно малыми по сравнению с возмущениями, возникающими в результате солнечного излучения.

Управление группировкой XEUS посредством солнечных парусов

Пусть управление ориентацией космических аппаратов XEUS осуществляется традиционным способом, т. е. посредством гидразиновых ракетных двигателей малой тяги и маховиков. Периодическое включение реактивных двигателей — полный импульс (1 м/с) раз в год для каждого и корректирующие маневры 1—2 раза в месяц, обеспечивают поддержание аппаратов на орбите около точки либрации [6], что возвращает аппараты в первоначально заданные положения с известной точностью.

Для поддержания и постепенного изменения взаимоположения космических аппаратов предлагается использовать другой инструмент [7] (рис. 1) — три плоские поверхности, смонтированные под углом Ψ друг к другу, которые выполняют роль солнечного паруса. Каждая поверхность состоит из двух слоев (рис. 2): первый слой представляет собой жидкокристаллическую пленку, прозрачность которой изменяется при подаче электрического напряжения (пленка становится непрозрачной); второй слой находится под первым (относительно Солнца) — это зеркально отражающая фольга.

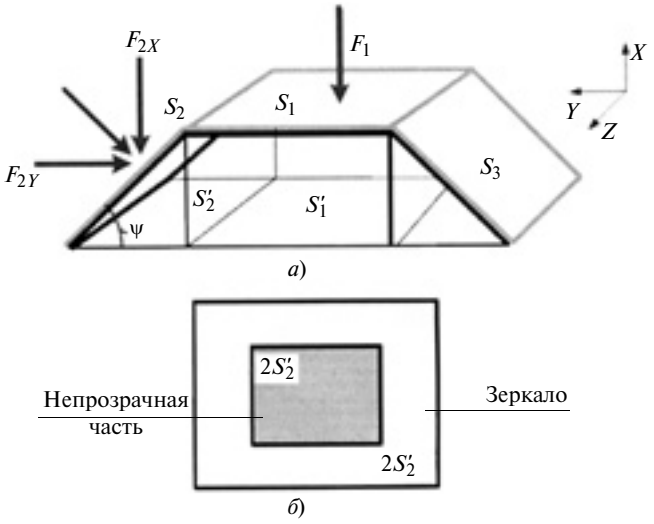


Рис. 1. Структура солнечного паруса (*а*) и расположение прозрачных и непрозрачных участков (*б*)

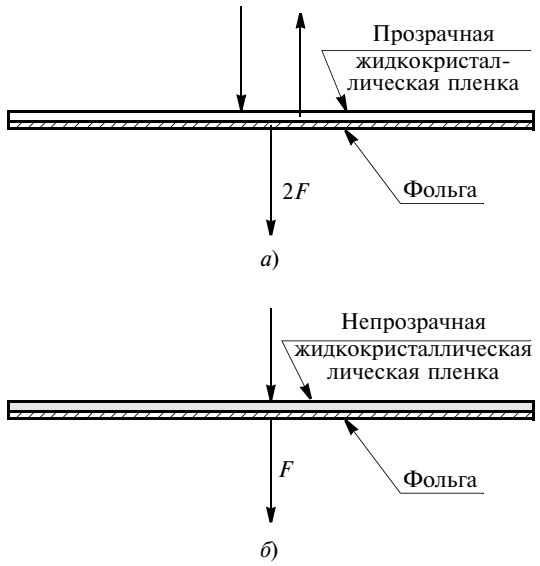


Рис. 2. Схема работы солнечного паруса

Если напряжение подать на первый слой, он станет непрозрачным. В идеале парус будет поглощать солнечное излучение, вектор результирующей силы будет направлен вдоль вектора скорости падающих фотонов. При отсутствии напряжения (пленка прозрачная) фольга является отражающей поверхностью, вектор результирующей силы ортогонален поверхности паруса.

Будем считать, что $\Psi = 45°$. Номинальной (управляющие воздействия отсутствуют) будем считать ситуацию, когда поверхность S_1 полупрозрачная, а поверхности S_2 и S_3 непрозрачные. Снятие напряжения с поверхности S_2 не изменит проекцию F_{2X}, однако проекция F_{2Y}, до этого момента равнявшаяся нулю, будет иметь вид: $F_{2Y} = F_{2X} = -kS_2'$, что вызовет ускорение вдоль оси Y. Очевидно, что применив это к поверхности S_3, можно изменить направление вектора ускорения на противоположное.

Если необходимо получить вектор ускорения, направленный в сторону $+X$, то достаточно изменить соотношение прозрачной и непрозрачной частей поверхности S_1, увеличив непрозрачную часть. Максимальная сила для случая, представленного на рис. 1, составляет $F_X = 2kS_2'$.

Другими словами подача напряжения на всю поверхность S_1 изменяет проекцию вектора силы по оси X: $F_X = +2kS_2'$. В противном случае (поверхность S_1 не находится под напряжением) получим: $F_X = -2kS_2'$.

Увеличение числа наклонных поверхностей, полученных вращением поверхностей S_2 и S_3 на 90° вокруг оси X, обеспечивает ускорение по оси Z.

Для определения площади парусов предположим, что ошибка в определении силы солнечного излучения составляет ±10 %. Предполагается, что площадь солнечных батарей DSC для данного электрического напряжения составляет 12 м^2, площадь полного поперечного (ортогонального относительно направления к Солнцу) сечения — 15 м^2. Тогда в предположении о полном поглощении фотонов сила солнечного излучения (противоположна направлению на Солнце) составит $6{,}75 \cdot 10^{-5}$ Н. Следовательно, для компенсации силы солнечного излучения достаточно $S_1 = 3$ м^2.

Принимая во внимание необходимость выполнения медленных маневров и обеспечения некоторого запаса прочности, площадь S_1 парусов следует увеличить. Так, при площади в 6 м^2 в идеальном случае есть возможность вращения линии наблюдения в плоскости эклиптики на 0,25° в течение 3 ч с нулевой конечной скоростью.

Как отмечалось ранее, космические аппараты должны быть приведены в соответствие друг с другом для получения в номинальном случае равных ускорений, обусловленных солнечным излучением. Для этого площадь поперечного сечения MSC должна быть увеличена, так как первоначально отношение площади поперечного сечения к массе MSC в 2 раза меньше этой величины для DSC (с учетом солнечных парусов DSC). Добиться этого можно установкой солнечных парусов на MSC.

Если паруса изготовлены с использованием жидкокристаллической пленки, также как и для DSC, то скорость маневра (изменение направления линии наблюдения) группировки автоматически возрастает. Примерно площадь зеркальных отражающих парусов для MSC должна составить 10 м^2. Используя предлагаемые паруса для маневров, можно добиться увеличения скорости вращения линии наблюдения в 2 раза. Большой интерес, с точки зрения управляемости, представляют также сферические паруса с жидкокристаллической пленкой [8].

Таким образом, возмущения, вызываемые градиентом силы тяжести, сравнительно малы, однако

их нельзя не учитывать при оперативном управлении положением аппаратов группировки относительно друг друга. Возмущения, вызываемые солнечным излучением, включая реактивные силы, порождаемые излучением самого космического аппарата, могут быть в 30 раз выше, чем градиент ускорения свободного падения, если не принять специальных мер. Даже силы, возникающие вследствие передачи телеметрии остронаправленной антенной, можно сравнить с гравитационными возмущениями.

Солнечные паруса с управляемой отражательной способностью можно использовать для поддержания требуемого взаимоположения космических аппаратов группировки, двигающейся вблизи коллинеарной точки либрации L2 системы Солнце—Земля. Их применение наиболее эффективно, если они установлены на обоих космических аппаратах. Площадь парусов для каждого космического аппарата не превышает 10 м^2.

Если масса каждого аппарата составляет ≈2200 кг, то для удержания аппаратов в заданном положении относительно друг друга на расстояниях до 100 м достаточно на каждый из аппаратов группировки установить парус площадью 10 м^2.

При этом суммарные затраты возмущающего воздействия сравнительно невелики, что дает возможность использовать данный метод управления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Международное** сотрудничество ученых по программе пилотируемых полетов для исследования солнечной системы и планетарной защиты / Д. У. Данхэм, Е. Н. Чумаченко, Р. Р. Назиров, Н. А. Эйсмонт // Вестник РАЕН. 2012. Т. 12. № 4. С. 82—92.

2. **Применение** информационных и космических технологий в задачах о движении небесных объектов / Е. Н. Чумаченко, В. П. Кулагин, Р. Р. Назиров, Н. А. Эйсмонт // Информатизация образования и науки. 2011. № 3(11). С. 178—187.

3. **Dunham D. W., Farquhar R. W.** Libration Point Missions // Conference "Libration Point Orbits and Applications". World Scientific. Gomez Ed. G., Lo M. W., Masdemont J. J. Aiguablava. Spain. 2002. P. 45—73.

4. **James Ed. By, Wertz R., Reidel D.** Spacecraft Attitude Determination and Control. Publishing Company, 1978. P. 129—130, 570—573.

5. **Hechler M., Cobos J.** Herchel, Planck and Gaia Orbit Design // Conference "Libration Point Orbits and Applications". World Scientific. Gomez Ed. G., Lo M. W., Masdemont J. J. Aiguablava, Spain. 2002. P. 115—135.

6. **Eismont N., Nazirov R.** Solar Sails as a Tool for Spacecrafi Motion Control Near Solar-Terrestrial Libration Points // 18th International Symposium on Space Flight Dynamics. Munich. ESA-SP 548. P. 123—127.

7. **Nazirov R., Eismont N.** Small solar sails with variable reflectivity as a tool for XEUS formation control. M.: SRI of RAS, Pr-2142. 2008. 18 p.

8. **О задаче** моделирования и управления шарообразными космическими парусами / Е. Н. Чумаченко, Д. У. Данхэм, Р. Р. Назиров и др. // Вестник ТГТУ. 2011. Т. 17. № 4. С. 1044—1052.

Вниманию авторов

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

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

К статье прилагаются:

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

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

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

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

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

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

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

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

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

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

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

Цикл статей
"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"
(под общей редакцией академика Российской инженерной академии и академии космонавтики, д-ра техн. наук Ю. Н. Дроздова)

УДК 621.89:536.24

Н. П. СТАРОСТИН, д-р техн. наук, А. С. КОНДАКОВ, М. А. ВАСИЛЬЕВА, кандидаты физ.-мат. наук, А. Е. ДЕДЮКИН (Институт проблем нефти и газа СО РАН, г. Якутск) e-mail: nikstar56@ail.ru

Тепловая диагностика трения в подшипниках скольжения с учетом движения вала

Рассмотрен метод тепловой диагностики трения в подшипниках скольжения с учетом движения вала. Сопоставлены моменты трения, полученные непосредственным измерением бесконтактным индуктивным датчиком и рассчитанные по температурным данным.

Ключевые слова: подшипник скольжения, математическая модель, температура, тепловыделение, теплопроводность, момент трения, обратная граничная задача.

The technique of thermal diagnostics of friction in bearing sleeves with allowance for embankment moving was analyzed. Frictional torques which obtained with no-contact inductive sensor direct measurement and those accounted on temperature data were put together.

Keywords: bearing sleeve, mathematical model, temperature, heat buildup, heat conductшon, frictional torque, contrary boundary problem.

Тепловая диагностика трения сводится к математическому моделированию теплового процесса в узле трения и определению функции тепловыделения и соответственно момента трения по температурным данным на основе решения граничной обратной задачи. Тепловая диагностика трения в подшипниках скольжения при достаточно высокой частоте вращения вала, позволяющей принять допущение об однородности температуры на поверхности вала по угловой координате, рассмотрена в работе [1]. При вращательном и возвратно-вращательном движениях вала в работе [2] основные соотношения для решения обратной задачи теплообмена по восстановлению фрикционного тепловыделения, зависящего от времени и угловой координаты, получены для двухмерной задачи. В этом случае температуру необходимо задавать в точках по некоторой кривой в окрестности зоны контакта. Но успешное восстановление функции тепловыделения трения зависит от учета в математической модели всех факторов, определяющих тепловое состояние исследуемого узла трения, в том числе пространственное распределение теплоты в трибосопряжении. Таким образом, для определения тепловыделения и соответственно момента трения с учетом характера и скорости движения вала необходимо решить граничную обратную задачу в трехмерной постановке.

Анализ показал, что для ее решения необходимо дополнительно задать температуру на некоторой поверхности в зоне контакта. Особенность обратных задач, которая заключается в неустойчивости решения к погрешностям в исходных (температурных) данных, проявляется сильнее по мере удаления точек замера от теплообразующей поверхности. Поэтому для корректного решения обратной задачи определения функции тепловыделения при трении, температуру необходимо замерять как можно ближе к зоне контакта. Но размещение термочувствительных датчиков внутри одного из элементов узла трения на некоторой поверхности приводит к нарушению его целостности.

Цель данной работы — разработка для несмазываемых подшипников скольжения метода тепловой диагностики трения, позволяющего практически реализуемое размещение термочувствительных элементов и учитывающего характер и скорость скольжения вала.

Математическая модель. Рассмотрим подшипник скольжения, представленный на рис. 1. Металлический вал совершает вращательное с небольшой частотой или возвратно-вращательное с небольшой частотой и большой амплитудой движение, которое необходимо учитывать при математическом моделировании. В работе [3] приведена методика применения упрощенных математических моделей для определения кинематических условий теплово-

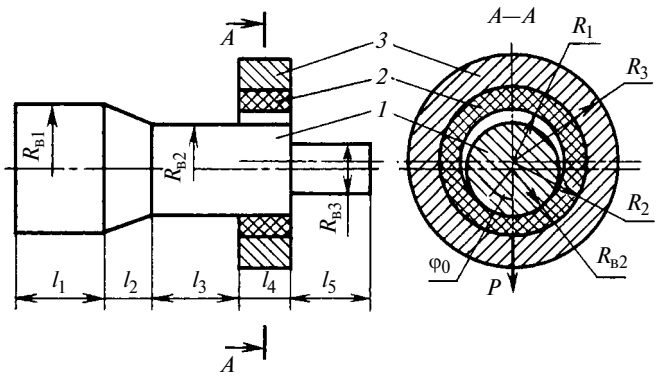


Рис. 1. Расчетная схема подшипника:
1 — вал; *2* — полимерная втулка; *3* — обойма; *P* — нагрузка

го процесса в подшипниках скольжения. Анализ температурного поля полимерного подшипника скольжения с использованием полной трехмерной модели показал, что распределение температуры практически однородно по длине подшипника и корпуса [4]. Влияние теплоотдачи от их торцевых поверхностей незначительно, поэтому втулку и корпус можно рассматривать двухмерными, а вал — трехмерным. Таким образом, трехмерное температурное поле в подшипнике скольжения можно представить в виде суперпозиции двумерного и трехмерного полей. При тепловой диагностике трения с использованием таких математических моделей теплового процесса дополнительную температуру достаточно задать, как и для плоской постановки задачи.

В неподвижной полярной системе координат (r, φ) уравнение теплопроводности, описывающее распределение температуры $T(r, \varphi, t)$ во втулке с обоймой, имеет вид:

$$C(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}\left(\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial \varphi}\right), \quad (1)$$

$$R_2 < r < R_4, \quad -\pi < \varphi < \pi, \quad 0 < t \leqslant t_m,$$

где $C(T) = C_2(T)$, $\lambda(T) = \lambda_2(T)$ — для полимерной втулки; $C(T) = C_3(T)$, $\lambda(T) = \lambda_3(T)$ — для материала обоймы.

Температурное поле $U(r, \varphi, z, t)$ в вале описывается уравнением теплопроводности с конвективным членом:

$$C_в(U)\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\lambda_в(U)\frac{\partial U}{\partial r}\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}\left(\lambda_в(U)\frac{\partial U}{\partial \varphi}\right) + \Omega(t)C_в(U)\frac{\partial U}{\partial \varphi} + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_в(U)\frac{\partial U}{\partial z}\right), \quad (2)$$

$$0 < r < R_{вi}, \quad i = 1, 2, 3, \quad -\pi < \varphi < \pi, \quad 0 < z < L, \quad 0 < t \leqslant t_m,$$

где $C_в(U)$, $\lambda_в(U)$ — коэффициенты соответственно объемной теплоемкости и теплопроводности вала; $S(z)$ — функция площади сечений вала по длине L.

Условия фрикционного тепловыделения интенсивностью $Q(\varphi, t)$ в зоне трения вала и втулки:

$$\lambda_в(U)\frac{\partial U(r, \varphi, z, t)}{\partial r}\Big|_{r = R_{в2}} - \lambda_2(T)\frac{\partial T(r, \varphi, t)}{\partial r}\Big|_{r = R_1} = \frac{Q(\varphi, t)}{S}; \quad (3)$$

$$S = 2\varphi_0 R_1 l_4; \quad U(R_{в2}, \varphi, z, t) = T(R_1, \varphi, t), \quad (4)$$

$$|\varphi| \leqslant \varphi_0, \quad L_1 \leqslant z \leqslant L_2.$$

Движение вала учитывается конвективным членом $\Omega(t)C_в(U)\frac{\partial U}{\partial \varphi}$, который описывает перенос теплоты по угловой координате φ с угловой скоростью $\Omega(t)$.

На свободных поверхностях (D_c) вала и втулки с обоймой происходит конвективный теплообмен с окружающей средой с температурой $T_{ср}$:

$$\lambda(U)\frac{\partial U}{\partial n}\Big|_{D_c} = -\alpha_1(U|_{D_c} - T_{ср}), \quad (5)$$

где α — коэффициент теплообмена.

При $r = 0$ выполняется условие ограниченности теплового потока, при $\varphi = 0$ и $\varphi = \pi$ — условие периодичности. На концах вала задаются условия третьего и первого рода. Начальные распределения температур в элементах узла трения считаем равными и однородными.

При фрикционном тепловыделении $Q(\varphi, t)$ прямая задача [формулы (1)—(5)] определения температурного поля в подшипнике с валом решается методом конечных разностей путем расщепления по пространственным переменным [5].

Алгоритм восстановления фрикционного тепловыделения. Алгоритм решения трехмерной граничной обратной задачи по восстановлению фрикционного тепловыделения и соответственно момента трения по температуре строится аналогично алгоритму двухмерной задачи [2].

Пусть заданы замеры температуры в подшипнике скольжения во втулке с радиусом R_f в пределах угла контакта: $T^{эксп}(R_f, \varphi, t) = f(\varphi, t)$, $R_2 < R_f < R_4$, $|\varphi| \leqslant \varphi_0$.

Обратная задача тепловой диагностики трения состоит в определении функции интенсивности $Q(\varphi, t)$ тепловыделения и соответственно мощно-

сти трения по температурным данным из условия минимума функционала

$$J[Q(\varphi, t)] = \frac{1}{2}\int_0^{t_m}\int_{-\varphi_0}^{\varphi_0}[T(R_f, \varphi, t) - f(\varphi, t)]^2 d\varphi dt, \quad (6)$$

решением уравнений (1)—(5).

Обратную задачу решали методом итерационной регуляризации [6, 7], согласно которому вводится сопряженная краевая задача, позволяющая получить формулу для вычисления градиента функционала (6): $J'[Q(\varphi, t)] = R_2\Psi(R_2, \varphi, t)$, где $\Psi(r, \varphi, t)$ — решение сопряженной задачи.

Алгоритм минимизации функционала (6) с использованием метода скорейшего спуска представляется следующей цепочкой перехода от итерации k к итерации $(k + 1)$:

$$Q^k(\varphi, t) \to T_k(r, \varphi, t) \to \overline{\Psi}(r, \varphi, t) \to J'[Q^k] \to$$
$$\to V_k(r, \varphi, t) \to \beta_k \to Q^{k+1}(\varphi, t);$$

$$Q^{k+1}(\varphi, t) = Q^k(\varphi, t) - \beta_k J'[Q^k], \quad k = 0, 1, 2, ...;$$

где $V_k(r, \varphi, t)$ — приращение температур подшипника и вала на k-й итерации; β_k — шаг спуска, определяемый из условия достижения минимума функционала (6) по направлению антиградиента.

Уточнение приближенного решения завершается по условию итерационной регуляризации при согласовании значения функционала (6) невязки с количественной характеристикой погрешности температурных данных, т. е. при условии [6]:

$$J[Q(\varphi, t)] \leqslant \delta_T^2, \ \delta_T^2 = \int_0^{t_m}\int_{-\varphi_0}^{\varphi_0}\sigma^2(\varphi, t)d\varphi dt,$$

где $\sigma^2(\varphi, t)$ — дисперсия функции $f(\varphi, t)$.

Натурный эксперимент. Для оценки эффективности предлагаемого метода тепловой диагностики трения с учетом движения одного из элементов трибосопряжения проведена экспериментальная проверка восстановления момента трения в подшипнике скольжения по замерам температуры. Эксперименты проводили по схеме "вал—втулка" на серийной испытательной машине трения СМТ-1, оснащенной торсионным датчиком трения, в диапазоне нагрузок 500÷1500 Н. Испытывали цилиндрические втулки из наполненного фторопласта Ф4К20 с размерами ∅32 × ∅26 × 20 мм. Поскольку реализовать возвратно-вращательное движение вала на машине трения СМТ-1 достаточно сложно, то эксперименты проводили только при вращательном движении вала. В работе [3] показано, что для рассматриваемого подшипника скольжения учет движения вала необходим при частоте вращения не более 48 мин$^{-1}$.

Температуру измеряли с помощью медь-константановых термопар диаметром 0,1 мм. Термопары запрессовывали во втулку на расстоянии 0,5 мм от зоны контакта с шагом 15° в пределах угла контакта 60°, который не изменялся во время испытаний. Показания датчиков момента трения, частоты вращения вала и термопар регистрировались автоматически с частотой 1 Гц с помощью электронных самописцев "Термодат 17Е3". Частоту вращения во время испытаний изменяли от 30 до 40 мин$^{-1}$.

Для решения граничной обратной задачи по восстановлению момента трения необходимо установить адекватность математической модели реальному тепловому процессу в подшипнике скольжения. При расчетах температурного поля с помощью математической модели, построенной при определенных допущениях, использование справочных теплофизических характеристик не позволяет с достаточной точностью определить тепловой режим исследуемого объекта. В подобных случаях используют эффективные теплофизические характеристики, полученные при проведении специальных испытаний. Параметры системы уравнений в модели определяются из условия наилучшего приближения расчетных и экспериментальных температурных полей.

Кроме того, для расчетного определения нестационарного температурного поля в узле трения необходимо задать функцию удельной интенсивности тепловыделения, зависящую от времени и угловой координаты. При испытаниях на машине трения фиксируется зависимость момента трения от времени как интегральная средняя по угловой координате функции тепловыделения. Тем не менее, полагая функцию удельной интенсивности тепловыделения постоянной по угловой координате, но изменяющейся по времени согласно регистрируемым в эксперименте зависимостям, опытные температурные данные сопоставляли с теоретическими. Результаты сопоставления показали, что расчетные температуры несколько отличаются от полученных при испытаниях. Для адаптации математической модели теплового процесса определяли эффективные теплофизические характеристики путем вариации их значений в пределах 20÷30 % от справочных данных. Получили следующие эффективные параметры модели: для материала вала и обоймы — $\lambda_в = \lambda_3 = 45{,}5$ Вт/(м · °С), $C_в = C_3 = 3{,}71 \cdot 10^6$ Дж/(м^3 · °С); для втулки — $\lambda_2 = 0{,}37$ Вт/(м · °С), $C_2 = 3{,}35 \cdot 10^6$ Дж/(м^3 · °С). Уточненные коэффициенты теплообмена со средой составили: для вала — $\alpha_1 = 17{,}3$ Вт/(м^2 · °С); для втулки — $\alpha_2 = 1{,}9$ Вт/(м^2 · °С); для обоймы — $\alpha_4 = 7{,}8$ Вт/(м^2 · °С).

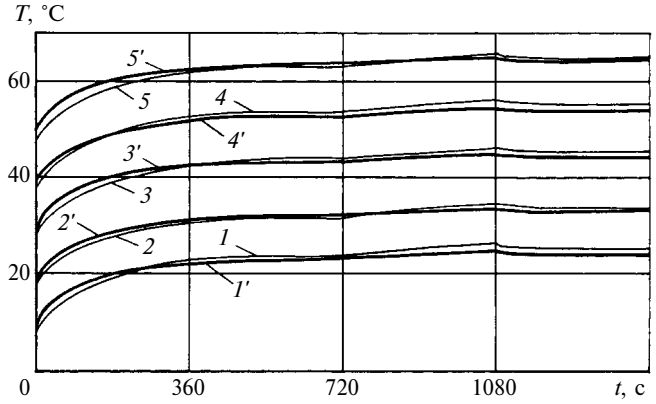


Рис. 2. Экспериментальные (*1—5*) и теоретические (*1'—5'*) зависимости температуры *T* в точках замера от времени *t*

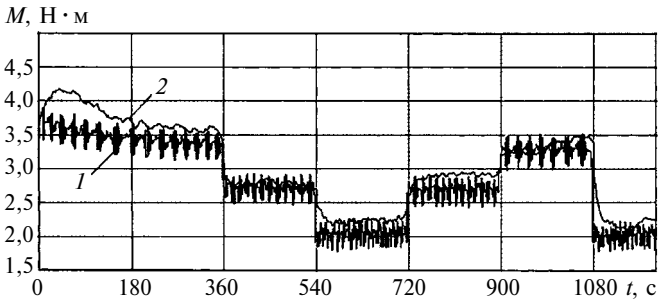


Рис. 3. Экспериментальная (*1*) и расчетная (*2*) зависимости момента *M* трения от времени *t*

На рис. 2 приведены экспериментальные и теоретические зависимости температуры от времени в точках замера при фиксированном радиусе $R_f = 13{,}5$ мм, $\varphi = -30°, -15°, 0, 15°, 30°$. Поскольку на рисунке зависимости температур в точках *1—5* почти совпадают, для наглядности кривые в точках *1* и *2* параллельно сдвинуты соответственно на −20 и −10 °С, а в точках *4* и *5* — на +10 и +20 °С. Теоретические зависимости соответствуют экспериментальным с достаточно высокой для практического использования точностью при тепловой диагностике трения. Экспериментальные зависимости использовали для восстановления момента трения. Отметим, что температурные зависимости при значительном изменении момента трения имеют незначительные колебания, что свидетельствует о недостаточной точности традиционной диагностики технического состояния узлов трения по температуре, измеренной на некотором удалении от зоны трения. Более достоверна диагностика по моменту трения, что обусловлено большим откликом при изменении условий трения.

Предложенный метод решения граничной обратной задачи в трехмерной постановке позволил восстановить функцию интенсивности $Q(\varphi, t)$ тепловыделения от угловой координаты и времени. Зависимость $M(t)$ момента трения от времени определяли по восстановленной функции путем вычисления интегральной средней по углу:

$$M(t) = \frac{1}{\Omega(t)} \frac{1}{2\varphi_0} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} Q(\varphi, t) d\varphi.$$

Результаты сопоставления зависимостей момента трения, полученных расчетом по температуре и непосредственным измерением бесконтактным индуктивным датчиком, представлены на рис. 3. Расчетный момент трения с удовлетворительной точностью (10÷15 %) совпадает с экспериментальным значением, что подтверждает возможность практического использования предлагаемого метода для восстановления момента трения в реальных сопряжениях с учетом движения вала.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Старостин Н. П., Кондаков А. С., Васильева М. А.** Тепловая диагностика трения в подшипниках скольжения // Вестник машиностроения. 2009. № 4. С. 41—48.

2. **Кондаков А. С., Старостин Н. П., Васильева М. А.** Решение граничной обратной задачи восстановления функции фрикционного тепловыделения в подвижных цилиндрических сопряжениях // Тепловые процессы в технике. 2011. № 1. С. 28—36.

3. **Кондаков А. С., Старостин Н. П., Васильева М. А.** Нелинейная тепловая диагностика трения в радиальных полимерных подшипниках скольжения с учетом подвижности вала // Нелинейный мир. 2010. № 4. С. 201—207.

4. **Расчет** триботехнических параметров в опорах скольжения / Н. П. Старостин, А. Г. Тихонов, В. А. Моров, А. С. Кондаков. Якутск: ЯНЦ СО РАН, 1999. 276 с.

5. **Самарский А. А.** Теория разностных схем. М.: Наука, 1977. 656 с.

6. **Алифанов О. М., Артюхин Е. А., Румянцев С. В.** Экстремальные методы решения некорректных задач. М.: Наука, 1988. 288 с.

7. **Алифанов О. М.** Обратные задачи теплообмена. М.: Машиностроение, 1988. 280 с.

УДК 621.762.22

В. П. РЕВА, канд. техн. наук, Д. В. МОИСЕЕНКО (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), e-mail: festurvp@mail.ru

Механохимическая технология переработки отходов металлообработки быстрорежущей стали

Рассмотрена технология изготовления пластин для сборного режущего инструмента из порошка, полученного дезинтеграцией отходов металлообработки быстрорежущей стали Р6М5. Показаны перспективы использования высокомолекулярного соединения при переработке стружковых отходов. Представлены эксплуатационные показатели пластин из порошковой быстрорежущей стали.

Ключевые слова: стружка, быстрорежущая сталь, полиметилметакрилат, виброобработка, механодеструкция, порошковая сталь, красностойкость, термическая обработка, сборный режущий инструмент.

The production of plates for ready-made edge tool from powder obtained through scrubbing rejects of high-speed steel R6M5 metal working technique was examined. Perspectives of usage high-molecular compound when processing swarf rejects were set. Performance criteria of plates produced from powder high-speed steel were assumed.

Keywords: cutting waste, high-speed steel, polymethylmethacrylate, vibroprocessing, mechanical degradation, powder steel, red hardness, thermal treatment, ready-made edge tool.

Одна из основных задач металлообрабатывающего производства — повышение эффективности использования металла в результате улучшения качества выпускаемой продукции и применения безотходных технологий. В инструментальном производстве этого достигают увеличением ресурса режущего инструмента, в том числе и из быстрорежущих сталей, инструментом из которых удаляется ≈25 % от массы металла, снимаемого с заготовок при обработке резанием. Вместе с тем с ростом инструментального производства увеличивается количество отходов при изготовлении инструмента.

Традиционным способом утилизации стружки быстрорежущей стали является переплав, при котором угорает около 30 % металла, прежде всего — легирующих элементов: вольфрама, молибдена, ванадия, никеля, хрома и др. Экономичный способ переработки — превращение стружки путем размола в металлический порошок с дальнейшим использованием его в порошковой металлургии [1]. Диспергирование металлов требует больших энергетических затрат, поэтому его осуществляют с использованием поверхностно-активных веществ (ПАВ), что необходимо для предотвращения интенсивного агрегатирования высокоактивных частиц и ускорения процесса измельчения. Однако использование жидких ПАВ не позволяет полностью исключить окисление измельчаемого материала. По окончании измельчения ПАВ приходится удалять сушкой, возгонкой. Поэтому необходим поиск веществ без указанных недостатков. Кроме того, диспергируемый металл следует освободить от вредных примесей: кислорода, серы.

В качестве механически деструктируемых органических веществ, облегчающих диспергирование металла, можно использовать твердофазные высокомолекулярные соединения. В условиях вибрационной обработки они подвергаются механодеструкции с образованием летучих составляющих: мономеров, свободных радикалов, водорода и др., которые активно участвуют в диспергировании металла. Продукты механодеструкции высокомолекулярного соединения проникают в поверхностные микротрещины, и на их гранях происходит полимеризация с образованием высокомолекулярного продукта, который стремится выйти за объем полости микротрещины. Однако этому препятствуют силы адгезии между полимеризатом и твердой поверхностью граней микродефекта, что приводит к резкому увеличению напряжений в тупиковой области микротрещины и продвижению фронта трещины в глубь металла. Кинетика развития трещины определяется скоростью механохимических процессов и концентрацией продуктов механо- и термодеструкции, образующихся в механореакторе, в качестве которого выступает сама микротрещина [2].

Цель настоящего исследования — разработка механохимической технологии переработки стружковых отходов быстрорежущей стали с использованием в качестве ПАВ твердофазного высокомолекулярного соединения для изготовления пластин для сборного режущего инструмента. Объект исследований — стружка быстрорежущей стали Р6М5 (табл. 1).

В качестве твердофазной высокомолекулярной среды, способной к механодеструкции и генерации низкомолекулярных активных компонентов, использовали эмульсионный полиметилметакрилат (ПММА) с молекулярной массой 600 000 в количестве 2 мас. %. ПММА характеризуется дефи-

Таблица 1

Химический состав стружки стали Р6М5, %

C	W	Cr	Ni	V	Mo	Mn	Si	S⩽	P⩽	Fe
0,82—0,90	5,5—6,5	3,8—4,4	⩽0,4	1,7—2,1	5,0—5,5	0,4	0,5	0,03	0,035	Остальное

цитом связанного кислорода, является крупнотоннажным продуктом высокомолекулярной химии, обладает относительно низкой энергией активации термодеструкции — 60 ккал/моль, а следовательно, и механодеструкции. Последнее особенно ценно, так как при диспергировании снижаются энергозатраты на механокрекинг органической среды. ПММА в условиях виброобработки подвергается механокрекингу с образованием летучих составляющих: водорода, мономеров и др. [3], которые активно участвуют в диспергировании металла. Продукты механокрекинга проникают в поверхностные трещины, формируя на гранях тонкие пленки и предотвращая их смыкание [2].

Стружку размалывали в энергонапряженной вибромельнице [4, 5] при частоте колебаний контейнера 650÷850 мин$^{-1}$ и амплитуде 90 мм. Интенсивность измельчения составляла 1:20, время размола — 3÷21 мин. Измельчающие тела — шары из стали ШХ-15. Перед измельчением стружку обрабатывали в центрифуге, затем промывали в бензине Б-70 и ацетоне, после чего просушивали при температуре 60—80 °С в течение 2 ч.

Удельную поверхность порошков определяли методом газопроницаемости на приборе Т-3, распределение размеров частиц — с помощью лазерного анализатора частиц "Анализетте 22" фирмы Fritsch (Германия). Изучение и съемку микроструктуры осуществляли на микроскопе МИМ-7, рентгенографические исследования — на дифрактометре ДРОН-2. Микротвердость порошков определяли на шлифах с помощью прибора ПМТ-3 по стандартной методике (ГОСТ 9450—76).

Содержание кислорода в исследуемых порошках определяли по уменьшению их массы при прокаливании в водороде (ГОСТ 18897—98), содержание в металле углерода — по количеству двуокиси углерода, образующейся при прокаливании полученного порошка в токе кислорода (ГОСТ 16412.7—80), серы — в соответствии с методикой по ГОСТ 16412.5—91.

Заготовки пластин для сборного режущего инструмента размерами 15,7 × 15,7 × 7 мм получали прессованием на гидравлическом прессе при давлении 800 МПа. Образцы спекались в засыпке из оксида алюминия в герметичных контейнерах, снабженных патрубком для регистрации давления газа, образующегося при нагревании. Выдержка при температуре спекания 1180÷1250 °С составляла 1 ч, после чего контейнер выгружался из печи и охлаждался на воздухе.

Динамическое горячее прессование образцов, прошедших индукционное нагревание при температуре 1100÷1150 °С, проводили на прессе К2130 по схеме двусторонней штамповки.

Перед закалкой образцы нагревали в хлорбариевых ваннах в течение 2—3 мин до температуры 1150÷1225 °С. Закалку проводили в расплавленной каустической соде при температуре 520 °С, а трехкратный отпуск — при 500÷600 °С в электродной ванне в расплаве смеси калиевой селитры и едкой щелочи.

Сравнительные испытания сборных резцов с пластинами из стандартной стали Р6М5 и порошковой быстрорежущей стали проводили методом торцевого точения заготовки из стали 45 твердостью 197÷207 *НВ*. Обработка осуществлялась без применения смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) на следующих режимах: частота вращения заготовки $n_1 = 80$ и $n_2 = 400$ мин$^{-1}$, подача — 0,35 мм/об, глубина резания $t = 1$ мм. Геометрические параметры пластин: передний угол $\gamma = 10°$, задний угол $\alpha = 10°$; углы в плане: $\varphi = \varphi_1 = 45°$. Определяли скорость резания при заданной стойкости инструмента $T = 60$ мин. Кроме того, проводили сравнительные испытания сборных резцов с пластинами из порошковой быстрорежущей стали и стали Р6М5 точением образцов из стали 12ХН3А при частоте вращения заготовки 160 мин$^{-1}$, подаче 0,47 мм/об и глубине резания 1 мм. Измеряли износ задней поверхности. Геометрические параметры пластин: $\gamma = 15°$, $\alpha = 5°$, $\varphi = 90°$.

Стружку быстрорежущей стали Р6М5 целесообразно диспергировать в присутствии 2 мас. % ПММА, так как использование механически деструктируемого полимера позволяет не только резко интенсифицировать измельчение стружки, но и снизить содержание кислорода (рис. 1) и серы в порошке. Причем активные радикалы, образующиеся

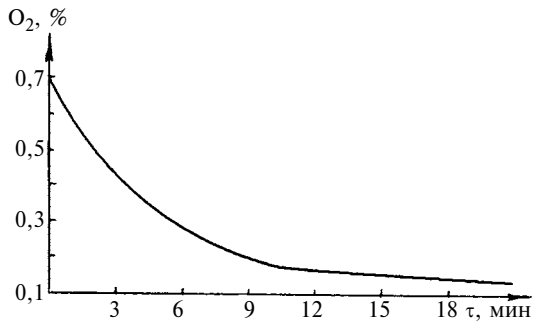


Рис. 1. Зависимость содержания кислорода в порошке стали Р6М5 от продолжительности виброобработки

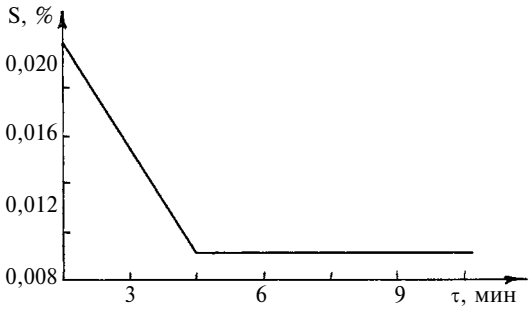


Рис. 2. Зависимость содержания серы в порошке стали Р6М5 от продолжительности обработки в присутствии ПММА

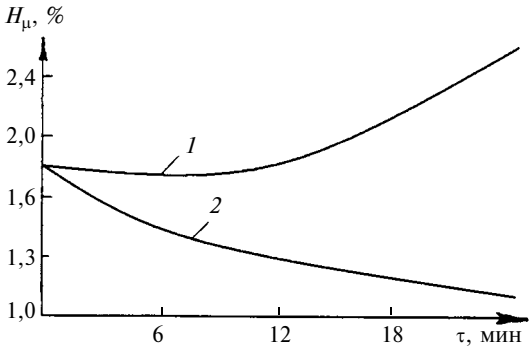


Рис. 3. Зависимость микротвердости порошка стали Р6М5 от времени виброобработки стружки без полимерной среды (*1*) и с 2 мас. % ПММА (*2*)

при механодеструкции ПММА, способны связывать серу, не только находящуюся в адсорбированном состоянии, но и входящую в состав металла в виде сульфида FeS. В данном случае использовали стружку стали Р6М5, полученную точением прутка без полива зоны резания СОЖ. Уже через 3 мин вибрационной обработки стружки в присутствии механически деструктируемого полимера содержание серы в металле снизилось в 2,5 раза (рис. 2).

При измельчении стружки без полимера металлический порошок через 20 мин виброобработки представляет собой наклепанные пластины, дефектность поверхности которых уступает даже порошку, полученному через 3 мин диспергирования стружки с ПММА. Порошок, полученный измельчением стружки в течение 12÷20 мин с ПММА, имеет высокоразвитую поверхность, при этом размер частиц порошка не превышает 50 мкм.

При измельчении происходит пластифицирование металла (рис. 3), что позволяет отказаться от отжига порошка для снятия наклепа. Микротвердость частиц порошка, измельченного с использованием твердофазного ПАВ, свидетельствует об уменьшении наклепа металла. Это связано с резким увеличением числа единичных актов раскола частиц металла в присутствии продуктов механодеструкции полимера и образованием развитой сети микротрещин, являющихся поверхностями схода дислокаций.

Использование полимера при диспергировании стружкоотходов позволяет избавиться от трудоемких операций введения в порошок пластификатора, гранулирования и сушки полученной смеси. Полимер является своеобразным пластификатором, только введенным не на этапе прессования, а при диспергировании металлополимерной системы. Сразу после измельчения порошок прессуют в стальной пресс-форме при давлении 700÷900 МПа. Плотность спрессованного материала составляет 5,7÷5,9 г/см^3. Увеличение плотности более 6,0÷6,1 г/см^3 нецелесообразно, так как при спекании возникают трудности с удалением из спрессованного материала газообразных продуктов термодеструкции ПММА, что приводит к увеличению пористости спеченной заготовки и появлению трещин и разрывов на ее поверхности.

В процессе диспергирования стружки совместно с полимером на поверхности каждой металлической частицы образуются продукты привитой полимеризации. При нагревании до температуры спекания в диапазоне температур 120÷450 °С происходит термодеструкция органического вещества, находящегося как в свободном состоянии между частицами порошка, так и в виде привитых пленок на поверхности частиц металла и полимеризата в устьях микротрещин. Это сопровождается выделением продуктов термокрекинга полимера, обладающих восстановительными свойствами, и образованием на развитой поверхности дисперсного металла покрытия из сажистого углерода, являющегося одним из продуктов термодеструкции ПММА.

При увеличении температуры до 900÷1000 °С происходит восстановление окислов металла сажистым углеродом, о чем свидетельствует увеличение в данном диапазоне температур давления газообразных продуктов в рабочем объеме контейнера для спекания.

В результате восстановления окислов образуются ювенильные поверхности металла, способствующие активации процесса спекания. На восстановление окислов расходуется не весь углерод, находящийся на поверхности частиц металла. Это подтверждают данные о содержании углерода в спеченной заготовке в зависимости от температуры нагревания (рис. 4).

При температуре спекания 1150 °С и выше содержание углерода в исследуемых образцах состав-

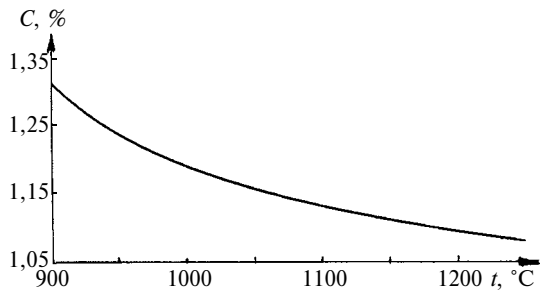


Рис. 4. Зависимость содержания углерода в порошковой быстрорежущей стали от температуры спекания

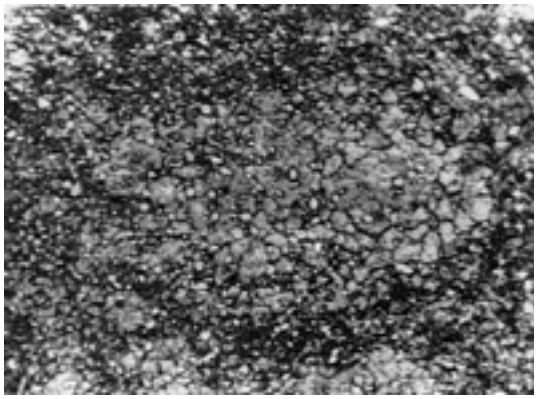


Рис. 5. Микроструктура порошковой быстрорежущей стали после спекания (×650)

ляет 1,12÷1,08 %. Наиболее интенсивное снижение содержания углерода происходит в диапазоне температур 900÷1050 °С. В исходной (литой и деформированной) стали Р6М5 содержание углерода составляло 0,9 %. Таким образом, высокомолекулярная среда вносит в состав металла около 0,2 % углерода. При высоких температурах спекания высокодисперсные включения углерода способствуют образованию карбидов. На рис. 5 представлена микроструктура порошковой быстрорежущей стали из порошка, полученного диспергированием в течение 12 мин стружкоотходов стали Р6М5 при 2 мас. % ПММА. Температура спекания составляла 1220 °С, пористость спеченного образца — 2,8 %. Отчетливо видна граница частицы металла. Размер карбидных зерен в приграничной зоне на порядок меньше величины карбидов в самой частице металла. Образуются высокодисперсные карбидные включения на переходных границах между частицами металла. Размер карбидов в частице металла составляет примерно 0,5 мкм, а на ее границах колеблется от 0,05 до 0,1 мкм.

Образцы после спекания при температуре 1180÷1250 °С имеют структуру закаленной быстрорежущей стали. Твердость после спекания заготовок пластин для сборного инструмента составляет 55÷62 *HRC*.

С учетом изложенного спекание прессовок из порошка быстрорежущей стали, полученного диспергированием стружкоотходов стали Р6М5 в присутствии деструктируемого полимера, целесообразно проводить на следующем режиме: нагревание до температуры 400÷450 °С, выдержка 0,5 ч; нагревание до 950 °С, выдержка 0,5 ч; нагревание до необходимой температуры спекания. Выдержка при температуре 400÷450 °С проводится для удаления из прессовки газообразных продуктов термодеструкции ПММА, при температуре 950 °С — для максимального восстановления окислов металла. Выдержка при температуре спекания составляет 1 ч. Для получения минимальной (менее 3 %) пористости температура спекания должна составлять 1220÷1250 °С. Если образцы подвергаются динамическому горячему прессованию (ДГП), то температуру спекания можно снизить до 1180÷1200 °С. Следует отметить, что при спекании заготовок из металлополимерной смеси нет необходимости в применении специальных защитных или восстановительных сред. Спекание осуществляется в среде собственных газообразных продуктов термодеструкции ПММА, обладающих восстановительными свойствами. Содержание кислорода в спеченных образцах составляет 0,02÷0,05 %.

При ДГП происходит пластическая деформация частиц металла, в результате чего они вытягиваются в направлении, перпендикулярном приложению нагрузки. При использовании порошков, полученных измельчением в течение 10 мин и более, направленной ориентации частиц металла после ДГП не наблюдается, что обусловлено высокой дисперсностью данных порошков. Структура пластин для сборного режущего инструмента после ДГП соответствует структуре закаленной быстрорежущей стали. Твердость пластин после ДГП тем выше, чем больше время диспергирования металлополимерной смеси (50÷58 *HRC*).

Для предотвращения образования при закалке неоднородной структуры, появления "нафталинистого излома" и снижения механических свойств после ДГП пластины подвергали изотермическому отжигу. Если операция ДГП отсутствовала, то проводили отжиг спеченных пластин. Твердость отожженных заготовок в зависимости от времени механохимической обработки стружки составляла 262÷302 *HB*. Структура порошковой быстрорежущей стали после отжига состоит из сорбитообразного перлита и карбидов.

Упрочняющая термическая обработка порошковой быстрорежущей стали включала закалку и трехкратный отпуск при температуре 560 °С. Диапазон исследуемых температур нагрева под закалку составил 1150÷1225 °С. Оптимизацию температуры нагрева под закалку режущих пластин для сборного инструмента, изготовленных из порошка, полученного диспергированием стружки при 2 мас. % ПММА в течение 4÷12 мин виброобработки, осуществляли по баллу аустенитного зерна, твердости после закалки и отпуска и по микроструктуре. Заготовки пластин спекали при температуре 1200 °С и подвергали ДГП.

Известно, что лучший комплекс свойств имеет режущий инструмент из быстрорежущей стали с размером зерна, равной 10-11-му баллу [6]. При всех оптимальных температурах нагрева под закалку, испытуемых образцов размер аустенитного зерна соответствовал 11-12-му баллу, а в образцах, изготовленных из порошка, полученного в результате механохимической обработки металлополимерной смеси в течение 12 мин, даже при закалке с охлаждением с температуры 1225 °С аустенитное зерно соответствовало 12-му баллу (табл. 2).

Таблица 2

Размеры аустенитного зерна в порошковой стали

Время измельчения стружки, мин	Температура нагрева под закалку, °С				
	1150	1170	1190	1205	1225
4	12	11	**11**	10	10 + 9
6		12	**11**	11	10
8			12	**11**	11
10				12	**12 + 11**
12					**12**

Примечание. Выделен балл аустенитного зерна при оптимальной температуре нагрева под закалку.

Таблица 3

Твердость *HRC* после закалки (числитель) и отпуска (знаменатель) порошковой быстрорежущей стали

Время измельчения стружки, мин	Температура нагрева под закалку, °С				
	1150	1170	1190	1205	1225
4	53 / 60—61	54 / 61—63	**55** / 63—64	54 / 62—63	50—51 / 59—60
6	48—50 / 57—58	49—50 / 56—58	**56—57** / 63—65	49—53 / 60—61	55—57 / 60—65
8	57 / 61—62	51—53 / 61—62	53—56 / 60—61	**58—59** / 64—65	50—53 / 59—60
10	61 / 61—62	56—57 / 60—64	60—62 / 62—64	54—57 / 59—60	**57—59** / 63—65
12	52—53 / 58—59	58—59 / 59—61	61—62 / 62—63	56—57 / 61—64	**60—61** / 62—65

Примечание. Выделена твердость оптимальной температуры нагрева под закалку.

Таким образом, чем больше время механохимической обработки металлополимерной смеси, тем меньше порошковая сталь склонна к росту зерна. Это обусловлено увеличением дисперсности и равномерным распределением карбидных частиц, препятствующих росту зерна при нагревании под закалку.

В табл. 3 представлены данные твердости быстрорежущей стали после закалки и отпуска в зависимости от продолжительности измельчения стружки в присутствии ПММА.

Таким образом, режим окончательной термической обработки в значительной мере зависит от предыстории получения порошка: после 4 мин механохимической обработки оптимальна температура нагрева под закалку 1190 °С, после 12 мин — 1225 °С. Это связано с изменением содержания углерода в спеченной при температуре 1200 °С порошковой стали в зависимости от времени τ измельчения стружки совместно с ПММА: 1,32 % углерода при $\tau = 4$ мин и 1,10 % при $\tau = 12$ мин обработки. С увеличением времени виброобработки стружки увеличивается количество газообразных продуктов механодеструкции ПММА и, соответственно, уменьшается количество углерода, вносимого в порошковую быстрорежущую сталь при спекании.

Структура порошковой быстрорежущей стали, сформированная при разной температуре нагрева под закалку, отличается только дисперсностью карбидных включений и равномерностью их распределения. При закалке с охлаждением с температуры 1225 °С в структуре присутствуют равномерно распределенные высокодисперсные карбиды, размер которых не превышает 0,1 мкм. В структуре стали не наблюдаются изменения, связанные с перегревом металла при нагревании под закалку.

Твердость пластин, изготовленных из порошка, полученного диспергированием стружки стали Р6М5 при 2 мас. % ПММА, после окончательной термической обработки составила 64÷65 *HRC*.

Для определения красностойкости образцов из порошковой быстрорежущей стали, подвергнутых закалке по оптимальному режиму и трехкратному отпуску при температуре 560 °С, их нагревали до температуры 600; 620; 640 °С и выдерживали в течение 4 ч, затем измеряли твердость при нормальной температуре. Максимальная красностойкость $HRC^4_{640} = 58$ зарегистрирована у образцов, изготовленных из металлополимерной композиции, полученной в результате измельчения исходной стружки в течение 10 и 12 мин. После нагревания и четырехчасовой выдержки при температуре 620 °С красностойкость составила: для порошка, измельчавшегося в течение 4 мин — $HRC^4_{620} = 58$; для порошка, измельчавшегося в течение 12 мин — $HRC^4_{620} = 60$.

Сравнительные испытания режущих пластин из порошковой быстрорежущей стали показали, что стойкость при резании у порошковых пластин в 2÷6 раз выше, а скорость резания на 20÷50 % больше, чем у стандартной стали Р6М5 (табл. 4).

Таблица 4

Результаты испытаний режущих пластин из стали Р6М5 и порошковой быстрорежущей стали

Материал	Время измельчения τ, мин	Температура закалки t, °С	Средний износ задней поверхности, мм	Средняя скорость резания при заданной стойкости, v_{60}, м/мин
Сталь Р6М5	—	1220	0,60	30,0
Порошковая быстрорежущая сталь	4	1190	0,30	36,6
	6		0,15	38,9
	8	1205	0,16	39,1
	10	1225	0,1	42,0
	12			44,6

УДК 621.904;621.43.038

А. Г. ГУСЕЙНОВ, д-р техн. наук, Ш. Н. АСАДОВ (АзТУ, г. Баку), e-nail: shovqi-2004@rambler.ru

Восстановление деталей диффузионным хромосилицированием

Предложена оптимальная технология восстановления прецизионных деталей топливной аппаратуры хромосилицированием. Полученные комплексным диффузионным насыщением покрытия обладают оптимальным сочетанием механических и физико-химических свойств для дальнейшей механической обработки деталей.

Ключевые слова: восстановление деталей, механическая обработка, диффузионное насыщение, хромосилицирование.

The optimal remanufacturing technique of high-precision parts of fuel equipment using chromosiliconizing was suggested. Coatings which procured by all-round diffusion alloying have the best combination of mechanical and physicochemical properties required for further tooling pieces.

Keywords: remanufacturing pieces, tooling, diffusion alloying, chromosiliconizing.

В машинах широко применяют детали, рабочие поверхности которых восстановлены и упрочнены различными методами химико-термической обработки (ХТО). Однако правильный выбор диффузионного покрытия в ряде случаев затруднен отсутствием данных о механизме изнашивания в условиях контактного нагружения. Исследования показали, что прецизионные детали топливной аппаратуры подвергаются в основном абразивному изнашиванию.

Анализ износа деталей плунжерных пар, поступающих в ремонтный фонд, показал, что для их полного восстановления, с учетом прогиба в процессе диффузионной металлизации, необходимо увеличить линейные размеры плунжеров до 70÷80 мкм, а диаметры втулок до 50÷60 мкм (для насоса УТН). Средний прогиб плунжеров после парофазного хромирования в вакууме при температуре 1150 °С не должен превышать 6 мкм, максимальный — 12 мкм. Аналогичные результаты были получены для распылителей форсунок и плунжерных пар насоса НД. С учетом механической обработки линейные размеры должны составить 160÷180 мкм. Авторами исследованы процессы восстановления и упрочнения деталей хромированием, титанированием, борохромированием, борохромоникелированием и определены их оптимальные режимы. Рассмотрим преимущества и недостатки процессов.

Преимуществом хромирования по сравнению с другими видами термической обработки являются более высокая износостойкость деталей в условиях абразивного изнашивания и большая работоспособность при повышенных температурах и в агрессивных средах.

Основной недостаток хромирования и титанирования — небольшое увеличение линейных размеров деталей, что не дает полного восстановления при ремонте и мешает широкому внедрению этих способов в производство. Попытки увеличить толщину покрытия изменением режимов процессов и подбором сталей пока не дали желаемых результа-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 51)

Таким образом, разработана технология механохимической переработки отходов металлообработки быстрорежущей стали Р6М5, включающая диспергирование стружки в присутствии механически деструктируемого полимера, компактирование и термическую обработку пластин для сборного режущего инструмента.

Продукты деструкции высокомолекулярного соединения оказывают положительное влияние на всех этапах изготовления продукции из порошковой быстрорежущей стали.

Режим окончательной термической обработки в значительной мере зависит от продолжительности механохимического воздействия на металлополимерную смесь на этапе получения порошка.

Эксплуатационные показатели режущих пластин из порошковой быстрорежущей стали превышают показатели пластин из стандартной стали Р6М5.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кипарисов С. С., Падалко О. В.** Проблемы получения порошков и изделий из них с использованием в качестве сырья стружковых отходов // Порошковая металлургия. 1979. № 9. С. 56—64.

2. **Получение** металлических порошков методом измельчения стружкоотходов / Г. А. Гороховский, В. Г. Чернышев, В. П. Рева и др. // Порошковая металлургия. 1988. № 12. С. 1—8.

3. **Гороховский Г. А., Дмитриева Т. В., Граевская Л. М.** Встречные процессы механодеструкции и механополимеризации, сопровождающие механообработку системы ПММА-А и ММА-А // Укр. хим. журн. 1979. № 6. С. 618—621.

4. **А. с. 1573612 СССР.** Вибрационная мельница.

5. **Онищенко Д. В., Рева В. П.** Получение нанопорошка карбида вольфрама методом механической активации // Физика и химия обработки материалов. 2011. № 2. С. 71—77.

6. **Геллер Ю. А.** Инструментальные стали. М.: Металлургия, 1983. 526 с.

тов. В связи с этим все большее внимания стали уделять получению комплексных диффузионных слоев на основе хрома, бора, кремния, алюминия и других химических элементов.

При комплексной диффузионной металлизации (борохромирование, бороникелирование и борохромоникелирование [1, 2]) изменение линейных размеров обеспечивается указанным выше увеличением толщины слоев, однако при этом твердость поверхностей достигает 18 000÷24 000 МПа, что затрудняет механическую обработку деталей по существующим заводским технологиям. Вопросы механической обработки диффузионных покрытий, определения оптимальных режимов и выбора абразивных материалов рассмотрены в работе [3].

Предлагаемая технология восстановления деталей должна обеспечивать увеличение линейных размеров до 160÷180 мкм по сравнению с карбидными, нитридными и боридными покрытиями и твердость поверхностей менее 5000÷6000 МПа или близкую к микротвердости гальванических и азотированных покрытий. Такие детали после восстановления можно подвергать механической обработке по серийной технологии.

Совместное или последовательное насыщение поверхности изделий хромом и кремнием значительно повышает перспективность данного технологического процесса. Исследования автора работ [1, 2] и других авторов показали, что наиболее эффективным методом поверхностного восстановления и упрочнения изношенных деталей, работающих в условиях трения, является хромосилицирование.

Очевидно, что работоспособность хромосилицированных покрытий при контактных нагрузках будет больше с повышением их пластичности в сочетании с высокой прочностью и повышением механических свойств основного материала.

При комплексном насыщении становится возможным получение слоев, обладающих не только высокой твердостью, износостойкостью и хорошей сцепляемостью с основным материалом, но и удовлетворительной стойкостью в агрессивных средах и при повышенных температурах. Ранее опубликованные данные не дают четкого представления об изменениях линейных размеров изношенных деталей при их восстановлении, о структуре слоев, полученных диффузионным насыщением.

В статье рассматриваются оптимальная технология восстановления прецизионных деталей топливной аппаратуры хромосицилированием и получение покрытий с наиболее благоприятным сочетанием механических и физико-химических свойств, обеспечивающих их дальнейшую механическую обработку. Исследовали образцы прецизионных деталей из сталей ХВГ, ШХ15, Р18, 25Х5МА, 45, У8, восстановленные газофазным и парофазным хромосилицированием [1].

Рассмотрим технологию газофазного насыщения, которое проводили в печи СНО-4.8.2.5/13.4.1 с использованием контейнеров из коррозионностойкой стали и плавким затвором (натросиликатное стекло). Детали укладывали в контейнер, насыпали порошок, содержащий насыщающий элемент и активатор процесса (NH_4Cl). Реакционное пространство герметизировали, располагая над ним отработавшую смесь и плавкий затвор. Контейнер помещали в печь и выдерживали определенное время при заданной температуре. Затем контейнер охлаждали вместе с печью (или отдельно), распаковывали и выгружали детали.

Парофазное насыщение проводили в вакуумной печи СНВ с нагревателями из электросопротивления. Детали укладывали в контейнер, засыпали порошок с насыщающими элементами, закрывали крышкой и помещали в вакуумную печь. Контейнер нагревали и выдержали определенное время при заданной температуре в вакууме. Контейнер охлаждали вместе с печью, вынимали его и выгружали детали. Далее определяли состав смесей для восстановления деталей диффузионным хромосилицированием. Экспериментально исследовали приращения диффузионных слоев с целью определения оптимального состава смеси, в котором диффузия двух насыщающих элементов происходит одновременно.

При диффузионной металлизации в качестве активирующих добавок используют в основном галогениды щелочных металлов, в частности аммония (NH_4Cl), а также их сочетания. Однако имеющиеся данные не позволяют определить, какие активирующие добавки предпочтительнее. Для этого исследовали восстановление прецизионных деталей нагнетательных клапанов из стали ШХ15 в порошке хрома и кремния с добавками различных активаторов при температуре $T = 1100$ °С и продолжительности $\tau = 4$ ч. На рис. 1 показаны результаты исследования влияния разных активаторов (NH_4Cl, KF, KCl, KBr, KI) на приращение слоя при газофазном хромосилицировании. Было установлено, что наибольшее приращение линейных

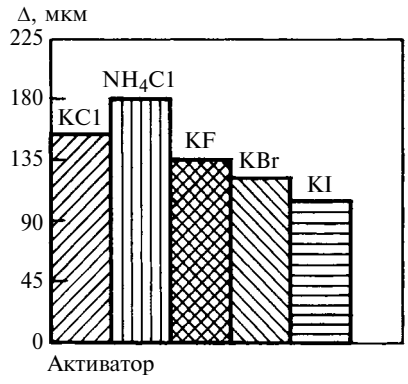


Рис. 1. Увеличение Δ линейных размеров образцов из стали ШХ15 при газофазном хромосилицировании с разными активаторами в смеси ($T = 1100$ °С; $\tau = 4$ ч)

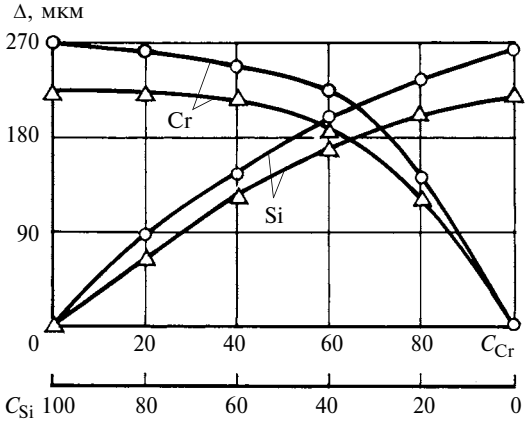


Рис. 2. Увеличение Δ линейных размеров образцов из стали ШХ15 при газофазном (Δ) и парофазном (○) хромосилицировании в зависимости от содержания Cr и Si в смеси (T = 1100 °C; τ = 4 ч)

размеров деталей при хромосилицировании достигается при использовании хлористых активаторов. Максимальное изменение линейных размеров прецизионных деталей топливной аппаратуры наблюдалось при применении активатора NH_4Cl, а применение таких активаторов, как KF, KCl, KBr, KI, давало меньшее приращение линейных размеров деталей при одинаковой скорости процесса. Однако применение NH_4Cl обеспечивает получение более равномерного покрытия и исключает приваривание порошка к поверхности деталей.

Исследовали влияние NH_4Cl на активность состава, содержащего 60 % Cr и 40 % Si (см. рис. 1). Установлено, что NH_4Cl резко повышает насыщающую способность хрома и активизирует технологический процесс, а также способствует некоторому увеличению силицидной фазы в слое и приращению линейных размеров. Оптимальным является содержание 5 % NH_4Cl в составе смеси. Результаты показали, что прирост диффузионного слоя, получаемый при хромосилицировании, позволяет восстанавливать изношенные детали машин и аппаратуры.

Анализ опубликованных данных и результатов экспериментов показал, что для эффективного восстановления смесь должна содержать 5 % NH_4Cl при T = 1000 °C и τ = 4 ч.

Для получения максимального приращения линейных размеров деталей также необходимо определить оптимальное процентное содержание кремния и хрома в порошковой смеси, которое при хромосилицировании варьировалось от 20 до 90 %. На рис. 2 показано влияние содержания хрома и кремния в смеси на изменение линейных размеров при газофазном и парофазном хромосилицировании в вакууме. При введении в порошок до 50÷60 % чистого хрома толщина слоя заметно увеличивается. При дальнейшем увеличении содержания хрома заметного приращения слоя не наблюдалось.

При газофазном хромосилицировании содержание Cr > 65 % и Si > 37 % в смеси при прочих равных условиях приводит к ухудшению качества поверхности. Увеличение содержания кремния не дает положительного эффекта. Максимально линейные размеры всех деталей увеличиваются при газофазном хромосилицировании при содержании в смеси 60 % Cr, 35 % Si и 5 % NH_4Cl, а при парофазном хромосилицировании в вакууме — 70 % Cr и 30 % Si.

Изменение линейных размеров образцов после ХТО аналогично их изменению при газофазном восстановлении. В случае восстановления прецизионных деталей оптимальными по структуре и свойствам будут слои, полученные при содержании в смеси 60 % Cr, 35 % Si и 5 % NH_4Cl, T = 1100 °C и τ = 4 ч. При парофазном насыщении в вакууме в смеси из 70 % Cr и 30 % Si линейные размеры изменяются от 180 до 200 мкм, что достаточно для полного восстановления деталей ремонтного фонда.

На изменение линейных размеров деталей кроме способа диффузионной металлизации и состава смеси оказывают влияние марка стали, температура и продолжительность процесса. При газофазном хромосилицировании зависимость увеличения толщины слоя от температуры насыщения имеет параболический характер. При температуре T = 1100 °C и продолжительности τ = 5 ч приращение линейных размеров сталей ХВГ, ШХ15 и 45 составило соответ-

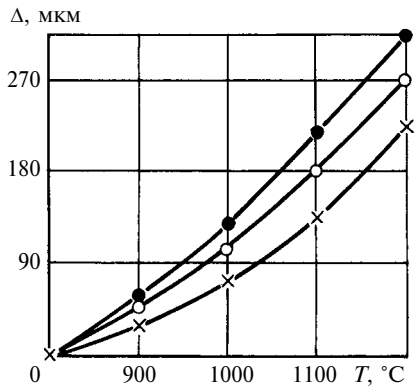


Рис. 3. Увеличение Δ линейных размеров образцов из сталей ШХ15 (●), ХВГ (○) и 45 (×) при газофазном хромосилицировании в зависимости от температуры T (τ = 4 ч)

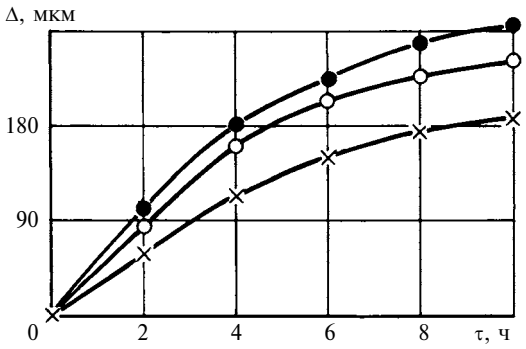


Рис. 4. Увеличение Δ линейных размеров образцов из сталей ШХ15 (●), ХВГ (○) и 45 (×) при газофазном хромосилицировании в зависимости от продолжительности τ процесса (T = 1100 °C)

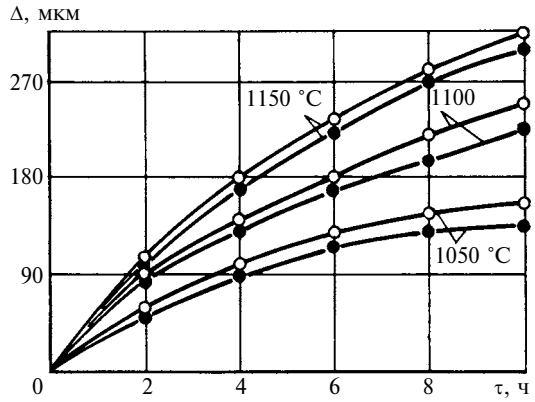


Рис. 5. Увеличение Δ линейных размеров образцов из сталей ХВГ (●) и ШХ15 (○) при парофазном хромосилицировании в вакууме

ственно 180, 210 и 135 мкм (рис. 3). Наиболее интенсивно приращение линейных размеров происходит в течение 4÷6 ч, затем интенсивность процесса значительно снижается. При $\tau = 6$ ч увеличение линейных размеров составило для сталей: ШХ15 — 225 мкм, 45 — 160 мкм, ХВГ — 200 мкм (рис. 4).

С целью повышения качества покрытия использовали парофазное хромосилицирование в вакууме (рис. 5). Приращение слоя для сталей ШХ15 и ХВГ составило 160÷210 и 140÷155 мкм при $T = 1100$ °С и $\tau = 4$ ч, а при $T = 1150$ °С соответственно 180 и 135 мкм. Исходя из этого, оптимальным следует считать хромосилицирование в вакууме при $T = 1150$ °С и $\tau = 4$ ч. При температуры выше 1150 °С и при газофазном, и при парофазном хромосилицировании качество покрытия ухудшается из-за налипания частиц смеси, и заметно уменьшается его толщина.

Таким образом, экспериментально установлено, что с повышением температуры при хромосилицировании приращение диффузионного слоя значительно увеличивается. Однако толщина слоя, получаемая при 1050 °С, оказывается недостаточной для полного восстановления изношенных прецизионных деталей ремонтного фонда. При 1100 °С для данных сталей приращение линейных размеров составляет 120÷210 мкм, что достаточно для восстановления одной из деталей прецизионной пары. При дальнейшем повышении температуры скорость диффузии существенно увеличивается, и наблюдается прилипание порошка.

Анализируя полученные результаты, можно сделать вывод, что газофазное хромосилицирование в течение 4÷5 ч при температуре 1100 °С и парофазное хромосилицирование в течение 4 ч при температуре 1150 °С обеспечивают необходимое увеличение линейных размеров деталей, которое в значительной степени зависит и от состава насыщающей смеси.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гусейнов А. Г.** Восстановление и упрочнение прецизионных деталей машин и аппаратуры диффузионной металлизацией. М.: Союз, 1999. 194 с.

2. **Гусейнов А. Г.** Восстановление и упрочнение прецизионных деталей машин и аппаратуры комплексной диффузионной металлизацией // Вестник машиностроения. 2000. № 5. С. 40—44.

3. **Гусейнов А. Г.** Механическая обработка прецизионных деталей, восстановленных и упрочненных диффузионной металлизацией. М.: Союз, 2000. 148 с.

УДК 621.914.1

А. А. ФОМИН, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: fomin1@maill.ru

Анализ схем попутного и встречного фрезерования заготовок с неоднородными свойствами

Рассмотрены способы обработки заготовок с неоднородными свойствами на примере крупнокусковых отходов древесины. Установлена оптимальная схема фрезерования горбыля, обеспечивающая высокую точность обработки.

Ключевые слова: встречное и попутное фрезерование, годограф, сила резания, подача, динамическое воздействие.

Processing techniques of stuff with variegated properties in terms of large-sized scrap wood were considered. The optimal scheme flitch cut which maintains high accuracy processing was established.

Keywords: counter and cutdown milling, hodograph, cutting force, feeding, dynamic impact.

Качество изделий из древесины в значительной степени определяется свойствами обрабатываемого материала и точностью поверхностей заготовок. До недавнего времени горбыль ввиду своей неоднородности считался отходом древесины. Его не используют для изготовления ответственных деталей, что обусловлено рядом технологических факторов: стохастические изменения размеров и твердости материала, непредсказуемость форм, отсутствие развитых технологических баз, случайное расположение сучков на обрабатываемой поверхности и др. Однако горбыль отличается высоким качеством, так как его поверхностные слои имеют высокие механические свойства.

Качество обработки окоренной криволинейной поверхности горбыля при фасонном фрезеровании зависит от режима резания, конструкции фасонной фрезы, геометрии режущей части инструмента, влажности заготовки и прочих факторов. Так как

окоренная поверхность заготовки имеет криволинейный характер, то обработку следует выполнять таким образом, чтобы снималось минимальное количество стружки. Поэтому лезвие фрезы должно иметь соответствующую форму. Это может быть дуга окружности, парабола или гипербола, т. е. диаметр фрезы неодинаковый: минимальный ($D_{\text{ф min}}$) в поперечной плоскости симметрии и максимальный ($D_{\text{ф max}}$) у торцов инструмента.

Криволинейную форму поперечного сечения горбыля проще аппроксимировать окружностью, радиус которой будет изменяться в зависимости от диаметра распиленного бревна. Режущая пластина в продольном сечении очерчена радиусом окружности, что формируется при затачивании, поэтому закрепленная в корпусе фрезы пластина имеет постоянный радиус.

Обрабатывать заготовку можно встречным или попутным фрезерованием. В первом случае векторы скорости резания и скорости продольной подачи направлены навстречу друг другу. Поскольку в продольном сечении профиль фрезы очерчен окружностью, то в разных поперечных сечениях диаметральные параметры неодинаковы: в поперечной плоскости, совпадающей с торцом, диаметр максимален, а в плоскости, проходящей через центр фрезы, минимален. Поэтому составляющие силы резания в поперечном сечении фрезы по минимальному диаметру всегда больше составляющих в сечении по максимальному диаметру.

При встречном фрезеровании вектор вращения инструмента — ω (рис. 1), вектор перемещения заготовки — D_S. Контакт режущего лезвия фрезы с заготовкой начинается в точке *0* (см. рис. 1, *а*) и прекращается в точке *3*. Толщина среза по мере продвижения режущего лезвия от точки *0* к точке *3* увеличивается, что увеличивает радиальную P_y и главную P_z составляющие силы резания.

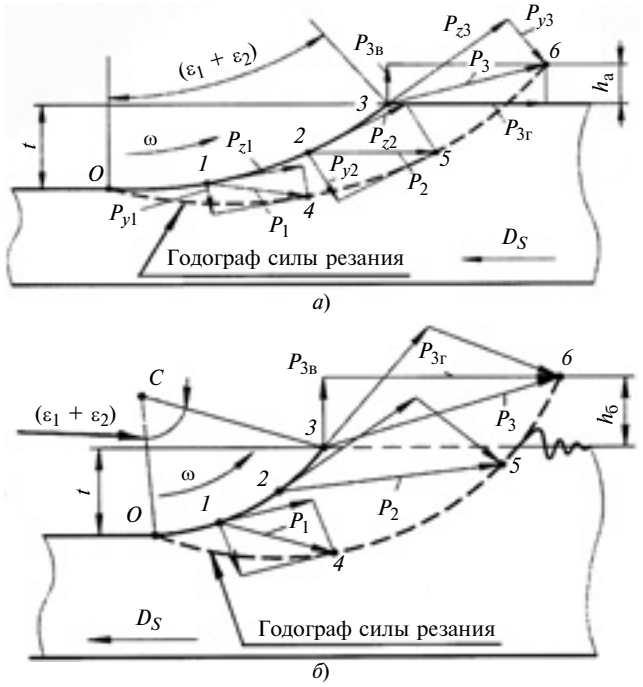


Рис. 1. Силы резания в зоне контакта инструмента с заготовкой при встречном фрезеровании окоренной поверхности в плоскости торца (*а*) и поперечной плоскости симметрии фрезы (*б*)

Геометрическая сумма сил P_y и P_z равняется силе P. Силы $P_1 \div P_3$ соответственно в точках *1—3* находятся в соотношении $P_1 < P_2 < P_3$. Соединив концы векторов сил P_1, P_2, P_3, получим направление годографа силы P (см. рис. 1, *а* и *б*), который начинается от точки *0* и в точке *6* выходит из заготовки. Составляющая $P_{3г}$ силы P_3 направлена противоположно вектору продольной подачи D_S, а составляющая $P_{3в}$ стремится поднять заготовку вверх.

Годограф силы резания для зубьев фрезы, расположенных на меньшем диаметре (см. рис. 1, *б*), отличается от годографа для зубьев, расположенных на большем диаметре (рис. 1, *а*). При этом расстояние $h_б$ (см. рис. 1, *б*) крайней точки *6* от обрабатываемой поверхности заготовки больше $h_а$. Это обусловливает силовое воздействие на заготовку при встречном фрезеровании. Происходит периодический отрыв ее от рабочей поверхности стола станка, что нарушает устойчивость базирования при обработке. Самые неблагоприятные условия наблюдаются в поперечной плоскости симметрии инструмента, где диаметр фасонной фрезы минимален. Поэтому необходимы бóльшие силы для прижатия заготовки роликами, чтобы не нарушался контакт установочной технологической базы заготовки с рабочим столом.

Угол контакта $(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$ зависит от диаметра, на котором расположены вершины режущих зубьев фрезы:

$$(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = 2\arcsin(\sqrt{t}/\sqrt{D_ф}),$$

где $D_ф$ — диаметр фрезы.

При увеличении диаметра $D_ф$ фрезы угол контакта уменьшается (рис. 2, *а*), а при увеличении глубины t резания — увеличивается (рис. 2, *б*).

Рассмотрим попутное фрезерование заготовки (векторы скорости резания и скорости продольной подачи совпадают) (рис. 3, *а* и *б*). Зубья фрезы поочередно начинают контактировать с окоренной поверхностью заготовки в точке *3*. При этом зуб врезается в заготовку на максимальную толщину стружки. По мере приближения к точке *0* толщина среза уменьшается, что вызывает уменьшение составляющих P_y и P_z силы резания.

Годограф силы резания направлен от точки *б* к точке *0*. Составляющая $P_{3г}$ силы P_3 резания совпадает по направлению с вектором продольной подачи D_S, а составляющая $P_{3в}$ прижимает заготовку вниз. Координата точки *б* годографа, определяющая ее расстояние от окоренной поверхности заготовки, становится отрицательной (см. рис. 3, *а*) для зубьев фрезы, расположенных и на большем, и на

меньшем диаметрах. Так как $|h_б| > |h_а|$, то очевидно, что сила прижатия заготовки к технологической базе в зоне наименьшего диаметра фасонной фрезы больше, следовательно, при попутном фрезеровании окоренной поверхности заготовки зубья фрезы врезаются на максимальную глубину, что создает удары инструмента о заготовку.

При попутном фрезеровании происходит периодическое увеличение сил прижатия приводных вальцов к установочной технологической базе заготовки, что приводит к большему врезанию зубьев в материал заготовки. Жесткий контакт заготовки с режущими зубьями инструмента, изменяющийся с высокой частотой, является причиной более динамичного процесса обработки.

Таким образом, встречное фрезерование горбыля предпочтительнее, что экспериментально подтверждено фрезерованием горбыля на станке ПФП-100. При проведении опытов в качестве заготовок использовали горбыль хвойных пород естественной влажности при сучковатости 1÷3 сучка на 1 м длины заготовки на режиме: скорость резания 45 м/с, скорость продольной подачи 2,5÷30 м/мин, припуск на обработку 5÷7 мм. Горбыль фрезеровали при снятых дисковых пилах, предназначенных для обрезки неровных боковых кромок заготовки. Для обработки фасонной окоренной поверхности горбыля использовали фрезу с механическим креплением ножей из быстрорежущей стали Р6М5; наружный диаметр фрезы 180 мм, высота 110 мм.

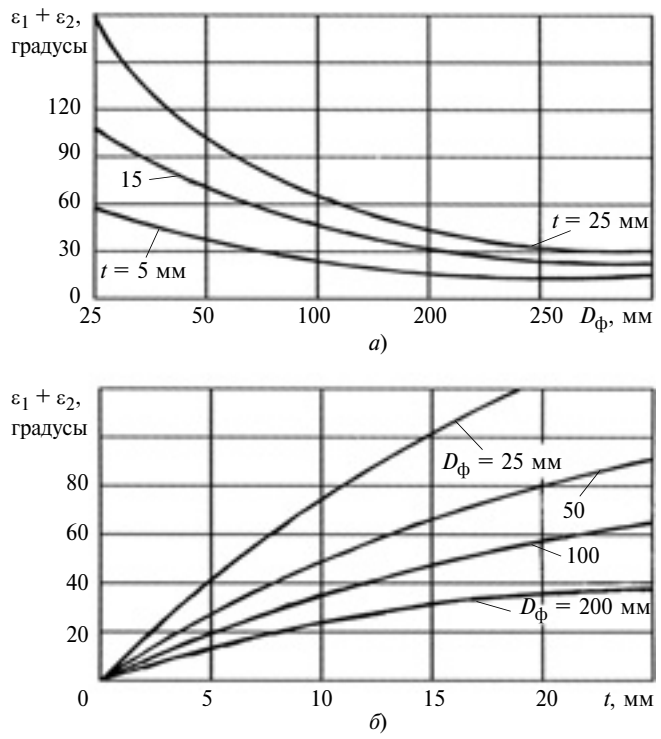


Рис. 2. Изменение угла контакта фасонной фрезы с заготовкой в зависимости от диаметра $D_ф$ фрезы (*а*) и глубины t резания (*б*)

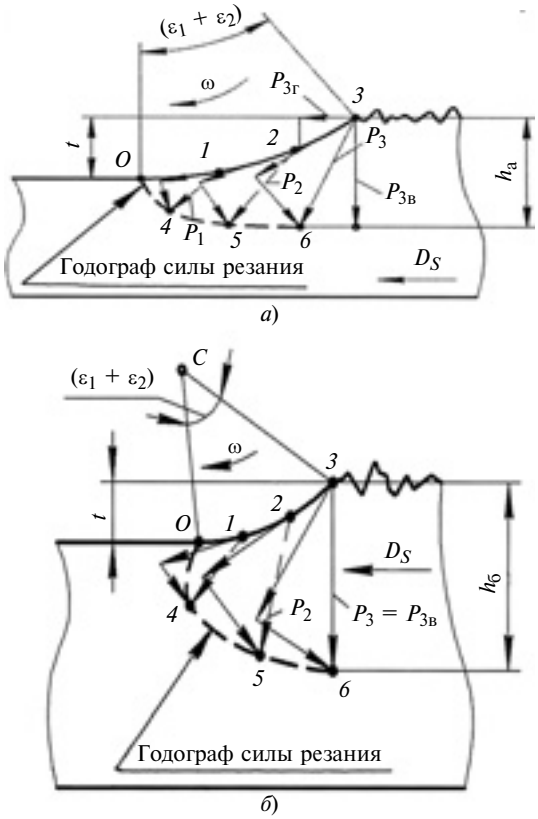


Рис. 3. Силы резания в зоне контакта инструмента с заготовкой при попутном фрезеровании окоренной поверхности в плоскости торца (*а*) и поперечной плоскости симметрии фрезы (*б*)

Исследования показали, что попутное фрезерование горбыля характеризуется повышенной вибрацией шпиндельного узла и высокими погрешностями обработанной поверхности. С увеличением подачи заготовки динамичность обработки повышается и при подаче 30 м/мин процесс становится неустойчивым. Наблюдались резонансные явления — заготовка в горизонтальной плоскости выходила из контакта с фрезой и далее с увеличивающейся подачей двигалась к режущему инструменту. Фреза ударяла по заготовке, в результате чего заготовка вновь выходила из контакта с фрезой.

Осмотр мест контакта установочной базовой заготовки с приводными вальцами показал отсутствие следов врезания в дерево зубьев приводных вальцов, т. е. происходило срезание выступов древесины, сформированных вдавливанием металлических вальцов со стороны прижимных роликов, что недопустимо.

Встречное фрезерование при той же подаче заготовки обеспечивало устойчивость процесса. При подаче 30 м/мин резонансных явлений не наблюдалось.

Таким образом, встречным фрезерованием из заготовок с неоднородными свойствами, например горбыля, при обеспечении устойчивого их базирования в зоне обработки можно получать качественные изделия.

Цикл статей "Проблемы теории механической обработки"

УДК 621.9.04.001

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: avorontsov55@mail.ru

Теоретическое обеспечение технологической механики. 2. Применение тензоров и сдвиговых обозначений*

Я писал на народном языке потому, что мне нужно, чтобы каждый человек мог прочесть мою работу.

Галилео Галилей

Когда будешь излагать науку, не забудь под каждым положением приводить его практические применения, чтобы твоя наука не была бесполезна.

Леонардо да Винчи

Проанализированы недостатки чрезмерного увлечения тензорной символикой в теоретических работах по обработке металлов давлением.

Ключевые слова: теория обработки металлов давлением, тензор, сдвиг, обозначения.

Tensor symbolics overindulgence in theoretical works devoted to metal forming.

Keywords: metal forming theory, tensor, shearing, symbols.

Среди учебников по теории обработки металлов давлением (ОМД), по мнению автора, лучшим до сих пор остается учебник [1], взвешенная умеренность которого, возможно, обусловлена скептическим научным воззрением его основного автора — М. В. Сторожева, который не раз повторял, что "теория — как французская куртизанка: блеску много, а взять нечего". Понимал он под этим, конечно, не ту теорию, которая нашла конкретное практическое приложение, а фактически бесполезную для инженеров-технологов теорию, наполненную выбранной из математической теории пластичности показной мишурой в виде используемых без всякой на то необходимости тензорных обозначений, сокращенных тензорных записей и заумных академических наименований, используемых вместо обычных технологических понятий, имеющих ясные простые названия.

Ярким примером такого "высокого" стиля изложения может служить статья [2], авторы которой явно не стремились к тому, чтобы она стала более понятной читателям, несмотря на то, что в ней изложено лишь тривиальное определение упрощенным методом баланса работ (мощностей), мало отличающееся от известного решения этого вопроса для прессования прутков в конической матрице [3].

Авторы статьи [2] постоянно употребляют ничем не оправданные термины "эйлерова ось", "эйлерова координата", хотя используют лишь соотношения теории малых деформаций и, соответственно, нигде не используют координаты Лагранжа, отличные от эйлеровых. Простые обозначения цилиндрических координат r, φ, z без всякой надобности обозначены малопонятными усложненными символами E_r, E_φ, E_z. Даже обыкновенная высота H конуса матрицы названа "проекцией H на ось E_z образующей конуса матрицы".

В результате простой интеграл, который обычно имеет вид [3]

$$2\pi\sigma_s \int_0^R \int_0^H \dot{\varepsilon}_i r \mathrm{d}r\mathrm{d}z,$$

где σ_s — напряжение текучести, $\dot{\varepsilon}_i$ — интенсивность скоростей деформации, представляется в чрезмерно усложненном виде:

$$\tau_r \int_0^{2\pi} \int_0^R \int_0^H HE_r \mathrm{d}E_\varphi \mathrm{d}E_z \mathrm{d}E_r,$$

особенно с учетом наличия неверного сомножителя τ_r вместо τ_s и того, что две совершенно разные величины обозначены одной и той же буквой H: в подынтегральном выражении H — это интенсивность сдвиговых скоростей деформаций, а верхний предел интегрирования H — это "проекция на ось E_z образующей конуса матрицы".

В учебниках этот интеграл называют мощностью пластической деформации [1], но в статье [2] его именуют "мощностью внутренних сил, связанной с диссипацией энергии внутри конуса вследст-

* Продолжение цикла. Начало см. "Вестник машиностроения" № 1 за 2013 г.; продолжение — № 3 за 2013 г.

вие отличия от нуля вектора искажения $d\vec{v}$ в конусе". Так рядовая теоретическая банальность превращается в образец "высочайшего" научного уровня. Недаром выдающийся ученый в области обработки давлением М. В. Сторожев считал подобные определения и терминологию "оторванными от практических целей" [1]. Один из учителей автора данной статьи, создатель фундаментальной теории листовой штамповки Е. А. Попов тоже не признавал таких, как он говорил, "трескучих обозначений", в его замечательной книге [4], которая является подлинным вкладом в теорию ОМД и успешно используется многими технологами при проектировании технологических процессов листовой штамповки, нет ни одного тензорного выражения. Хорошим языком и во вполне доступной для студентов форме написан и учебник [5], предназначенный для металлургических специальностей вузов. Не увлекались заумными определениями, терминами и обозначениями и известные создатели замечательных теоретических монографий [3, 6, 7].

Любимой книгой автора по теории ОМД является самобытная книга [7], отличающаяся единством метода исследования, в которой впервые решались сложные задачи формоизменения и приведены многочисленные конкретные числовые сравнения аналитических результатов с экспериментальными данными, что исключительно редко встречается в трудах теоретиков.

В собственных научных трудах, имеющих конкретную технологическую направленность решаемых теоретических задач, автор тоже избегает употребления таких выражений, как "компоненты тензора напряжений и тензора деформаций" вместо "компоненты напряженного и деформированного состояний", "дивергенция равна нулю" вместо "условие несжимаемости", "девиация" вместо "отклонение" или "формоизменение", "параметр Удквиста" вместо "накопленная деформация" и т. п. Это вполне логично и рационально, поскольку в подобных трудах решаются не задачи построения и развития общих теорий механики, а более скромные задачи: показать специалистам, работающим в области конкретных технологических приложений теории пластичности, возможные пути получения практических решений технических задач или предоставить им формулы для расчета и оптимизации известных операций ОМД или резания.

Актуальность предельно доступных для понимания инженерами научных публикаций обусловлена тем, что в последнее время резко возросло значение теоретических расчетов при проектировании технологических процессов, на что автор уже обратил внимание читателей в предыдущей статье данного цикла.

Однако хорошие для своего времени учебники [1, 5] по теории обработки давлением, имеют некоторую односторонность, так как решают одни задачи (преимущественно наиболее простую задачу определения силовых характеристик), не затрагивая других (например: определение накопленных деформаций и условий образования дефектов в виде трещин, утяжин и застойных зон; расчет волокнистой структуры деформируемого изделия, учет анизотропии свойств и упрочнения, реальной геометрии и упругих деформаций инструмента).

Отсутствие в ранее опубликованных учебниках по теории ОМД ясно изложенной единой методологии решения нетривиальных технологических задач ограничивает возможность использования молодым специалистом теоретического анализа и вызывает стремление опираться при проектировании технологических процессов или только на опытные данные, или только на численный расчет, используя стандартные программы метода конечных элементов (МКЭ). Этому способствует и то, что во многих учебных изданиях по теории обработки давлением излагаются известные положения математики, механики сплошной среды и академической теории пластичности, однако конкретные примеры их практического использования не приводятся. Иллюстрацией этого является хорошее в своей содержательной части учебное пособие [8], в исходной главе которого "Основы анализа течения металла при ковке" объяснены такие понятия, как краевые задачи Коши, Римана и Гурса, тензоры деформаций Грина и Альманси, степень деформации по Ильюшину и т. п. Но в следующих главах, непосредственно относящихся к процессам ковки, ни одна из этих "основ анализа" не используется, а имеющаяся небольшая и упрощенная математическая теория сводится к использованию полуэмпирических выражений и элементарных геометрических представлений на основе изменения высот и площадей поперечных сечений заготовки.

Малополезно и даже вредно и чрезмерное увлечение некоторых авторов современных учебных изданий по теории ОМД тензорными представлениями и символикой, заимствованными из академических университетских курсов (см., например, учебники [9, 10]). Такие представления исключительно эффективны и необходимы при построении общих теорий механики деформируемого твердого тела, но непригодны для решения конкретных технологических задач ОМД. Для решения прикладных задач тензорные выражения неизбежно приходится "разворачивать", например, вместо одного тензорного выражения, которое с помощью символа Кронекера описывает систему уравнений Леви—Мизеса, выписывать целых шесть уравнений, разных даже по числу членов, в хорошо воспринимаемых обычных обозначениях. Покажем это на примерах.

Известная тензорная запись системы уравнений Леви—Мизеса связи между напряжениями σ_{ij} и скоростями деформации ξ_{ij} имеет вид:

$$\sigma_{ij} = \delta_{ij}\sigma + \frac{2}{3}\frac{\xi_{ij}}{\xi_i}\sigma_i, \qquad (1)$$

где δ_{ij} — символ Кронекера; σ — среднее нормальное напряжение; σ_i — интенсивность напряжений; ξ_i — интенсивность скоростей деформаций.

Развернутый вид такой короткой записи, например в цилиндрических координатах, будет следующим:

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_\rho &= \sigma + \frac{2}{3}\frac{\xi_\rho}{\xi_i}\sigma_i;\\
\sigma_\theta &= \sigma + \frac{2}{3}\frac{\xi_0}{\xi_i}\sigma_i;\\
\sigma_z &= \sigma + \frac{2}{3}\frac{\xi_z}{\xi_i}\sigma_i;\\
\tau_{\rho z} &= \frac{1}{3}\frac{\eta_{\rho z}}{\xi_i}\sigma_i;\\
\tau_{\theta\rho} &= \frac{1}{3}\frac{\eta_{\theta\rho}}{\xi_i}\sigma_i;\\
\tau_{z\theta} &= \frac{1}{3}\frac{\eta_{z\theta}}{\xi_i}\sigma_i,
\end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где

$$\sigma = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z}{3}. \qquad (3)$$

Другой пример: краткая тензорная запись системы уравнений равновесия имеет очень простой вид:

$$\frac{\partial\sigma_{ij}}{\partial x_i} = 0. \qquad (4)$$

Однако такую запись довольно сложно развернуть, например, применительно к решаемой конкретной задаче в цилиндрических координатах, чтобы получить необходимые уравнения равновесия понятного вида:

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{\partial\sigma_\rho}{\partial\rho} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial\tau_{\rho\theta}}{\partial\theta} + \frac{\partial\tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0;\\
&\frac{\partial\tau_{\rho\theta}}{\partial\rho} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta} + \frac{\partial\tau_{\theta z}}{\partial z} + 2\frac{\tau_{\rho\theta}}{\rho} = 0;\\
&\frac{\partial\tau_{\rho z}}{\partial\rho} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial\tau_{\theta z}}{\partial\theta} + \frac{\partial\sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{\rho z}}{\rho} = 0.
\end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

Реальное содержание краткой записи (4), возможно, и неплохо понимают студенты МГУ или МИФИ, так как они изучают ряд математических и физико- и механико-математических курсов. Однако с трудом верится, что будущий инженер-металлург или машиностроитель сумеет почувствовать, что за простым выражением (4) может скрываться достаточно сложная система уравнений (5). Несмотря на это в некоторых технических университетах преподают именно "тензорные" курсы "теоретических основ" ОМД. В результате наблюдается повальное использование выпускниками этих вузов стандартных программ МКЭ, для чего уже не требуется разбираться ни в тензорных, ни в математических решениях с выводом формул. И это вполне понятно: так как студент не видит примеров практического использования сложных общетеоретических и в большинстве своем очень абстрактных положений, то у него возникает представление об их бесполезности, и нет желания их изучать. Кроме того, будущий специалист не сможет эти положения использовать в случае необходимости, поскольку он не сталкивался с конкретным применением тензорных выражений для вывода технологических формул.

В "тензорных" книгах по ОМД видно откровенное желание их авторов обнаучить предмет изучения. "Солидные" теоретики ОМД зачастую начинают свои работы пространным рассуждением о "тензорах второй валентности", "символах Кронекера", "девиаторах", "инвариантах", "матричных основах МКЭ" и прочих сложных научных терминах, которые взяты из академических курсов механики сплошной среды и в конкретной части данной работы уже не используются, но зато демонстрируют его высокий академический уровень.

Подобная манера изложения вредна не только в учебниках, но и в публикациях, предназначенных для уже сложившихся специалистов-практиков. Большинство технологов не знают правило суммирования Эйнштейна, "не чувствуют" тензорных записей и плохо понимают их суть. Уже введение одного бесполезного обозначения ε_{xx} вместо простого ε_x напрягает инженера, а надо еще помнить, что ε_{xy} — это вовсе не привычное γ_{xy}, а $0{,}5\gamma_{xy}$.

Не следует теоретикам пугать своей "ученостью" практиков. Важно, чтобы, взяв в руки теоретические выкладки, технологи не испугались "высокого стиля", а поняли и сумели оценить практическую пользу того, что им предлагают. Перенасыщение тензорной символикой статей и книг конкретной практической направленности совершенно излишне. Без тензора и соответствующих записей и обозначений сумели обойтись в своих оригинальных основополагающих трудах такие подлинные исполины теории пластичности, как Б. Сен-Венан, М. Леви, Л. Прандтль, А. Хаар, Т. Карман, М. Рош, А. Эйхингер, В. Лоде, А. Рейсс, А. Надаи, Г. Генки [11]. Вызывает восхищение, каким раскованным литературным языком писал об оценке прочности конструкции известный всем своими теоремами теории линий скольжения Г. Генки [11, с. 118]:

"Конструкция приобрела иммунитет по отношению к болезни пластичностью".

В связи с изложенным представляется полезным привести несколько поучительных высказываний крупнейших ученых, внесших исключительный вклад в создание математической механики деформируемого твердого тела.

А. А. Ильюшин в своей знаменитой фундаментальной монографии [12, с. 20] пишет: "Мы будем пользоваться для краткости изложения словами "тензор напряжений", "тензор деформаций", "тензор скоростей деформаций", хотя можно было бы обойтись и без них, так как никакими специальными сведениями тензорного анализа мы пользоваться не будем". И далее: "Впрочем, для краткости и величины (1.38) называют компонентами тензора деформаций, когда какие-нибудь формулы деформаций желают написать без вывода по аналогии с соответствующими формулами теории напряжений" [12, с. 35].

Поясним последнюю цитату. Возможно, изучавшие курс сопротивления материалов замечали, что все формулы, относящиеся к теории напряженного состояния, теории деформированного состояния и теории моментов инерции сечения, чисто математически полностью совпадают (отличаются только обозначениями упомянутых величин). Кроме того, в этих разделах, имеются аналогичные главные оси, главные напряжения, главные деформации и главные моменты инерции, а также формулы для определения их величин и направлений. Следовательно, используя известные свойства тензора можно было бы значительно сократить объем учебного курса: вывести, например, формулы теории напряженного состояния, а для теории деформированного состояния и теории моментов инерции сечения написать формулы по аналогии, быстро доказав, что и деформации, и моменты инерции также являются тензорными величинами. Удивляет, что именно это применение тензора для сокращения книг и учебных курсов "солидными" теоретиками ОМД практически не востребовано.

Вторит А. А. Ильюшину и другой крупный ученый — Н. И. Безухов [13, с. 39]: "Написанную выше симметричную квадратную матрицу называют тензором напряжений. Впрочем, каких-либо специальных сведений из тензорного анализа для дальнейшего изложения от читателя не требуется и можно вообще обойтись без указанного понятия и наименования".

Вообще без слова "тензор" и тензорных записей сумел обойтись в своем непревзойденном учебнике, выдержавшем 9 изданий на русском языке и еще 15 на иностранных, член-корреспондент РАН В. И. Феодосьев, хотя использовал матрицу напряжений и выводил все ее инварианты [14, с. 238].

Раздражение нашего великого математика и механика А. Н. Крылова вызывало даже чрезмерное злоупотребление понятием "вектор" (тензор тогда еще не употреблялся так широко, сегодня в некоторых трудах по ОМД вместо термина "вектор" используют термин "одновалентный афинный тензор").

1. Выступая "против векторного исчисления при первоначальном курсе высшего технического училища" [15, с. 61] А. Н. Крылов привел слова знаменитейшего физика У. Томсона (лорда Кельвина): "Векторы сберегают мел и расходуют мозг. Когда при координатном вычислении вы получили первое уравнение из трех, то остальные два вы получаете, делая как бы машинально круговую перестановку букв. В это время ваш мозг отдыхает. Когда же три полученных уравнения заменяются одним уравнением векториальным, то ваш мозг этого отдыха лишен. Иными словами, при векторном исчислении вы сберегаете мел и утомляете мозг". Кроме того, А. Н. Крылов считал, что учащемуся, приступающему к изучению высшей математики, которому "надо усвоить ряд новых понятий, рано преподавать векторное исчисление с его причудливыми правилами" и что у него "образуется недоверие к результатам, получаемым применением чисто условного метода исчисления" [15, с. 61], который к тому же "требует гораздо большего внимания при выполнении действий" [15, с. 62]. Свои возражения А. Н. Крылов заключил такими словами: "Мне представляется, что в технических учебных заведениях надо всю механику излагать координатными методами, вводя векторы лишь постольку, поскольку это сделано в статике Пуансо (ось пары). Затем дать сводку основных результатов и показать вкратце применение векторного метода, но сделать это не при первоначальном прохождении курса, а как бы в виде сводки, после того как курс уже усвоен.

Помните, что сэр Уильям Томсон (лорд Кельвин) был не только величайший физик-теоретик, но и выдающийся изобретатель и практический деятель — "расходуйте, не жалея, мел и берегите мозг учащихся" [15, с. 62].

Это написал не только академик, не только великий математик, астроном и механик, но также и ведущий создатель броненосцев в царской России, линкоров и крейсеров в советское время, учеником которого был и крупнейший ученый-механик, член-корреспондент АН СССР, контр-адмирал П. Ф. Папкович [16].

Это высказывание А. Н. Крылова можно дополнить такой цитатой из книги У. Томсона и П. Тэта "Naturae Philosophy": "Ничто так не пагубно для продвижения вперед, как слишком полное доверие математическим символам, ибо изучающий рассматривает только формулы, не считаясь с фактами физической реальности" [17, с. 252].

Упомянутым крупнейшим ученым (в отличие от некоторых современных) не надо было приукрашивать свои и без того значительные научные до-

стижения, затрудняя понимание студентов или читающих их труды специалистов-технологов.

В заключение автор считает нужным пояснить, почему предпочитает использовать в своих теоретических трудах вместо некоторых величин, фигурирующих в работах известных научных институтов, другие величины: интенсивность σ_i напряжений вместо интенсивности T касательных напряжений; интенсивность ε_i деформаций вместо интенсивности Г угловых деформаций; накопленную деформацию e_i вместо степени Λ деформации сдвига.

По мнению автора, линейная деформация ощущается людьми значительно лучше, чем сдвиговая, а нормальное напряжение — лучше, чем касательное.

При разработке общих теорий, например академической теории пластичности, можно использовать любую терминологию, так как при этом не занимаются проектированием и конкретными практическими расчетами. Однако если фраза "линейная деформация при растяжении равна 0,2, а нормальное напряжение — 1000 МПа" любому инженеру понятна, то утверждение (см., например, работу [18]), что при простом растяжении образца "степень деформации сдвига равна 0,347, а интенсивность касательных напряжений — 577 МПа", многие инженеры поймут не сразу, хотя эти числа эквивалентны предыдущим!

Использование "сдвиговой" терминологии часто приводит к тому, что даже известные крупные ученые употребляют фразы, удручающие своей абсурдностью. Так, в замечательных в целом обобщающих трудах И. Л. Перлина [19, 20] встречаются такие фразы: "процесс отличается наличием сдвиговых деформаций", "операция характеризуется наличием касательных напряжений", "из-за контактного трения сдвиги по ходу деформации увеличиваются" и т. п. Между тем все перечисляемое И. Л. Перлиным это не свойство той или иной операции, а свойство рассматриваемого *угла площадок* напряженно-деформированного состояния. При линейном растяжении под углом 45° к оси также имеются сдвиговые деформации (в том числе и под любым другим углом, отличным от нуля и 90°) и максимальные касательные напряжения. По ходу простого растяжения, при котором контактное трение вообще отсутствует, также происходит "увеличение сдвигов".

Подобных казусов немало и в любимой автором книге [7]. Например, при определении однородной деформации [7, с. 42] утверждается: "При однородной деформации отсутствуют сдвиги". Между тем сдвиги есть при любой деформации, даже при чистом растяжении. Вопрос лишь в том, в каких плоскостях его рассматривать. Поэтому, если принять утверждение авторов книги [7], то следует сделать вывод, что однородная деформация вообще невозможна. В этой же книге на с. 96 читаем: "Касательные напряжения могут возникнуть, во-первых, из-за наличия сил внешнего трения, ..., в-третьих, из-за неодинаковых обжатий тела в разных сечениях. Наличие касательных напряжений и сдвиговых деформаций свидетельствует о неравномерном распределении деформаций внутри тела". Но при чистом растяжении нет ни внешнего трения, ни неодинаковых обжатий, ни неравномерного распределения деформаций. Однако под углом 45° к оси действуют максимальные касательные напряжения, и будут соответствующие им сдвиги, т. е. эти тезисы авторов книги [7] также некорректны.

К таким ошибкам приводят формальное обнаучивание и стремление к "высокой" научной фразе, в которых нет никакой необходимости, поскольку и то, и другое ничего не добавляют к содержанию.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.
2. **Кучеряев Б. В., Николаев Р. А., Манухин О. Г.** Моделирование процесса волочения прутков с помощью разрывного поля скоростей / Производство проката. 2003. № 12. С. 18—20.
3. **Степанский Л. Г.** Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1979. 215 с.
4. **Попов Е. А.** Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977. 278 с.
5. **Громов Н. П.** Теория обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1967. 340 с.
6. **Смирнов-Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.
7. **Теория** обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др. М.: Металлургиздат, 1963. 672 с.
8. **Охрименко Я. М., Тюрин В. А.** Теория процессов ковки. М.: Высшая школа, 1977. 295 с.
9. **Гун Г. Я.** Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1980. 456 с.
10. **Кучеряев Б. В.** Механика сплошных сред. Теоретические основы обработки давлением композитных материалов. М.: МИСиС, 2000. 320 с.
11. **Теория** пластичности / Сб. статей под ред. Ю. Н. Работнова. М.: ГИИЛ, 1948. 452 с.
12. **Ильюшин А. А.** Пластичность. М.-Л.: ГИТТЛ, 1948. 376 с.
13. **Безухов Н. И.** Теория упругости и пластичности. М.: ГИТТЛ, 1953. 420 с.
14. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. М.: Наука, 1970. 544 с.
15. **Крылов А. Н.** Мысли и материалы о преподавании механики. М.-Л.: АН СССР, 1943. 75 с.
16. **Папкович П. Ф.** Теория упругости. М.: Оборонгиз, 1939. 640 с.
17. **Слово** о науке. М.: Знание, 1981. 272 с.
18. **Кучеряев Б. В., Николаев Р. А., Жукова Е. А.** Расчет энергосиловых параметров процесса волочения прутков // Производство проката. 2006. № 6. С. 30, 31.
19. **Перлин И. Л., Райтбарг Л. Х.** Теория прессования металлов. М.: Металлургия, 1975. 448 с.
20. **Перлин И. Л., Урманок М. З.** Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

В. А. ЖАРКОВ, д-р техн. наук (г. Москва), e-mail: zharkov@netbynet.ru

Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 6. Вытяжка детали сложной формы[1]

Представлены аналитические зависимости для расчета напряженно-деформированного состояния заготовки при вытяжке коробчатых и кузовных деталей и методология моделирования данных процессов в системе Marc.

Ключевые слова: вытяжка, коробчатая деталь, кузовная деталь, заготовка, напряженно-деформированное состояние, моделирование, система Marc.

Analytic dependences for stress-strain analysis of blank part when drawing box-type and body parts and methodology simulation of these processes data in Marc system were presented.

Keywords: draw-forming, box-type part, body part, blank part, stress-strain state, modeling, Marc system.

Рассмотрим наиболее сложную операцию обработки материалов давлением (ОМД) — вытяжку коробчатых и кузовных деталей из листовых заготовок, используя компьютерное моделирование.

Теория вытяжки коробчатых деталей

Сначала, пользуясь справочной литературой, проектируем заготовку и далее исследуем операцию вытяжки коробчатой детали произвольной конфигурации из этой заготовки в штампе на прессе простого действия (рис. 1) или двойного действия по следующей методике.

Зону очага деформации (см. рис. 1, *А—А*) на вытягиваемой заготовке, расположенную напротив углового скругления (угол 2β) минимального радиуса пуансона (или матрицы), делим на несколько частей [1, 2, 6, 7]: 1) плоский или пространственный фланец *TB* заготовки с внешним радиусом *R* перед деформированием по биссектрисе *OT* скругления и с внутренним радиусом *r*; 2) участок *BM*, контактирующий с кромкой матрицы радиуса r_m; 3) участок *MP*, деформирующийся без воздействия поверхностных сил в зазоре между пуансоном и матрицей; 4) участок *PA*, контактирующий с кромкой пуансона радиуса r_p; 5) донный участок *AG*, бóльшая часть которого находится в упругом состоянии на всех этапах вытяжки. Нестационарный процесс вытяжки (или рабочий ход штампа) разбиваем на большое число этапов (*i*).

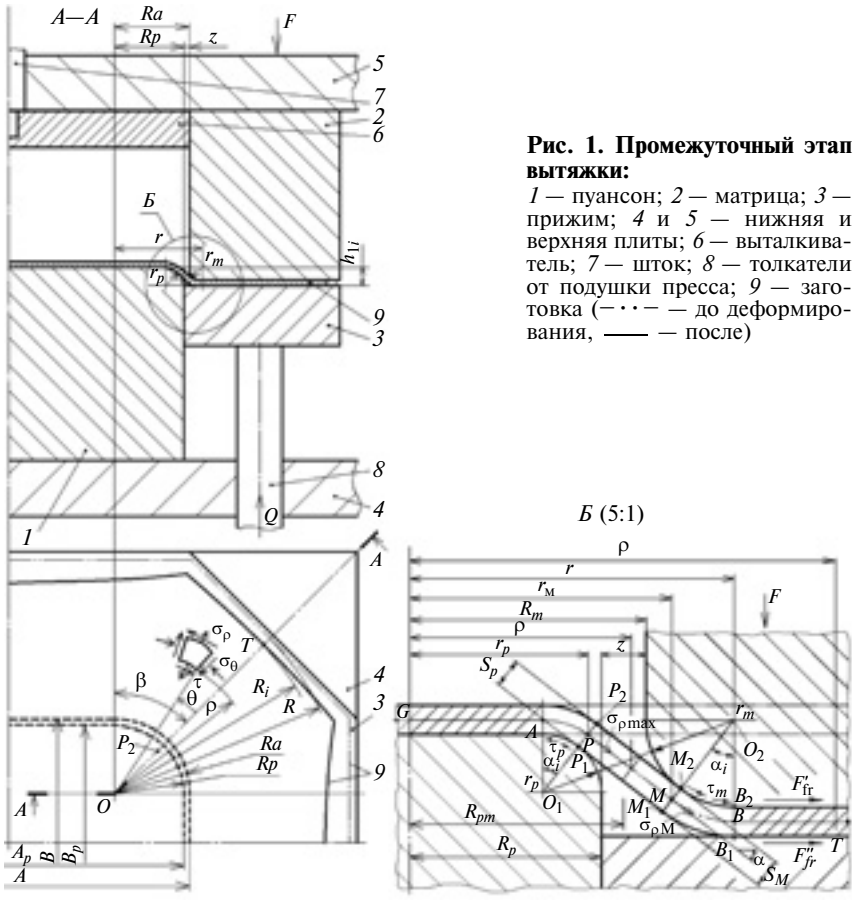


Рис. 1. Промежуточный этап вытяжки:
1 — пуансон; *2* — матрица; *3* — прижим; *4* и *5* — нижняя и верхняя плиты; *6* — выталкиватель; *7* — шток; *8* — толкатели от подушки пресса; *9* — заготовка (– · · – — до деформирования, —— — после)

[1] Продолжение. Начало в № 8—12 за 2012 г.

Для определения напряженно-деформированного состояния (НДС) основного углового участка очага деформации во фланце ТВ заготовки решаем известные из теории пластичности уравнения равновесия:

$$\partial\sigma_\rho/\partial\rho + (1/\rho)\partial\tau/\partial\theta + (\sigma_\rho - \sigma_\theta)/\rho = 0;$$

$$\partial\tau/\partial\rho + (1/\rho)\partial\sigma_\theta/\partial\theta + 2\tau/\rho = 0$$

и пластичности:

$$(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + 4\tau^2 = \sigma_s^2,$$

где $r \leqslant \rho \leqslant R$ — текущий радиус из центра углового закругления коробки; σ_ρ — растягивающее по радиусу напряжение; σ_θ — сжимающее перпендикулярно радиусу напряжение; $\tau_{\rho\theta}$ (или τ) — касательное напряжение:

$$\tau = -\tau_s\theta/\beta = -(\sigma_s/2)\theta/\beta,$$

здесь $\tau_s = \sigma_s/2$; $0 \leqslant \theta \leqslant \beta$.

Используя граничное условие: для $i = 1$ при $\rho = R$ имеем $\sigma_\rho = 0$ на биссектрисе OT, получим:

$$\sigma_\rho = \sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R/\rho)$$

или для внутреннего контура радиуса $\rho = r$:

$$\sigma_{\rho=r} = \sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R/r).$$

Если фланец не плоский и наклонен до вытяжки, например в сторону пуансона на угол γ (для улучшения условий вытяжки), то сначала выбираем за криволинейные координаты расстояние l от вершины наклонной срединной поверхности и долготу θ, применяем выражения $\rho = l\cos\gamma$ и $\sigma_\rho = \sigma_l$ и решаем приведенные выше уравнения равновесия и пластичности. Задавая рабочий ход штампа или глубину h_i вытяжки на последующих i-х ее этапах, из условия равенства площадей срединных поверхностей вытягиваемого полуфабриката на $(i-1)$-м и i-м этапах, рассчитываем текущий уменьшающийся от этапа к этапу i-й радиус R_i контура заготовки на биссектрисе OT и напряжение:

$$\sigma_{\rho=r} = \sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R_i/r).$$

Напряжение σ_s текучести, равное интенсивности напряжений σ_i, в зависимости от интенсивности ε_i деформаций рассчитываем с учетом упрочнения заготовки по формуле [1]

$$\sigma_s = \sigma_т + \sigma_{вt}\varepsilon_i^n,$$

где $n = \ln\{1 - \sigma_т/[\sigma_в(1 + \delta_р)]\}/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$.

Предел текучести $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$), предел прочности $\sigma_в$, истинный предел прочности $\sigma_{вt} = \sigma_в(1 + \delta_р)$ и относительное равномерное удлинение $\delta_р$ определяем по ГОСТ 11701—84. Из условия равенства во фланце площадей двух частей элементарных колец с радиусами R, R_i и ρ_0, ρ сначала находим величину ρ_0, а затем приближенно вычисляем: $\varepsilon_i = (\rho_0 - \rho)/\rho_0 = 1 - \rho/\sqrt{R^2 + \rho^2 - R_i^2}$ или при $\rho = r$: $\varepsilon_i = 1 - r/\sqrt{R^2 + r^2 - R_i^2}$.

С учетом сил трения $2\mu Q$ между двумя поверхностями заготовки толщиной s и прижимными поверхностями матрицы и прижима штампа для фланца формула принимает окончательный вид:

$$\sigma_{\rho=r} = \sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R_i/r) + 2\mu Q/(Ls), \quad (1)$$

где L — периметр внутреннего контура участка фланца, расположенного напротив углового скругления коробки; Q — сила прижима; μ — коэффициент трения.

В процессе вытяжки элементы фланца, прилегающие первоначально к внутреннему контуру фланца радиуса r, переходят на второй участок, изгибаются по кромке матрицы и перемещаются с трением о кромку матрицы, затем спрямляются при сходе с кромки матрицы и становятся частью третьего участка. Влияние изгиба, трения и спрямления элементов фланца оцениваем по методике, приведенной в работах [2, 6, 7], тогда формула (1) для второго участка BM принимает вид:

$$\sigma'_\rho = \{\sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R/r) + 2\mu Q/(Ls) + \sigma_т s/(4r_m + 2s)\}\exp(\mu\alpha_i) + \sigma_т s/(4r_m + 2s),$$

где α_i — угол охвата заготовкой кромки матрицы и пуансона на i-м этапе вытяжки, определяемый из геометрических построений.

Для определения НДС третьего участка MP в наклонной стенке вытягиваемого полуфабриката за криволинейные координаты выбираем расстояние l от вершины и долготу θ, с учетом $\rho = l\cos\alpha_i$ и $\sigma_\rho = \sigma_l$ решаем приведенные выше уравнения равновесия и пластичности с использованием граничного условия: на границе между вторым и третьим участками радиуса $\rho = r_{мi}$, $\sigma_\rho = \sigma'_\rho$, получим:

$$\sigma''_\rho = \sigma'_\rho + \sigma_т\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(r_{мi}/\rho).$$

На четвертом участке PA влияние изгиба элемента заготовки по кромке пуансона на растягивающее напряжение оцениваем поправкой на изгиб: $\Delta\sigma_\rho = \sigma_т s/(4r_p + 2s)$, на которую ступенчато увеличиваем растягивающее напряжение σ''_ρ в зоне изгиба.

В итоге получим формулу для определения максимального растягивающего напряжения $\sigma_{\rho\,max}$ в опасном сечении наклонной или вертикальной стенки вытягиваемой коробки на границе контакта стенки с кромкой пуансона при $\rho = r_p i$ в сечении A—A, проходя-

щем через биссектрису OT углового скругления (см. рис. 1):

$$\sigma_{\rho\ max} = \{\sigma_s\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(R_i/r) + 2\mu Q/(Ls) + \sigma_т s/(4r_m + 2s)\}\exp(\mu\alpha_i) + \sigma_т s/(4r_m + 2s) + \sigma_т\{\sqrt{1-(\theta/\beta)^2} - 1/(2\beta)\}\ln(r_{мi}/r_{рi}) + \sigma_т s/(4r_p + 2s). \quad (2)$$

На определенных этапах вытяжки некоторые слагаемые в формуле (2) учитывать не надо [6]. Зная σ_ρ в каждом элементе очага деформации, из уравнения пластичности или из второго уравнения равновесия находим сжимающее напряжение σ_θ, которое при недостаточном прижиме вызывает потерю устойчивости участков заготовки с образованием складок. Компоненты деформированного состояния элементов очага деформации рассчитываем, используя известные из теории пластичности уравнения связи между напряжениями и деформациями.

Вероятности разрушения материала при ОМД определяют с помощью диаграмм предельных деформаций и напряжений [3—7]. При вытяжке коробки НДС образующейся стенки подобно НДС образца при испытании на растяжение по ГОСТ 11701—84. Поэтому вероятность разрушения можно определить приближенно с учетом следующего:

1) накопленная за все этапы вытяжки интенсивность ε_i деформаций, равная деформации растяжения элементов в опасном сечении (граница контакта стенки с кромкой пуансона на биссектрисе углового закругления),не должна превышать $\varepsilon_{lim} = \ln(1 + \delta_р)/P_d$:

$$\varepsilon_i < \varepsilon_{lim}; \quad (3)$$

запас P_d по деформации составляет ≈10 %;

2) интенсивность напряжений σ_i, равная наибольшему растягивающему напряжению $\sigma_{\rho\ max}$ в опасном сечении, не должна превышать $\sigma_{lim} = \sigma_в(1 + \delta_р)/P_s$:

$$\sigma_{\rho\ max} < \sigma_{lim}; \quad (4)$$

запас P_s по напряжению составляет ≈20 %.

Если условие (3) или (4) выполняется с большим запасом, то для изготовления детали можно использовать менее дорогой материал той же или меньшей толщины.

Для получения более точного аналитического решения, чем приведенное выше, применяем численное решение методом конечных элементов (МКЭ). В среде разработки Microsoft Visual Studio написана программа, которая на формах Form строит распределение нормального (к контуру стенки коробки) растягивающего напряжения *S'n* (рис. 2, см. обложку) и других параметров.

Установлена четвертая закономерность (первые три — в работах [6, 7]): при вытяжке коробчатой детали, стенка которой состоит из плоских (и близких к плоским) участков, между которыми расположены более напряженные с опасными сечениями угловые скругленные по радиусу участки, растягивающее по ходу штампа максимальное напряжение в вытягиваемой стенке на середине угловых участков меньше, а отношение предельного радиуса заготовки напротив середины каждого углового участка к радиусу этого углового участка стенки и предельная высота стенки больше, чем при вытяжке осесимметричной детали такого же радиуса из такой же заготовки.

Это объясняется тем, что первые (менее деформируемые) элементы заготовки, из которых вытягиваются плоские участки стенки, перемещаются примерно со скоростью закрепленной на ползуне пресса матрицы (или пуансона) и соответственно быстрее, чем вторые (более деформируемые) элементы, из которых вытягиваются угловые участки стенки. Поэтому из условия сплошности заготовки быстро перемещающиеся элементы (первые) захватывают медленно перемещающиеся соседние элементы (вторые) и оказывают на них заталкивающее в матрицу и разгружающее по напряжению воздействие.

На плоских (и близких к плоским) участках вытягиваемой стенки коробки растягивающее по ходу штампа напряжение минимально, а ортогональное растягивающему сжимающее напряжение, действующее на плоские участки со стороны разных угловых участков максимально, что вызывает потерю устойчивости (вследствие пластической деформации за пределом упругости) в виде неровностей и складок на плоских участках. Эти дефекты остаются на стенке и после вытяжки, снижая качество и точность коробки. Угловые участки вытягиваемой стенки ввиду их повышенной жесткости не теряют устойчивости. Из уравнения пластичности следует, что для снижения сжимающего напряжения и повышения в результате этого точности коробки необходимо увеличить растягивающее напряжение. Для увеличения растягивающего напряжения на вытягиваемых плоских участках стенки коробки можно увеличить удельную силу прижима фланца или его ширину напротив этих участков (например используя экономично раскраиваемую квадратную заготовку) (рис. 3), установить перетяжные ребра или пороги (рис. 4) напротив прямолинейных отрезков стенки коробки в плане, уменьшить зазор между пуансоном и матрицей и др. При этом увеличение растягивающего напряжения в плоских участках стенки приводит к уменьшению растягивающего напряжения в соседних угловых участках.

Установлена пятая закономерность: при вытяжке коробчатой детали, стенка которой состоит из плоских (и близких к плоским) участков, между которыми расположены угловые скругленные

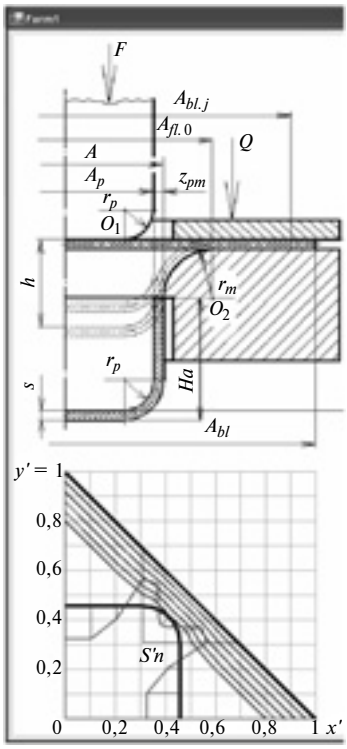


Рис. 3. Вытяжка коробки из квадратной заготовки, повернутой на угол 45°

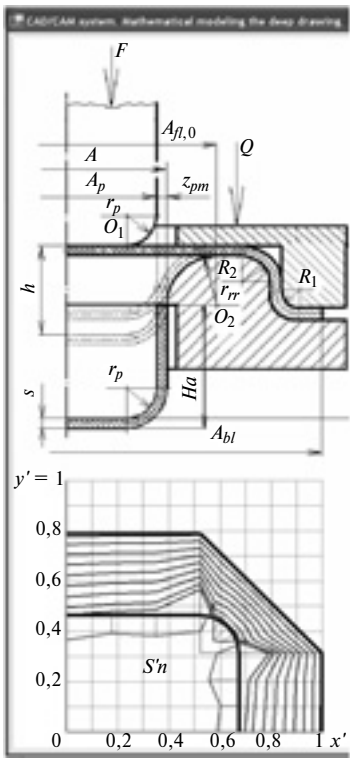


Рис. 4. Вытяжка коробки в штампе с перетяжным порогом

участки, увеличение в определенных пределах (для предотвращения разрушения заготовки) растягивающего по ходу штампа напряжения в вытягиваемых плоских участках стенки не только снижает вероятность потери устойчивости этих участков, но и уменьшает растягивающее напряжение на соседних скругленных участках стенки, где находятся опасные сечения. Это уменьшает вероятность разрушения заготовки при вытяжке.

Отметим, что для повышения точности можно изменить конфигурацию коробки, например, плоские участки стенки сделать гофрированными или выпуклыми. В этом случае увеличится жесткость выпуклого участка стенки, и сжимающее напряжение будет увеличивать выпуклость участка, не приводя к потере устойчивости. Можно также ввести дополнительную операцию правки коробки после вытяжки.

Моделирование вытяжки коробчатых деталей различной конфигурации

Выполнены исследования вытяжки коробок различных конфигураций из круглых, квадратных и прямоугольных заготовок с отрезанными углами: восьмиугольной (рис. 5, *а*), шестиугольной (рис. 5, *б*), типа ромба со скругленными углами (рис. 5, *в*), овальной с двумя параллельными участками стенки (рис. 5, *г*), выпуклой овальной типа эллипса (рис. 5, *д*), вогнутой овальной (рис. 5, *е*), вогнутой овальной с

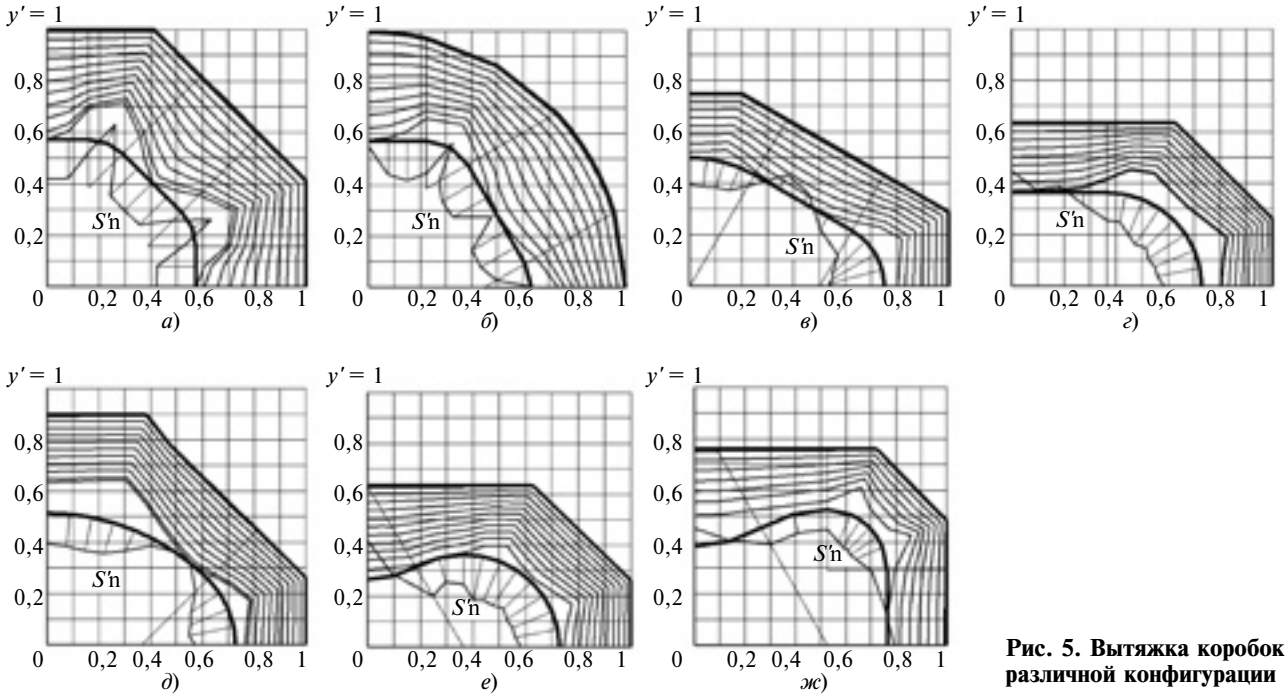


Рис. 5. Вытяжка коробок различной конфигурации

прямой линией типа вогнутого шестиугольника (рис. 5, *ж*).

Если на формах Form диаграмма "сила—ход" или "напряжение—ход" выходит за предельные значения, то пользователь может внести в форму с исходными данными изменения [7]. Моделирование выполняется для новых условий вытяжки коробки, пока максимальное растягивающее напряжение в опасном сечении стенки вытягиваемой коробки не станет меньше σ_{lim}. Если же и после внесения изменений вытяжка данной коробки из листовой заготовки невозможна, то программа пошагово увеличивает размеры и изменяет конфигурацию вытягиваемого полуфабриката и рабочих частей штампа и выполняет моделирование до того момента, когда на первой операции условие (3) или (4) будет выполняться, т. е. вытяжка первого полуфабриката станет возможной. При этом пластические свойства заготовки будут использованы максимально (получим минимальное число последующих операций вытяжки). Далее моделируется процесс многооперационной вытяжки детали.

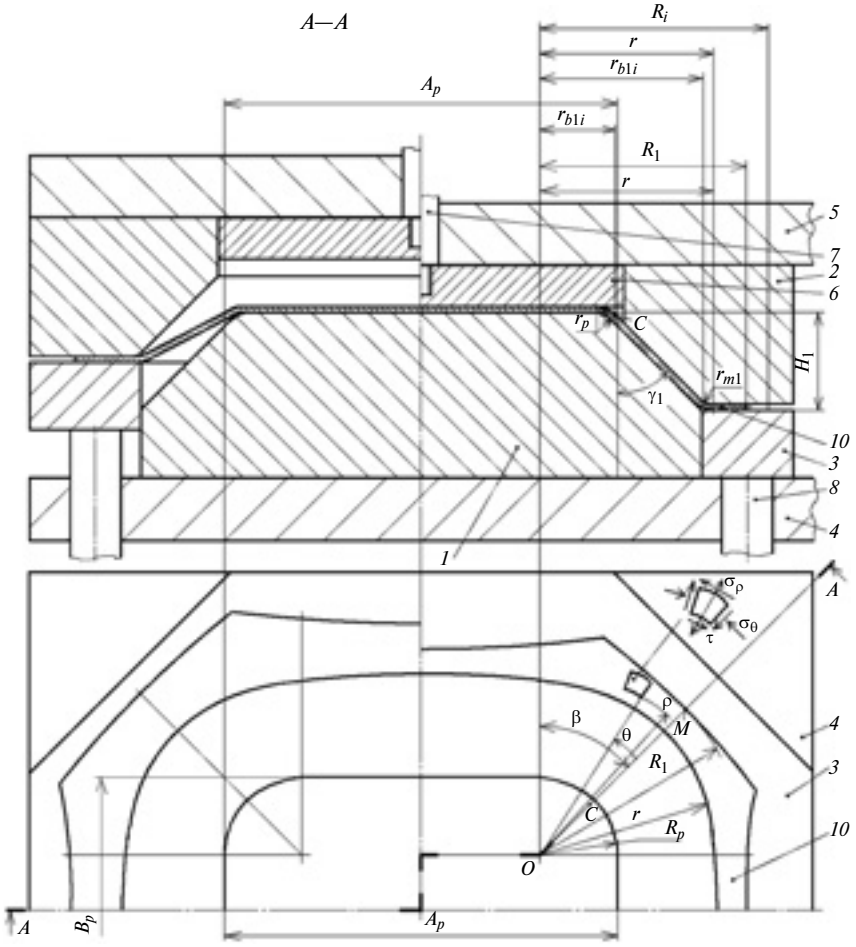


Рис. 6. Промежуточный (слева) и заключительный (справа) этапы вытяжки первого полуфабриката *10* (поз. *1—9* — см. на рис. 1)

Многооперационная вытяжка коробчатой детали

Моделирование второй операции вытяжки коробки из первого полуфабриката выполняем по разработанной выше методике для первой операции, но с учетом отличий, описанных в работе [7]. Если и на второй операции вытяжки условие (3) или (4) не выполняется, то рассчитываются размеры второго полуфабриката (и штампа), позволяющие на второй операции максимально использовать пластические свойства первого полуфабриката. Далее анализируется возможность вытяжки коробки из второго полуфабриката, и если опять условие (3) или (4) не выполняется, то снова выполняются расчеты следующей операции вытяжки до тех пор, пока не будет выполнено условие (3) или (4). Управление процессом вытяжки на каждой операции описано в работе [7].

Спроектирован способ многооперационной вытяжки коробчатой детали с вертикальной или наклонной стенкой под углом γ_n. На первой операции вытяжки ($n = 1$) уже на начальных этапах вытяжки из листовой заготовки образуется дно первого полуфабриката, соответствующее дну заданной коробки (рис. 6), на последующих этапах вытягивается первый полуфабрикат с наклонной на угол γ_1 стенкой на предельную без разрушения заготовки глубину H_1. Параметры γ_1, H_1 и другие для первого (и последующего) полуфабриката определяем из условия, что на начальных этапах вытяжки максимальное растягивающее напряжение в опасном сечении стенки вытягиваемого полуфабриката постепенно увеличивается, а на конечных этапах становится равным или близким к пределу текучести заготовки.

На последующих *n*-х операциях вытяжки в штампе с одним прижимом [7] или с двумя прижимами *3* и *12* (рис. 7) первый угол наклона γ_1 стенки первого полуфабриката последовательно и пооперационно в штампах уменьшается, глубина вытяжки H_n увеличивается, а конфигурация полуфабриката от операции к операции приближается к конфигурации заданной коробки. С помощью пружин *13* создаем силу, заталкивающую в процессе вытяжки наклонную стенку полуфабриката в матрицу штампа, что облегчает процесс вытяжки без разрушения. На конечных

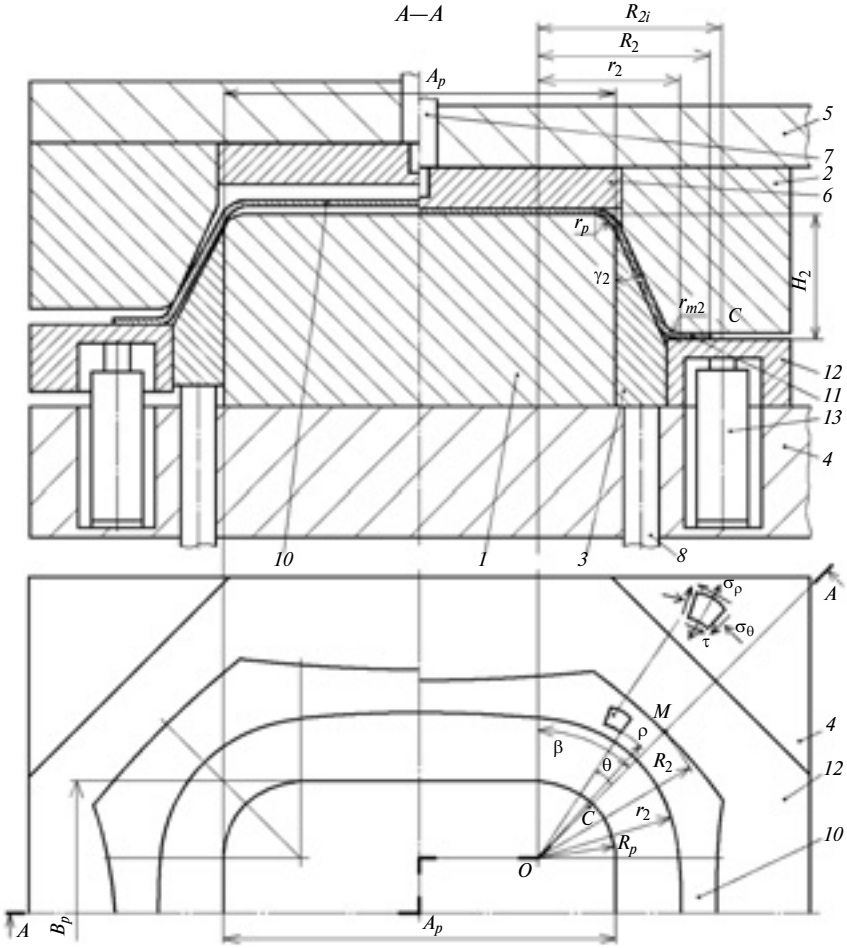


Рис. 7. Промежуточный (слева) и заключительный (справа) этапы вытяжки второго полуфабриката *11* (поз. *1—9* — см. на рис. 1; *10* — полуфабрикат после первой операции вытяжки; *12* — прижим; *13* — пружина)

этапах каждой операции вытяжки одновременно выполняется правка складок, образовавшихся на предыдущих этапах вытяжки, по всей поверхности полуфабриката и детали.

Моделирование вытяжки коробчатых деталей в системе Marc

В системе Marc, объединяющей программу Computer-Aided-Design и программу Computer-Aided-Engineering, создаем проект и в графическом CAD-редакторе проектируем расчетную схему вытяжки коробки. Длина A, ширина B, радиус R_a углового скругления и высота $H_в$ прямоугольной коробки соответственно 300 × 200 × 50 × 65 мм, радиус у дна $R_b = r_p + s = 10{,}2$ мм. Из условия наличия у коробки двух осей симметрии проектируем четверть заготовки и штампа. Толщина листовой прямоугольной заготовки $s = 1{,}2$ мм, длина A_0 и ширина B_0 соответственно 383 × 283 мм; для штампа: $r_p = 9$ мм, $r_m = 14$ мм, $z = 2s$, зазор между матрицей и прижимом $z_{mb} = 1{,}6$ мм. Для моделирования используем ту же заготовку, что и при анализе процесса, материал — сталь 08Ю ОСВ (ГОСТ 9045—93; $\sigma_{0,2} = 190$ Н/мм^2, $\sigma_в = 305$ Н/мм^2 и $\delta_р = 0{,}231$).

Срединную поверхность заготовки разбиваем на 60 × 42 КЭ с четырьмя узлами для модели упругопластического НДС заготовки. В узлах КЭ задаем граничные условия для перемещений и напряжений, строим графики перемещений рабочих частей штампа, определяем контакты заготовки с каждой рабочей частью и коэффициенты трения для каждого контакта. Вводим показатели свойств заготовки и зависимость интенсивности напряжений σ_i от интенсивности ε_i деформаций с учетом упрочнения заготовки: $\sigma_i = \sigma_s = \sigma_т + \sigma_в(1 + \delta_р)\varepsilon_i^n$ [1] в виде табличных данных. Результатом является диаграмма деформирования [3]. Если коэффициент анизотропии $\alpha_0 = 100(\varepsilon_3 - \varepsilon_2)/(0{,}5\varepsilon_1)$ [1] материала заготовки для углов θ вырезки образцов относительно направления прокатки имеет небольшое значение, например менее 10 %, то в пластическом деформировании не учитываем анизотропию материала. При этом $\varepsilon_1 = \ln(1 + \delta_р)$, $\varepsilon_2 = \ln(1 + \delta_b)$, $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$, где δ_b — относительное равномерное сужение по ширине b образца при испытании на растяжение по ГОСТ 11701—84.

Далее задаем перечень выходных параметров, которые выводятся на экран [4, 5]. Предусмотрены различные режимы обработки данных и представления результатов моделирования, например, анимация поэтапного процесса обработки заготовки и ее разгрузки с учетом пружинения согласно расчетной модели.

На основе выходных параметров $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ и ε_i установлена динамика перехода КЭ из упругого состояния в пластическое.

На рис. 8 (см. обложку) показано распределение $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ при ходе штампа $h = r_m + r_p + s$, когда центры скругления кромок пуансона и матрицы находятся на одном уровне. Видно, что наибольшие пластические деформации и упрочнение накапливают КЭ на середине углового скругления фланца, переходящие на кромку матрицы, а донный и краевые угловые участки заготовки, а также зоны на плоских участках вытягиваемой стенки коробки остаются в упругом состоянии. Как только краевой участок заготовки выходит из-под прижима, под

действием сжимающих напряжений он теряет устойчивость, образуются складки (рис. 9, см. обложку), которые частично разглаживаются в зазоре между пуансоном и матрицей, а на плоских участках коробки после выталкивания коробки из штампа складки остаются. Зная координаты узлов сетки КЭ отштампованной коробки внутри матрицы и вытолкнутой из матрицы, можно рассчитать пружинение коробки и сравнить полученные данные с экспериментальными и предельными.

На всех этапах вытяжки $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ и ε_i в опасном сечении стенки близки к предельным значениям, но не превышают их. Следовательно, при заданных параметрах обработки разрушения исключены, но увеличивать размеры заготовки нельзя, целесообразно постепенно отрезать углы заготовки (увеличивая) и исследовать процесс вытяжки. Чем меньше r_m, тем выше точность коробки. Моделируя процесс обработки для различных размеров и свойств заготовки и штампа, например для ряда матриц с меньшими r_m, можно на основе НДС определить минимальный r_m, предельную глубину вытяжки и другие параметры процесса. Для визуального представления изменения сил, действующих в процессе обработки на заготовку и штамп, следует выбрать соответствующие команды для графического отображения функций в текущем времени [3—7].

Моделирование вытяжки кузовных деталей в системе Marc

Сложные кузовные детали, например наружные и внутренние панели капота, крышки багажника, дверей, крыльев, крыши автомобилей имеют в плане контур, состоящий из отрезков малой кривизны, между которыми имеются более напряженные угловые скругления большой кривизны. Для них можно использовать приведенные выше приближенные аналитические решения. Более точные решения для всей детали получим в системе Marc. Как правило, для каждой кузовной детали имеется математическая модель поверхности в виде файла формата *.igs, полученного после сканирования реальной модели детали на координатно-измерительной машине. Файл импортируют в систему Marc, в графическом CAD-редакторе системы рассчитывают размеры заготовки и проектируют поверхности пуансона, матрицы, прижима, упоров заготовки, выталкивателя и других рабочих частей штампа для вытяжки детали на прессе простого или двойного действия.

На основе математической модели детали можно не в системе Marc, а в другом графическом CAD-редакторе спроектировать заготовку и рабочие части штампа, сохранить их в виде файлов в формате, поддерживаемом системой Marc, и импортировать в нее для последующего моделирования.

В качестве примера на рис. 10 (см. обложку) приведена диаграмма распределения ε_i по панели крыши легкового автомобиля в нижнем крайнем положении штампа для вытяжки на прессе двойного действия. Видно, что центральная часть панели под торцом пуансона получила небольшие деформации, бóльшие деформации получили краевые участки панели. Построение диаграммы предельных деформаций для расчета вероятности разрушения заготовки на формоизменяющих операциях ОМД, в том числе при вытяжке кузовной детали, будет дано в следующей статье.

Одной из основных проблем при штамповке пологих панелей, таких как наружные панели крыши, капота, крышки багажника и других деталей машин, является пружинение панели после всех операций штамповки и недопустимое отклонение ее поверхности от модели. Приближенно пружинение панели можно рассчитать аналитически на основе работ [4, 5]. Для более точного расчета пружинения используем систему Marc. Зная координаты узлов сетки КЭ вытянутой панели сначала внутри матрицы, а затем вытолкнутой из матрицы, можно рассчитать пружинение панели с учетом последующих операций штамповки и внести коррективы в математические модели поверхностей матрицы, пуансона и других рабочих частей штампа при изготовлении их на станках с ЧПУ.

Полученные аналитические зависимости и результаты компьютерного моделирования можно использовать при расчете процесса обработки, выборе оборудования и проектировании штампа и оснастки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жарков В. А.** Методология компьютерного проектирования технологических процессов с учетом анизотропии штампуемого материала // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2007. № 1. С. 30—42.

2. **Попов Е. А.** Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение. 1977. 280 с.

3. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 1. Одноугловая гибка // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 67—72.

4. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 2. Двухугловая гибка без прижима заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 9. С. 61—67.

5. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 3. Двухугловая гибка с прижимом заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 10. С. 60—65.

6. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 4. Вытяжка осесимметричной детали без утонения стенки // Вестник машиностроения. 2012. № 11. С. 58—65.

7. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 5. Вытяжка осесимметричной детали с утонением стенки // Вестник машиностроения. 2012. № 12. С. 54—61.

УДК 621.91.01

И. О. АВЕРЬЯНОВА, канд. техн. наук, Н. А. ШЕСТАКОВ, д-р техн. наук
(Московский государственный индустриальный университет),
e-mail: inn-av@yandex.ru

Анализ процесса стружкообразования при резании

Получены результаты конечно элементного моделирования пластического течения металла при резании, на основе которых с использованием теории деформируемости металлов при пластической деформации предложена методика прогнозирования образования элементной стружки.

Ключевые слова: резание, конечно элементное моделирование, стружкообразование, элементная стружка.

Forecasting procedure of getting discontinuous chip based on metal compliance theory under plastic flow was developed.

Keywords: cutting, modeling by finite element method, chip formation, discontinuous chip.

При обработке заготовок на металлорежущих станках (МРС) образуется стружка. Для обеспечения высокого качества обработки необходимо, чтобы элементы стружки были короткими и легко убирались из зоны резания, что особенно важно при работе на многоцелевых станках с ЧПУ. В автоматизированном производстве для этого уже на этапе подготовки управляющих программ, задавая режимы обработки, необходимо прогнозировать вид стружки.

Сегодня совершенствование обработки резанием связано с исследованием предельного состояния деформируемого металла на основе теории пластичности. Исходя из условий разрушения металла в результате пластической деформации, рассмотрим условия образования элементной стружки. Основанием для применения теории пластичности является то, что срезаемый при обработке слой переходит в стружку в пластической зоне. Для анализа процесса резания многие исследователи применяли методы теории пластичности, используя в основном метод линий скольжения, который подходит только для идеальной жесткопластической модели обрабатываемого материала [1]. Аналогичный недостаток есть и у энергетического метода [2]. Наиболее подробным остается анализ решений с использованием жесткопластической модели, представленных в работе [3], где сделан вывод о том, что данные решения для сил резания можно рассматривать лишь в качестве первого приближения.

В последнее время опубликованы работы, в которых процесс образования стружки исследован с использованием конечно элементного анализа пластического течения обрабатываемого металла [4—6], что позволило уточнить параметры резания, полученные приближенными методами, и получить дополнительные данные о напряжениях и деформациях в зоне стружкообразования, распределении нагрузок на инструмент, а также температур в заготовке и инструменте. Однако остается нерешенной задача о предельных деформациях в зоне резания, предшествующих разрушению срезаемого слоя и приводящих к образованию элементной стружки. К прогнозированию предельных деформаций применяют два подхода: на основе теории дефектов физики твердого тела и на основе механики деформируемого твердого тела.

Физическую теорию пластичности кристаллов используют лишь для объяснения и описания элементарных актов деформации на микроуровне. Механика деформируемого твердого тела предусматривает применение аналитических выражений, обеспечивающих прогноз поведения реальных макроскопических объектов. Теорию дефектов в моделях механики деформируемого твердого тела не используют. Однако механизм зарождения и взаимодействия дефектов на микроуровне в рамках физической теории позволил получить качественные интерпретации многих законов макродеформаций и макроразрушений, на основе которых, в частности, была разработана феноменологическая теория деформируемости металлов Колмогорова [7]. Теория деформируемости позволяет решить задачи, связанные с обработкой давлением, путем прогнозирования предельных деформаций, предшествующих различным технологическим отказам (трещины, разрывы), которые непосредственно связанны с пластической деформацией.

Была поставлена задача — разработать методику прогнозирования условий, необходимых и достаточных для образования элементной стружки при резании, на основе феноменологической теории деформируемости. Для этого необходима информация о локальных напряженно-деформированных состояниях (НДС), в данном случае — в пластической зоне резания. Необходимые данные получали с помощью программного комплекса конечно элементного моделирования DEFORM.

Моделирование пластического течения в зоне стружкообразо-

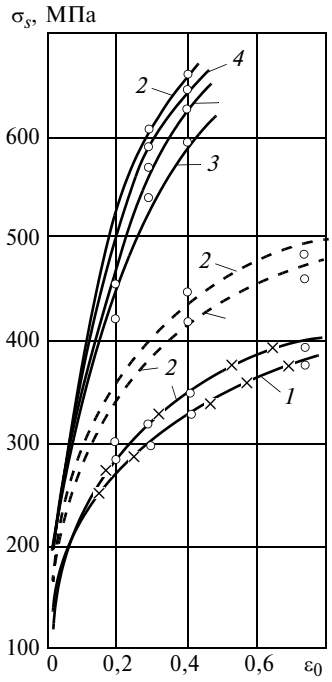


Рис. 1. Кривые упрочнения латуни Л60 для температур T = 18 (——); 200 (−×−); 300 °С (- - -) и скоростей деформаций ξ = 0,1 (*1*); 2,5 (*2*); 10^{-4} (*3*); 0,5 $с^{-1}$ (*4*) (точки — экспериментальные данные)

вания выполняли для резания латуни Л60 при прямолинейном движении резца. Для получения зависимости напряжения текучести σ_s от степени деформации ε_0, интенсивности скоростей деформации $\dot{\varepsilon}_и$ и температуры T использовали экспериментальные данные [8], которые аппроксимировали выражением

$$\sigma_s = A\left(1+\frac{\varepsilon_0}{B_1}\right)^{m_1}(B_2+\dot{\varepsilon}_и)^{m_2}\times$$

$$\times\, e^{-m_3 T}\, e^{-m_4\varepsilon_0}, \qquad (1)$$

где A = 217,176; B_1 = 0,01; B_2 = = 0,008; m_1 = 0,3; m_2 = 0,015; m_3 = 0,002; m_4 = 0,01 — коэффициенты аппроксимации.

Результаты сопоставления расчетных по формуле (1) и экспериментальных данных [8] приведены на рис. 1. При резании в результате отделения стружки резец взаимодействует с заготовкой с образованием новой поверхности. При этом на контактных поверхностях возникают силы трения, которые необходимо учитывать в расчетах. В данном случае был принят закон трения Кулона, согласно которому напряжение трения τ_k пропорционально нормальному напряжению σ_n на контактной поверхности: $\tau_k = \mu\sigma_n$, где μ = 0,1 — коэффициент трения.

Моделирование в DEFORM выполняли в предположении о плоской деформации (что подтвердили эксперименты), при которой ширина срезаемого слоя значительно больше его толщины (глубины резания). Условия и режимы резания: материал заготовки — упругопластический; модуль упругости E = 98 000 МПа; пределы прочности $\sigma_в$ = 350 МПа и $\sigma_{0,2}$ = 110 МПа; относительное удлинение при разрыве δ = 0,4; резец — абсолютно жесткий; радиусы скругления режущей кромки ρ = 0,02 и 0,05 мм; коэффициент трения μ = 0,1; передний угол резания γ = 39; 17; 8 и −5°; глубина резания t = 0,15 мм; подача 0,4 мм/с; начальная температура 20 °С; коэффициент теплопроводности 108,8 Вт/(м · °С); коэффициент теплопередачи в зоне контакта 40 Н/(с · °С · мм); температура окружающей среды 20 °С; коэффициент теплопередачи в окружающую среду (воздух) 0,4 Н/(с · °С · мм).

На рис. 2 приведена лагранжевая сетка при γ = 8°. О кинематике течения можно судить по изолиниям (*A*, *B*, *C*, *D*, *E*, *F*, *G*, *H*, *I*) интенсивности деформации $\dot{\varepsilon}_и$.

Рассчитанные в DEFORM компоненты тензоров — напряжений σ_{ij} ($i, j = x, y, z$ здесь и далее), деформаций ε_{ij}, скоростей деформации ξ_{ij} и их инвариантов: интенсивности напряжений $\sigma_и$, степени деформации ε_0 и интенсивности скоростей деформации $\dot{\varepsilon}_и$ определяли из расчетов, выполненных для трассируемых (выбранных) точек P_1—P_6 в виде файлов с расширением .xls или .txt, которые для дальнейшей обработки были экспортированы в Mathcad. Трассируемые точки выбраны до начала резания на следующих расстояниях от свободной поверхности: P_1 — на расстоянии 0,01 мм; P_2 — 0,03 мм; P_3 — 0,05 мм; P_4 — 0,07 мм; P_5 — 0,1 мм; P_6 — 0,12 мм, т. е. они охватывают срезаемый слой по всей глубине. Текущее местоположение точек P_1—P_6 при деформации показано на рис. 2. Изменение НДС в трассируемых точках определяет их историю деформации в срезаемом слое, что необходимо для определения степени использования запаса пластичности, предшествующего появлению скалывающей трещины в соответствии с теорией деформируемости.

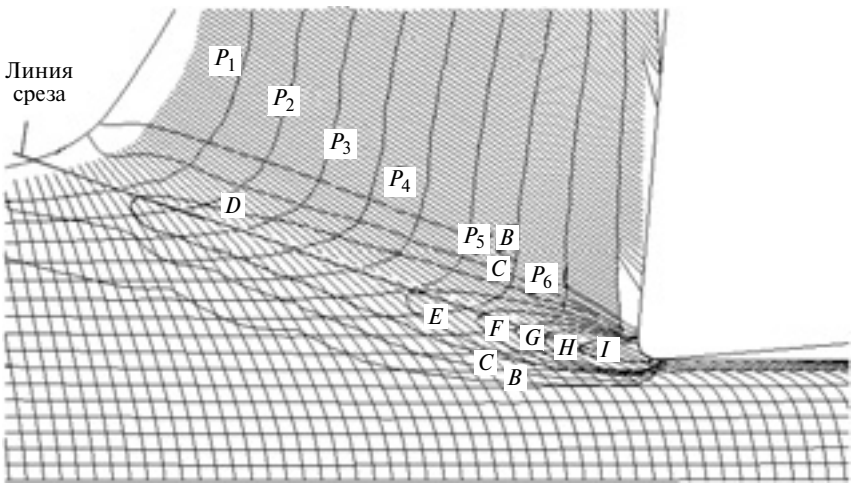


Рис. 2. Распределение интенсивности скоростей деформаций (A = 0; B = 0,5; C = 1; D = 1,5; E = 2; F = 2,5; G = 3; H = 3,5; I = 4 $с^{-1}$) и движение трассируемых точек P_1—P_6 в процессе образования стружки при γ = 8°

Расчет использования запаса пластичности выполняли по критериям разрушения:

В. Л. Колмогорова [7]:

$$\Psi = \int_0^{\varepsilon_0^*} \frac{d\varepsilon_0}{\varepsilon_{pr}(\eta)} = 1; \qquad (2)$$

В. А. Огородникова [9]:

$$\Psi = \int_0^{\varepsilon_0^*} \left(1 + a\operatorname{arctg}\frac{d\eta}{d\varepsilon_0}\right) \times$$

$$\times \frac{\varepsilon_0^{a\operatorname{arctg}\frac{d\eta}{d\varepsilon_0}}}{[\varepsilon_{pr}(\eta)]^{1 + a\operatorname{arctg}\frac{d\eta}{d\varepsilon_0}}} d\varepsilon_0 = 1; \qquad (3)$$

Г. Д. Деля [10, 11]:

$$\Psi_и = \sqrt{\Psi_{ij}\Psi_{ij}} = 1. \qquad (4)$$

Здесь $\varepsilon_0 = \sqrt{2/3}\int\sqrt{d\varepsilon_{ij}d\varepsilon_{ij}} = \int\dot{\varepsilon}_и\,dt$, где $d\varepsilon_{ij}$ — приращения компонент девиатора деформации; ε_0^* — деформация в конечный момент формоизменения; $\varepsilon_{pr}(\eta)$ — диаграмма пластичности, где $\eta = 3\sigma/\sigma_и$ — коэффициент жесткости схемы напряженного состояния [$\sigma = \sigma_{ii}/3$ — среднее напряжение (гидростатическое давление); $\sigma_и = \sqrt{(3/2)s_{ij}s_{ij}}$, s_{ij} — компоненты девиатора напряжений]; Ψ_{ij} — компоненты тензора повреждений:

$$\Psi_{ij} = \int_0^{\varepsilon_0^*} F(\varepsilon_0, \eta)\beta_{ij}d\varepsilon_0. \qquad (5)$$

В выражении (5) $F(\varepsilon_0, \eta)$ — положительная функция, характеризующая материал, которую в работе [11] рекомендуется принять при коэффициенте $a = 0{,}5$ (подбирается экспериментально) в виде:

$$F(\varepsilon_0, \eta) = \frac{(1-a)}{\varepsilon_{pr}(\eta)} + \frac{2a\varepsilon_0}{\varepsilon_{pr}^2(\eta)};$$

$\beta = \sqrt{2/3}\,\xi_{ij}/\dot{\varepsilon}_и$ — направляющий тензор скоростей деформации (ξ_{ij} — компоненты тензора скорости деформации).

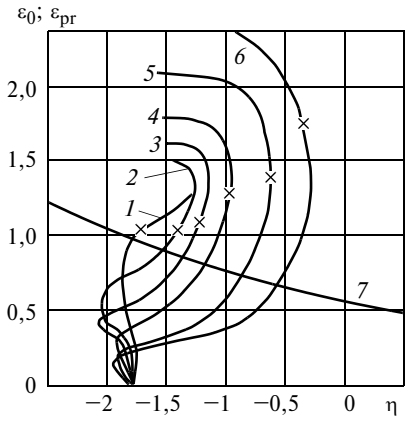


Рис. 3. Пути (*1*—*6*) деформаций трассируемых точек P_1—P_6 и диаграмма $\varepsilon_{pr}(\eta)$ пластичности (*7*) при $\gamma = 8°$

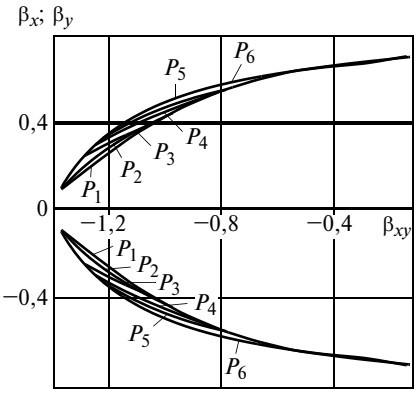


Рис. 4. Зависимости изменения линейных компонент β_x и β_y направляющего тензора деформаций от сдвиговой компоненты β_{xy}

Критерий (2) применяют, если в процессе деформации $\eta \approx \text{const}$, критерий (3) — при $\eta \neq \text{const}$, критерий (4) — если $\eta \neq \text{const}$, $\beta_{ij} \neq \text{const}$.

Еще одна механическая характеристика — диаграмма пластичности на основании данных, приведенных в работе [9], была аппроксимирована зависимостью $\varepsilon_{pr}(\eta) = 0{,}55e^{-0{,}318\eta}$.

На рис. 3 показаны пути деформации трассируемых точек, которые отвечают условию $\eta \neq \text{const}$, $d\eta/d\varepsilon_0 \neq \text{const}$. Это означает, что предпочтительнее использование критериев (3) и (4). Для того чтобы окончательно определиться с критерием, выполнили расчет компонент направляющего тензора скоростей деформации для плоской деформации: $\beta_x = \sqrt{\frac{2}{3}}\frac{\xi_x}{\dot{\varepsilon}_и}$;

$\beta_y = \sqrt{\frac{2}{3}}\frac{\xi_y}{\dot{\varepsilon}_и}$; $\beta_{xy} = \sqrt{\frac{2}{3}}\frac{\xi_{xy}}{\dot{\varepsilon}_и}$.

На рис. 4 приведены зависимости изменения линейных компонент β_x и β_y направляющего тензора деформации от сдвиговой компоненты β_{xy}, анализ которых показал, что $\beta_{ij} \neq \text{const}$. Поэтому дальнейшие расчеты выполняли по критерию (4).

Анализ зависимостей, приведенных на рис. 3, показал, что на протяжении всего процесса отделения стружки напряженное состояние определяется всесторонним сжатием. Причем на входе в очаг деформации напряженное состояние для всех точек характеризуется повышением гидростатического давления. Однако чем ближе трассируемая точка к режущей кромке, тем меньшая деформация сопровождается повышением гидростатического давления и все большая деформация протекает в условиях понижающегося гидростатического давления. Чем ближе точки к режущей кромке, тем интенсивнее падение гидростатического давления, т. е. напряженное состояние более "жесткое", что наблюдалось и при $\gamma = 17$ и $39°$.

Использованный запас пластичности определяли вычислением компонент тензора повреждений [см. выражения (5) и (4)], которые для плоского деформированного состояния имеют вид:

$$\Psi_x = \int_0^{\varepsilon_0^*}\left[\frac{0{,}5}{\varepsilon_{pr}(\eta)} + \frac{a\varepsilon_0(\eta)}{\varepsilon_{pr}^2(\eta)}\right]\beta_x d\varepsilon_0;$$

$$\Psi_y = \int_0^{\varepsilon_0^*}\left[\frac{0{,}5}{\varepsilon_{pr}(\eta)} + \frac{a\varepsilon_0(\eta)}{\varepsilon_{pr}^2(\eta)}\right]\beta_y d\varepsilon_0;$$

$$\Psi_{xy} = \int_0^{\varepsilon_0^*}\left[\frac{0{,}5}{\varepsilon_{pr}(\eta)} + \frac{a\varepsilon_0(\eta)}{\varepsilon_{pr}^2(\eta)}\right]\beta_{xy} d\varepsilon_0;$$

$$\Psi_и = \sqrt{\Psi_x^2 + \Psi_y^2 + 2\Psi_{xy}^2}.$$

Во всех случаях резания (γ = 39,17 и 8°) выполнялся критерий разрушения. Однако согласно экспериментальным данным при γ = 39 и 17° образовывалась сливная стружка и только при γ = 8° получалась элементная стружка. Несоответствие расчетных и экспериментальных данных исключалось, если верхний предел интегрирования в выражениях Ψ_{ij} принимали равным не ε_0^*, а деформации, накопленной в точках P_1—P_6 к моменту пересечения ими линии, соединяющей максимальные интенсивности скоростей деформации. Геометрическое место точек, соответствующих максимальным значениям интенсивности скоростей деформации, назовем линией среза (см. рис. 2).

На рис. 5 показаны зависимости интенсивности скоростей деформации $\dot{\varepsilon}_и$ в текущем времени (ход резца) для точек P_1—P_6. Максимальные значения интенсивности скоростей деформации достигаются при пересечении ими линии среза (на рис. 3 эти моменты при γ = 8° для точек P_1—P_6 показаны знаком "×"). Результаты расчета $\Psi_и$ при γ = 8; 17 и 39° приведены в таблице.

Ни в одной из трассируемых точек при γ = 39° величина $\Psi_и$ при пересечении линии среза не достигает единицы, а при γ = 17° в точках P_4—P_6 имеем $\Psi_и$ = 1, однако, как показали эксперименты, в данном случае при резании образуется сливная стружка. Стружка скалывания была получена только при γ = 8°, когда $\Psi_и$ = 1 на линии среза во всех трассируемых точках.

Величина $\Psi_и$ достигает единицы позднее при всех значениях γ в точке, примыкающей к свободной поверхности, удаленной от режущей кромки (точка P_1). Это в дальнейшем можно использовать для уменьшения времени расчетов, так как при достижении предельного состояния в точке P_1 в остальных точках линии среза в направлении режущей кромки

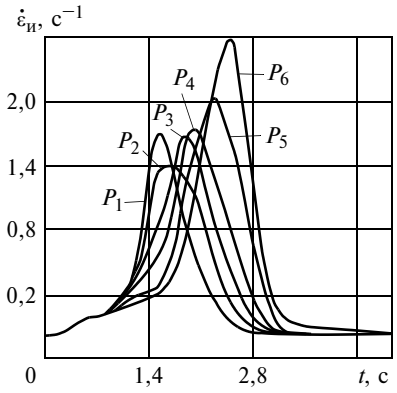


Рис. 5. Зависимость интенсивности скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_и$ от времени t (хода) резца при γ = 8°

предельное состояние гарантировано.

Как же объясняется то, что несмотря на достижение предельного состояния практически на половине плоскости среза при γ = 17° образуется сливная стружка. Проанализируем результаты исследований таких процессов обработки давлением, как раздача трубы и гибка узкой полосы на ребро, которые отличаются значительным влиянием градиента деформации [9, 12]. Здесь теоретически и экспериментально обоснован механизм сдерживания развития трещины в слоях с предельной деформацией со стороны менее деформированных слоев.

Предположим, что в стружкообразовании этот механизм проявляется сильнее, так как в отличие от исследуемых процессов напряженное состояние существенно "мягче", т. е. вся зона среза находится в условиях всестороннего сжатия, причем значительного — коэффициент жесткости η = -2 (для сравнения: при испытании на одноосное сжатие η = −1). Очевидно, что в условиях всестороннего сжатия затруднены объединение микротрещин в макротрещину и ее раскрытие даже в зоне исчерпанного запаса пластичности.

Последовательность методики прогнозирования элементной стружки:

1) экспериментальное определение показателей механических и теплофизических свойств обрабатываемого материала;

2) экспериментальное определение диаграммы пластичности — зависимости пластичности от схемы напряженного состояния;

3) разработка геометрии режущего инструмента;

4) задание режимов: скорости и глубины резания;

5) задание закона трения в зоне стружкообразования;

6) конечно элементное моделирование пластического течения металла для определения полей напряжений, деформаций, скоростей деформации и температуры в зоне стружкообразования;

7) расчет поврежденности (использованного запаса пластичности) в зоне стружкообразования;

8) анализ результатов расчета поврежденности в зоне стружкообразования для определения необходимости корректировки геометрии режущего инструмента или режимов резания согласно пп. 3, 4. Корректировка геометрии режущего инструмента или режимов резания требуется, если в результате расчета поврежденности не установлены условия образования элементной струж-

Расчетная поврежденность $\Psi_и$ при различных углах резания

Передний угол резания, градусы	Трассируемые точки					
	P_1	P_2	P_3	P_4	P_5	P_6
39	0,364	0,415	0,492	0,610	0,750	0,900
17	0,534	0,691	0,973	1,140	1,628	2,486
8	1,016	1,048	1,054	1,458	1,833	2,525

УДК 621.91

М. П. КОЗОЧКИН, д-р техн. наук (МГТУ "Станкин"),
e-mail: astra-mp@yandex.ru

Устойчивость процесса резания

Представлен новый подход к вопросу устойчивости процесса резания, который позволил найти новые решения в повышении качества обработанной поверхности и определении динамических характеристик технологического оборудования.

Ключевые слова: резание, качество, устойчивость процесса, инструмент, траектория, динамические характеристики.

A new slant on the question of cutting operation stability which allowed to find new decisions for upgrading machined face and for determining dynamic characteristics of processing equipment was posed.

Keywords: cutting, quality, operation stability, tool, contour, dynamic characteristics.

Констатируя потерю устойчивости при резании, предполагаем, что до этого момента процесс был устойчив, что не соответствует математическому понятию устойчивости объекта, описываемого системой дифференциальных уравнений [1]. Если в исходном положении вершина резца находилась в устойчивом положении, поскольку при любых начальных условиях она туда возвращалась, то при резании вершина резца занимает новое положение под действием внешних сил, возникающих в результате взаимодействия режущего инструмента (РИ) с обрабатываемым материалом, стружкой и заготовкой. Стабильность нового положения вершины РИ и определяет точность обработки и качество получаемой поверхности. Эта стабильность обусловливается динамическими характеристиками технологической системы и стационарностью действующих внешних сил, которые имеют сложные взаимосвязи [2]. Малейшие нарушения стабильности силового воздействия приводят к вариациям положения вершины, что обусловливает ее стремление к изначальной устойчивой позиции.

Стабильность силового воздействия в процессе разрушения материала — понятие во многом

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 74)

ки. В этом случае производится новый расчет согласно пп. 6 и 7. Если в результате расчета поврежденности установлено выполнение условия образования элементной стружки, то расчет окончен.

Таким образом, на основании феноменологической теории деформируемости металла разработана методика прогнозирования появления трещин скалывания при резании, приводящих к образованию элементной стружки. Данная методика позволяет проектировать режущий инструмент и определять режимы резания, обеспечивающие образование элементной стружки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Петрушин С. И., Проскоков А. В.** Стружкообразование с развитой зоной пластических деформаций при резании материалов // Изв. Томского политехнического ун-та. Т. 314. 2009. № 2. С. 57—62.

2. **Воронцов А. Л., Султан-Задэ Н. М.** Теоретические основы деформированного состояния поверхностного слоя и параметры точности деталей машин при изготовлении резанием // СТИН. 2010. № 3. С. 31—36.

3. **Джонсон У., Меллор П.** Теория пластичности для инженеров. Пер. с англ. А. Г. Овчинников. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.

4. **Виноградов Ю. В.** Моделирование процесса резания металла методом конечных элементов: Дис. ... канд. техн. наук. Тула: 2004. 119 с.

5. **Залога В. А., Криворучко Д. В., Хвостик С. Н.** О выборе уравнения состояния обрабатываемого материала для моделирования процесса резания методом конечных элементов // Вісник СумДУ. 2006. № 12(96). С. 101—114.

6. **Криворучко Д. В., Залога В. О., Корбач В. Г.** Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінченних елементів // Навчальний посібник. Суми: Видавництво СумДУ, 2009. 209 с.

7. **Колмогоров В. Л.** Механика обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1986. 688 с.

8. **Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А. М.** Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник. М.: Металлургия, 1976. 488 с.

9. **Огородников В. А.** Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. Киев: Вища школа, 1983. 175 с.

10. **Дель Г. Д.** Пластичность деформированного металла // Физика и техника высоких давлений. 1983. № 11. С. 28—32.

11. **Шестаков Н. А.** Расчеты процессов обработки металлов давлением в Mathcad (решение задач энергетическим методом). М.: МГИУ. 2007. 333 с.

12. **Попов Е. А., Ковалев В. Г., Шубин И. Н.** Технология и автоматизация листовой штамповки. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2003. 480 с.

условное, так как процесс разрушения материала затрагивает весь объем и структуру твердого тела, включая движение дислокаций и образование микротрещин. Эти процессы носят случайный характер и не могут считаться стабильными. Поэтому, говоря о стабильности, подразумевают наличие или отсутствие значительных макроизменений интегрального силового воздействия на РИ и заготовку. В этом случае для уменьшения влияния вибраций на качество обработки необходимо обеспечить подобие стационарности процесса разрушения материала и связанного с ним силовое воздействие на РИ. Требуются такие динамические характеристики технологической системы, при которых вариации позиции вершины РИ при неизбежных нарушениях стабильности сил резания были бы минимальны, особенно в направлениях, существенно влияющих на качество обработанной поверхности. При этом нельзя упругую систему станка сделать бесконечно жесткой, но необходимо искать компромисс между удобством эксплуатации, стоимостью обработки и качеством изготовляемого изделия.

На рис. 1 показано перемещение вершины РИ под действием статической силы P резания [3, 4]. Так как главные оси с жесткостями C_1 и C_2 ($C_1 > C_2$) не совпадают с координатными осями Y, Z, смещение вершины происходит не по вектору силы P, отклоненному на угол γ от оси с жесткостью C_2, а по вектору Δ, который отклонен на меньший угол γ_1 относительно этой оси в соответствии с выражением $C_1 \mathrm{tg}\gamma_1 = C_2 \mathrm{tg}\gamma$.

Точка A_y — устойчивое положение вершины РИ до начала резания, точка A_p — положение вершины РИ в процессе резания, которая в общем случае не находится на векторе Δ, поскольку при резании реакции со стороны стружки и обрабатываемой поверхности препятствуют смещению вершины в радиальном направлении (по оси Y). Вершина РИ, находясь в состоянии всестороннего сжатия, имеет возможность свободно смещаться только по вектору скорости v_p резания. Если под действием силы P вершина РИ находится на линии вектора Δ, то потенциальная энергия инструмента минимальна. Для отклонения вершины от направления Δ необходима дополнительная работа, которая увеличит потенциальную энергию и создаст силу, сдерживающую увеличение потенциальной энергии и создающую дополнительное воздействие (ΔP_y) на вершину РИ в радиальном направлении. Воздействие со стороны стружки нестабильно. В моменты сдвига сегментов стружки данное воздействие на короткое время ослабевает или совсем исчезает, что нарушает равновесие, и вершина РИ устремляется к устойчивому положению в точке A_y по траектории, показанной на рис. 1. Чем больше воздействие ΔP_y, тем больше данная траектория отклоняется от прямой, соединяющей точки A_p и A_y. Возникает типичный для автоколебаний процесс накопления потенциальной энергии с периодическим переходом ее в кинетическую энергию, определяемую вектором скорости вершины РИ [5].

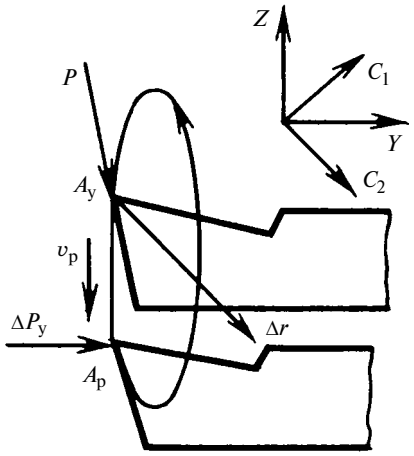


Рис. 1. Схема статического перемещения вершины резца в условиях анизотропии жесткости

Кроме вышеизложенного необходимо учитывать следующее. Во-первых, технологическая система функционирует в трехмерном пространстве. Во-вторых, ее упругая система состоит из множества динамических звеньев, часто соединенных друг с другом последовательно, и при быстром нарушении равновесия в зоне резания траектория вершины определяется несколькими формами колебаний с соответствующими собственными частотами и коэффициентами затухания. Модель данного процесса в приближенном виде можно описать уравнением в частных производных:

$$\partial^2 u(X, t)/\partial t^2 + 2\delta\partial u(X, t)/\partial t = aL(u), \quad (1)$$

где u — положение вершины в пространстве $X(x_1, x_2, ..., x_n)$; n — число степеней свободы; δ — вектор коэффициентов затухания, компоненты которого различны для разных форм колебаний; $L(u)$ — оператор Лапласа; a — коэффициент, зависящий от плотности и модуля упругости материала.

Решение уравнения (1) можно получить разложением по ортогональным формам методом Фурье [1, 6]:

$$u(X, t) = \sum_{\kappa=1}^{\infty} (A_\kappa \cos\omega_\kappa t + B_\kappa \sin\omega_\kappa t)\exp(-\delta_\kappa t)v_\kappa(X), \quad (2)$$

где A_κ, B_κ — коэффициенты, учитывающие начальные условия; ω_κ — собственные частоты, определяемые с учетом коэффициентов затухания; $v_\kappa(X)$ — собственные ортогональные функции, независящие от времени.

Выражение (2) удовлетворительно описывает только простые объекты, например мембраны простой формы, однако оно позволяет понять суть происходящего в момент нарушения рав-

новесия при резании. Данное уравнение сводится к сумме произведений ортогональных форм колебаний на соответствующую функцию времени, которая определяется гармонической составляющей и скоростью затухания колебаний. Более наглядное представление получим, приблизив упругую систему к реальной с помощью модели, в которой учитывается составное движение вершины РИ. Конструктивно упругую систему можно представить в виде последовательного соединения отдельных деформируемых элементов, каждый из которых имеет свой набор форм колебаний. Таким образом, каждый элемент имеет свою систему отсчета, относительно которой вершина совершает перемещение, а сама система отсчета совершает переносное движение относительно следующей системы отсчета и так до элемента, положение которого можно принять за неподвижное.

На рис. 2 показаны траектории движений отдельных элементов после снятия нагрузки, которые стремятся к устойчивому фокусу начал своих систем отсчета (точки *1*—*4*) под нагрузкой. Здесь точка *1* соответствует вершине резца при резании (см. рис. 1, точка $A_р$). При освобождении от связей она устремляется к точке *2*, которая определяет ее устойчивое положение в рамках колебаний ближайшего к вершине РИ элемента, например режущей пластины. Точка *2* также участвует в движении относительно точки *3*, определяющей устойчивое положение вершины инструмента, например относительно державки, т. е. точка *3* соответствует положению вершины РИ при отсутствии деформаций пластины и державки, а именно при их минимальной потенциальной энергии. Отклонения от точки *4* могут соответствовать, например, деформации резцедержателя и т. п. На рис. 2 точка *4* соответствует начальному положению вершины

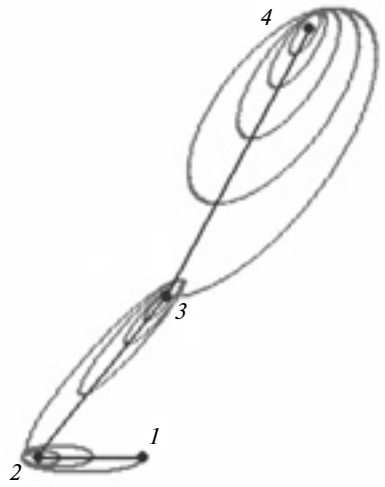


Рис. 2. Траектории относительных движений элементов упругой системы при последовательном соединении

РИ до приложения сил резания (см. рис. 1, точка $A_у$). В момент сдвига элемента стружки вершина РИ освобождается от связей. Движения по траекториям, показанным на рис. 2, могут происходить одновременно, но с разной продолжительностью. Таким образом, абсолютная траектория движения вершины РИ (из точки *1* в точку *4*) является результатом пространственного сложения всех движений. С учетом того, что каждый конструктивный элемент упругой системы может иметь множество значимых форм колебаний, результирующая траектория имеет сложный пространственный вид и постепенно приближается к устойчивому фокусу в точке *4* [7].

На практике освобождение вершины РИ при резании происходит на очень короткое время, в течение которого вся абсолютная траектория движения вершины не успевает реализоваться и завершиться в устойчивом фокусе. В этих условиях в наибольшей степени успевают реализоваться только быстропротекающие колебательные процессы, т. е. высокочастотные формы колебаний, которые присущи малым конструктивным элементам, т. е. элементам, приближенным к вершине РИ. При этом низкочастотные формы колебаний могут не успеть реализовать наибольшие отклонения. В результате вершина РИ не возвращается в устойчивое состояние и начинает новый цикл из промежуточной точки своей траектории. Так как низкочастотным формам колебаний свойственны наибольшие амплитуды смещений, то можно сделать вывод, что упомянутая промежуточная точка может находиться относительно далеко от начального положения равновесия и от рабочей позиции. Тогда задача повышения точности обработки сводится к обеспечению минимального отклонения вершины РИ в радиальном направлении от рабочего положения, что можно реализовать путем влияния на динамические характеристики технологической системы на этапе ее создания и стабилизации процесса отделения стружки.

Сливная стружка обеспечивает наиболее стабильное положение вершины РИ около рабочей позиции [8]. Измельчать стружку можно уже за пределами контактной площадки, расположенной на передней поверхности РИ. Что же касается изменения динамических характеристик, то здесь требуются исследования.

Таким образом, задача заключается в повышении стабильности неустойчивого положения вершины РИ в процессе резания. Ее можно разделить на несколько этапов. Один из них — создание методики получения таких динамических показателей технологической системы, которые позволили бы определить ее преимущества и недостатки относительно проводимой операции. Другой этап состоит в создании методики определения направлений воздействий на технологическую систему для рационального улучшения ее динамических характеристик. Рациональность опреде-

ляется допустимыми диапазонами радиального смещения вершины РИ на разных частотах. Например, можно прикладывать усилия, устраняя радиальные смещения. Однако высокочастотные вибрации с амплитудой меньше микрометра могут обладать большой энергией, что улучшает процесс отделения стружки при определенной их направленности. Поэтому рациональное изменение динамических характеристик упругой системы может заключаться в повышении динамической жесткости в области низких частот и ее снижении при высоких частотах.

На рис. 3 (см. обложку) показаны вибрации вершины резца в горизонтальной плоскости при точении закаленной стали, которые сопровождаются автоколебаниями. Траектории наиболее интенсивных колебаний проходят ближе к оси X, что считается менее опасным, но при больших амплитудах это тоже влияет на качество обработанной поверхности [4]. На рис. 4 (см. обложку) показаны следы на валике, обработанном при интенсивных автоколебаниях, которые имеют прерывистый характер в результате осевых смещений, вызванных колебаниями с большой амплитудой, что может снижать качество обработанной поверхности и поверхностного слоя, а также уменьшать стойкость инструмента. Режимы резания изменяют с учетом технологических задач. При этом уровень вибрации может быть разным, но предрасположенность упругой системы к вибрациям не зависит от условий резания и определяется ее способностью накапливать потенциальную энергию при резании и вектором скорости вершины РИ на разных частотах при переходе накапливаемой потенциальной энергии в кинетическую. Это происходит при временном ослаблении стабилизирующего воздействия стружки на РИ. Переход накопленной потенциальной энергии в кинетическую энергию в большей степени проявляется при быстром освобождении вершины РИ, например при выходе в шпоночный паз при резании.

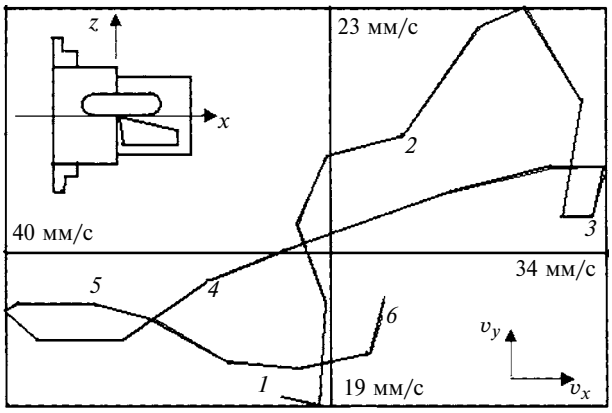


Рис. 5. Годограф виброскорости в момент выхода резца в шпоночный паз при точении валика из алюминиевого сплава

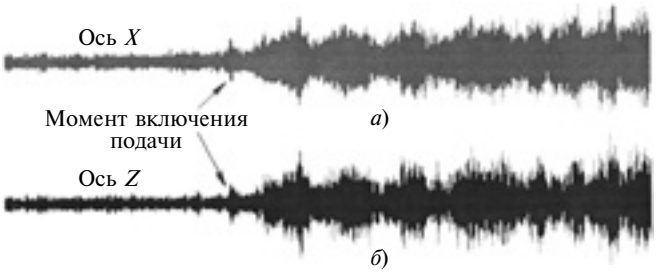


Рис. 6. Вибрации по осям X (*а*) и Z (*б*) при подаче инструмента и ее выключении

На рис. 5 показан годограф скорости вершины резца в момент выхода его в паз при точении валика из алюминиевого сплава. Составляющая вектора скорости по оси X (по нормали к поверхности резания) быстро увеличивается. При обычном кратковременном сдвиге элемента стружки смещение вершины резца зависит от остаточного сопротивления стружки, ограничено поверхностью резания и поэтому не столь значительно. Технологические переходы могут сопровождаться образованием стружки различного вида. Например, с увеличением толщины срезаемого слоя время формирования элементов стружки, как правило, увеличивается, что позволяет вершине РИ отойти от рабочего положения на большее расстояние. Если к моменту стабилизации реакции со стороны стружки вершина РИ находится на значительном расстоянии от предыдущего рабочего положения в радиальном направлении, то шероховатость поверхности увеличивается. Если вершина РИ в каждом новом цикле формирования элементов стружки будет изменять свое радиальное положение, смещаясь в одном направлении, то резание может стать невозможным из-за опасных вибраций, которые могут привести к поломке инструмента или стать причиной формирования слишком шероховатой поверхности (см. рис. 3).

О влиянии стружки на стабильность положения вершины инструмента можно судить по вибрациям при контакте режущей кромки с поверхностью резания во время прекращения подачи РИ.

На рис. 6, *а* и *б* показаны вибрации соответственно по осям X

и Z при резании стали резцом с износом 0,9 мм по задней грани при подаче 0,2 мм/об и после ее выключения. После прекращения подачи из-за износа резца сохраняется большой натяг между РИ и поверхностью резания [5, 8]. Сила трения увлекает вершину резца в тангенциальном направлении, где происходит ее отрыв от поверхности резания к оси X и ее возврат в нейтральное положение по траектории, сильно вытянутой в направлении к оси X. Поскольку нет стабилизирующего воздействия со стороны стружки, амплитуда колебаний возрастает более чем в 4 раза. В этом случае движение резца не скользящее, а скачкообразное.

Таким образом, для оценки динамичности инструментального узла можно использовать анализ вибраций, записанных в момент быстрого освобождения РИ от внешних нагрузок. Анализ годографов в разных частотных диапазонах при известных собственных частотах конструкции позволяет определить причину появления нежелательных траекторий вершины РИ.

На рис. 7 (см. обложку) показаны годографы виброскоростей (в условных единицах) для четырех октавных частотных диапазонов, полученных при выходе РИ в паз при точении алюминиевого сплава с глубиной резания 4 мм. Видно, что формы колебаний вершины РИ для разных частот разные и имеют различную амплитуду. Годографы на рис. 7, *а* и *б* — самые нежелательные. Они вытянуты в горизонтальном направлении. Годограф на рис. 7, *в* вытянут в тангенциальном направлении и мало влияет на качество получаемой поверхности, а на рис. 7, *г* имеет относительно небольшой размах, поэтому не влияет на отклонение вершины.

Для определения размаха вибрационных смещений следует амплитуды виброскорости разделить на соответствующую частоту. В этом случае наибольшие радиальные смещения будут при колебаниях на частотах 0,5 и 1,0 кГц. Здесь основное влияние оказывают изгибные колебания державки резца в горизонтальной плоскости. В данном случае снизить вибрацию можно путем повышения жесткости державки по оси X. Высокочастотные колебания, как правило, имеют относительно небольшую амплитуду, но их высокая частота и соответствующая ей большая динамическая жесткость упругой системы делают их энергетически очень емкими. Их значение в процессе резания мало исследовано, поэтому актуальны задачи по определению рациональной амплитуды и направления относительно поверхности резания. Для решения данных задач можно использовать специальные программы, позволяющие по чертежам конструкции определять годографы вершины РИ при различных нагрузках в разных частотных диапазонах. Применяемые сегодня методы динамических испытаний с помощью вибраторов или динамометрических молотков проводятся без резания, поэтому не дают полной информации о характеристиках технологической системы.

Так как качество обработки определяется относительными колебаниями РИ и заготовки, то при близких податливостях заготовки и РИ следует учитывать и динамические показатели заготовки. Поскольку при точении заготовка вращается, то для регистрации ее вибрации при разгрузке РИ необходимо применять бесконтактные методы измерения, например телеметрические. Возможна регистрация вибраций и через подвижный контакт, но в этом случае необходимо учитывать помехи, обусловленные трением [9].

Разрабатывая стандартные условия испытаний, можно получать соответствующие характеристики для станков разных моделей, сравнивать их, устанавливать нормативы и определять направления модернизации конструкции.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бронштейн И. Н., Семендяев К. А.** Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. М.: Наука, 1986. 544 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.

3. **Козочкин М. П.** Особенности вибраций при резании материалов // СТИН. 2009. № 1. С. 29—35.

4. **Kozochkin M. P.** Vibration in cutting processes // Russian Engineering Research. 2009. 29(4). P. 428—432.

5. **Козочкин М. П., Солис Н. В.** Динамические явления при образовании стружки // Технология машиностроения. 2012. № 9. С. 11—16.

6. **Тихонов А. Н., Самарский А. А.** Уравнения математической физики. М.: Наука, 1999. 799 с.

7. **Козочкин М. П., Сабиров Ф. С.** Аттракторы при резании и перспективы их использования в диагностике // Измерительная техника. 2009. № 2. С. 37—41.

8. **Козочкин М. П., Миков И. Н., Ивлева Л. П.** Особенности динамики лезвийной обработки минералов // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2009. № 2. С. 308—314.

9. **Козочкин М. П., Смирнов В. В.** Экспериментальное исследование акустических явлений при трении твердых тел // Трение и износ. 1983. Т. 4. № 6. С. 991—994.

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 621.9.004.12

Н. М. РАСУЛОВ, д-р техн. наук (Азербайджанский технический университет, г. Баку), e-mail: nariman.rasulov@yahoo.com

Управление качеством изделия в процессе его изготовления

Приведены механизмы формирования и управление качеством машиностроительных изделий. Рассмотрены направления менеджмента качества и методы обеспечения эффективности применения технических средств.

Ключевые слова: качество, точность, эффективность, конструкция, затраты, срок службы.

Formation and quality control procedures of mechanical-engineering makes were given. Quality management tendencies and securing methods of effectiveness of hardware application were examined.

Keywords: quality, precision, effectiveness, design, expenses, life span.

Острая конкуренция производителей обусловливает необходимость в постоянном совершенствовании и повышении качества выпускаемых изделий. Поэтому на машиностроительных предприятиях для повышения качества выпускаемой продукции применяют стандарты по системам управления качеством ISO 9000.

Цель работы — определение направлений в управлении качеством выпускаемых изделий и повышение эффективности их эксплуатации.

Качество изделия — комплексное понятие [1], основы которого закладываются при проектировании изделия. Качество машины и ее составляющих — узлов, деталей, агрегатов, определяется конструктором в зависимости от их назначения и условий эксплуатации с учетом требований потребителя. Качество выпускаемой продукции должно соответствовать требованиям рынка, поэтому при создании изделия важно учитывать последние технические достижения. Минимальный планируемый срок выпуска изделия не должен превышать время до момента, когда оно морально устареет. Кроме того, в течение всего периода производства следует совершенствовать и повышать качество средств производства и систему управления качеством (рис. 1).

Еще до начала эксплуатации изделия нового поколения следует определять его экономическую эффективность при эксплуатации.

Конструктивное управление качеством. Производственный процесс должен обеспечивать все требования проекта [1, 2]. При отклонении от предусмотренных в проекте значений показателей качества данной продукции изделие считается бракованным.

Обобщенным показателем качества выпускаемой продукции является ее срок службы (ресурс), который позволяет объективно оценить целесообразность производства и эффективность эксплуатации данного изделия. Важным показателем являются и суммарные расходы на его эксплуатацию.

Таким образом, проектное качество технического изделия в полной мере можно оценить тремя показателями: сроком службы, производственными и эксплуатационными расходами.

На рис. 2 показан пример оптимизации качества изделия по изменению показателей качества: производственных (C_1), эксплуатационных (C_2), транспортных (C_3) и суммарных (C_Σ) расходов, срока службы (F), в зависимости от отклонения Δ значимого конструктивного параметра изделия [2, 3]. Чем выше качество изделия, тем больше производственные расходы, но меньше эксплуатационные. Срок службы изделия во многом зависит от его качества, и в частности, от отклонений при изготовлении от заданных конструктивных параметров. Для оптимизации показателей качества строят зависимости $F(\Delta)$ и $C_\Sigma(\Delta)$. Если они пересекаются в

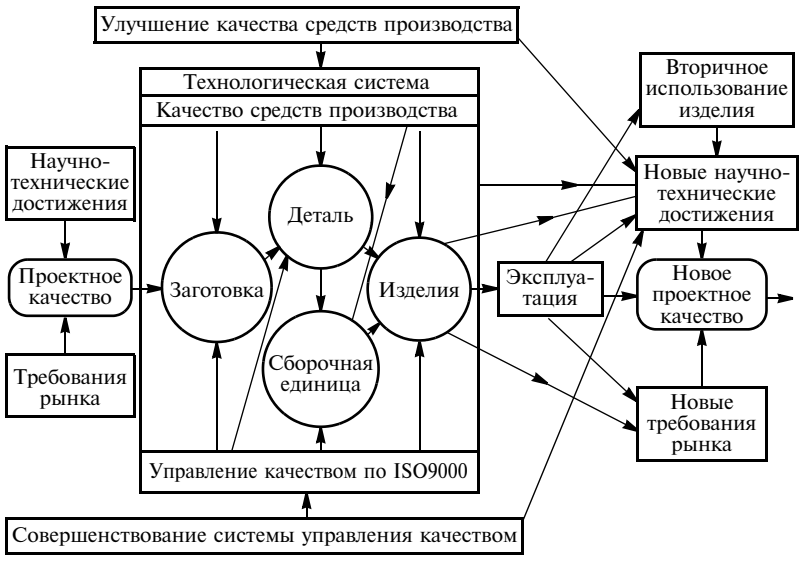


Рис. 1. Схема формирования и управления качеством изделия

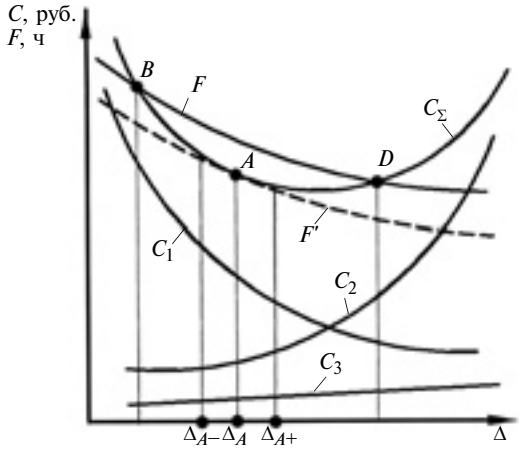


Рис. 2. Зависимости изменения производственных (C_1), эксплуатационных (C_2), транспортных (C_3) и суммарных (C_Σ) расходов, а также ресурса F изделия от значимого конструктивного параметра Δ

двух точках (см. рис. 2, точки B и D) или не пересекаются совсем, зависимость $F(\Delta)$ перемещают так, чтобы получить одну общую точку с зависимостью $C_\Sigma(\Delta)$ [см. рис. 2, зависимость $F'(\Delta)$]. Точка пересечения (в данном случае точка A) определяет оптимальные значения Δ и C_Σ. Следовательно, при конструировании изделия значения Δ должны находиться в области Δ_A, т. е. в интервале от Δ_{A-} до Δ_{A+}. Таким образом, еще на этапе проектирования закладывается оптимальное качество изделия.

Технологическое управление качеством. Действительные значения показателей качества изделия зависят от качества заготовок, технологии, особенностей производства деталей и качества сборки (см. рис. 1). При этом решающим является качество средств производства [2]. Поэтому для эффективного управления качеством выпускаемого изделия необходимо постоянное повышение качества средств производства, что обусловливает обязательную реализацию требований стандартов ISO 9000.

Основными технологическими параметрами, определяющими качество изготовления детали, являются точность ее размеров, точность форм и расположения поверхностей.

В качестве средств оценки точности размера используют кривые рассеяния действительного размера, которые в значительной степени зависят от способа обработки. В машиностроительном производстве вероятность распределения действительного размера часто подчиняется закону распределения Гаусса [1, 2], т. е. нормальному распределению $y = f(x)$, которое сложнее, чем, например, равновероятное и треугольное распределения. Поэтому в технологическом управлении качеством изделия будем рассматривать этот закон, т. е. его параметры: математическое ожидание и среднеквадратическое отклонение (СКО) σ случайной величины x (рис. 3).

Пусть конструктивным параметром, определяющим качество изделия, является зазор Δ между сопрягаемыми деталями. Лучшие эксплуатационные показатели изделия обеспечиваются при $\Delta \to 0$. Однако технология изготовления деталей и их сборка предусматривают поле допуска T с центром x_a рассеяния параметра Δ. В первом приближении принимаем $T = 6\sigma$ (см. рис. 3, σ_1).

Считается, что уменьшение значений СКО σ обусловливает повышение точности изделия при изготовлении. Однако как показано ниже, повышение таким способом точности не является достаточным для повышения эксплуатационных показателей — качества изделия, т. е. среднего ресурса, так как теоретический средний срок службы изделия не меняется (если принять линейную зависимость между точностью и эксплуатационным показателем) или даже снижается (если принять экспоненциальную зависимость, что показали теоретические исследования). Допустим, значимый конструктивный параметр первоначально имел рассеяние σ_1. После проведения некоторых мероприятий по повышению точности обработки получили рассеяние σ_2, причем $\sigma_2 < \sigma_1$, а координаты центров рассеяний совпадают: $a = x_a$. Тогда количество изделий с низким качеством — площадь S_1 на рис. 3, ограниченная кривой σ_1, осью симметрии и осью абсцисс, заменяется изделиями с более высоким качеством — площадь S_2. ограниченная кривой σ_1, осью симметрии и осью абсцисс. S_1 и S_2 формируются в интервалах $[x_1, \infty]$ и $[x_a, x_1]$. Используя закон Гаусса $y = f(x)$ [1, 2], определим их значения:

$$S_1 = (S_0 + S_1) - S_0 = \frac{1}{\sigma_1\sqrt{2\pi}} \int_{x_a}^{\infty} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_1^2}} dx -$$

$$- \frac{1}{\sigma_1\sqrt{2\pi}} \int_{x_a}^{X_1} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_1^2}} dx - \frac{1}{\sigma_2\sqrt{2\pi}} \int_{X_1}^{\infty} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_2^2}} dx,$$

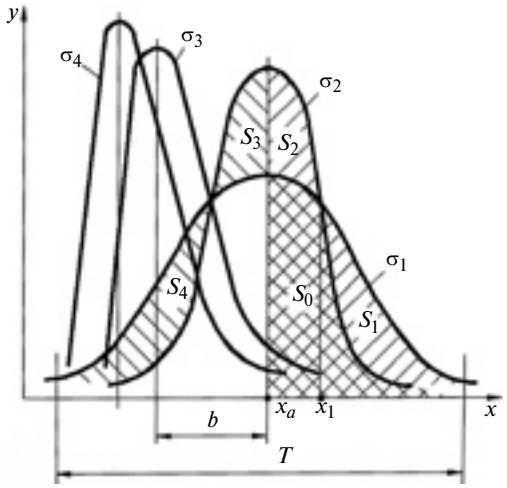


Рис. 3. Варианты кривых рассеяния значимого параметра как случайной величины x

где первое слагаемое есть 1/2 площади, находящейся между кривой Гаусса (кривая σ_1) и осью абсцисс, т. е. функция Лапласа: $0{,}5\Phi(z) = 0{,}5$ [1, 2].

Тогда

$$S_1 = 0{,}5 - \frac{1}{\sigma_1\sqrt{2\pi}}\int_{x_a}^{X_1} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_1^2}}\,dx - \frac{1}{\sigma_2\sqrt{2\pi}}\int_{X_1}^{\infty} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_2^2}}\,dx.$$

Аналогично получим:

$$S_2 = 0{,}5 - \frac{1}{\sigma_1\sqrt{2\pi}}\int_{x_a}^{X_1} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_1^2}}\,dx - \frac{1}{\sigma_2\sqrt{2\pi}}\int_{X_1}^{\infty} e^{-\frac{(x-x_a)^2}{2\sigma_2^2}}\,dx.$$

Следовательно, $S_1 = S_2$.

Данные рассуждения справедливы и для интервала $[-\infty, x_a]$, т. е. $S_3 = S_4$. Однако в данном случае часть изделий (площадь S_4) с более высоким качеством заменяются частью изделий (площадь S_3) с низким качеством. Соответственно эксплуатационные показатели снижаются, так как $S_1 = S_2 = S_3 = S_4$.

Таким образом, при неизменном центре группирования аргумента ($a = x_a = \text{const}$) повышение точности размера — уменьшение значения σ, не улучшает эксплуатационные показатели изделия.

Однако согласно требованиям ISO 9000 на всех этапах изготовления изделия проводят соответствующие мероприятия по обеспечению качества, близкого к верхним пределам соответствующих показателей качества. Поэтому при соблюдении требований стандартов ISO 9000 центр рассеяния смещается в сторону высокой точности (см. рис. 3, кривые σ_3 и σ_4). Таким образом, повышение точности изделия можно оценить коэффициентом смещения центра рассеяния — коэффициентом $K_Р$ Расулова, который определяется как отношение расстояния b между центром распределения действительных размеров и центром конструкторского допуска к половине поля допуска ($T/2$): $K_Р = 2b/T$.

Если действительные размеры находятся в пределах поля допуска T, $K_Р$ теоретически может изменяться в интервале $[-1, 1]$. При $K_Р < 0$ эксплуатационные качественные показатели ухудшаются (смещение в отрицательном направлении). При $K_Р \to 1$ и $K_Р \to -1$ интервал рассеяния действительных размеров приближается к нулю. Поэтому $K_Р \neq 0$, т. е. $-1 < K_Р < 1$. Высокие эксплуатационные показатели качества изделия, т. е. относительно высокая надежность, обеспечиваются условием $0{,}5 < K_Р < 1$.

Известно, что стремление получить значимый конструктивный размер, близкий к верхнему (или нижнему) пределу, определяется рассеянием его значений согласно закону Шарля (см. рис. 3, кривые σ_3 и σ_4). При этом условия, обеспечивающие $K_Р \to 1$, улучшаются, т. е. повышается возможность получения изделия улучшенного качества.

Качество и эффективность использования изделия. Качество изделия определяет его эффективность использования и наоборот — высокая эффективность использования изделия подтверждает его высокое качество. Повышение эффективности технического средства должно основываться на глубоком изучении связей производственных и эксплуатационных факторов, а также на возможности управления ими на определенных этапах его создания. Такие связи определяются зависимостями между показателями качества изделия, расходами на его производство и сроком службы.

Эффективность обработки поверхностей — понятие относительное. Данный показатель позволяет определить целесообразность применения выбранного способа обработки и целенаправленно управлять качеством производства.

Эффективность использования технического средства — понятие комплексное и учитывает особенности формирования и эксплуатации получаемых поверхностей.

В качестве критерия эффективности изделия можно использовать отношение общих расходов C_Σ на его использование к его ресурсу F (срок службы) [4]. Таким образом, использование изделия считается эффективным, если удельный расход $C_у$ минимален (см. рис. 2, точка A):

$$C_у = C_\Sigma/F \to \min. \qquad (1)$$

Общие расходы на использование изделия определяются формулой

$$C_\Sigma = C_1 + C_2 + C_3 - C_4,$$

где $C_1 \div C_3$ — отдельные расходы при использовании изделия; C_4 — прибыль от повторного использования списанного изделия с учетом расходов на его переработку и транспортировку.

Из множества вариантов обработки поверхностей детали устанавливают оптимальный способ для конкретных условий производства и эксплуатации изделия. Для комплексной оценки и выбора наиболее эффективного варианта обработки (например из двух) можно использовать коэффициент относительной эффективности:

$$K_э = \frac{F_1[t'_{шк}(a'_1 + a'_2) + t'_о a'_3](1 + K'_1 + K'_2)}{F_2[t_{шк}(a_1 + a_2) + t_о a_3](1 + K_1 + K_2)}, \qquad (2)$$

где F_1 и F_2 — ресурсы деталей, обработанных соответственно по вариантам 1 (кривая σ_3) и 2 (кривая σ_4); $t_{шк}$, $t'_{шк}$ и $t_о$, $t'_о$ — штучно-калькуляционное и основное время операций соответственно для вариантов 1 и 2; $a_1 \div a_3$ и $a'_1 \div a'_3$ — стоимости эксплуатации оборудования, оснастки и инструмента в единицу времени (с учетом заработной платы) для вариантов 1 и 2; $K'_1 = c_т/c$; $K'_1 = c'_т/c'$; $K_2 = c_э/c$; $K'_2 = c'_э/c'$ — приведенные коэффици-

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

УДК 539.3

В. Г. ЦЫСС, Л. Я. ДЕРЯБИНА, А. М. ЛЮБЫХ, М. Ю. СЕРГАЕВА (Омский ГТУ), e-mail: mjsergaewa@yandex.ru

Система сейсмоизоляции шаровых резервуаров для хранения жидких углеводородов

Представлен динамический расчет резинометаллического амортизатора сейсмоизолирующей опоры шарового резервуара, применение которого снижает сдвигающие нагрузки и изгибающие моменты в 1,5—2 раза, что уменьшает вероятность их разрушения.

Ключевые слова: амортизатор, сейсмоизолирующая опора, шаровой резервуар, метод конечных элементов, расчет.

The dynamical analysis of rubber-metal shock-absorber of seismic-proof cradle of spherical vessel was presented. Application of this design decreases shearing loads and bending moments by factor of 1,5—2. It reduces probability of their breakup.

Keywords: shock-absorber, seismic-proof cradle, spherical vessel, finite element method, design.

К сооружениям, защищаемым от сейсмических нагрузок, относятся сооружения нефтегазовой промышленности. Для этого в ответственных конструкциях в качестве устройств сейсмоизоляции используют резинометаллические сейсмоизолирующие опоры (РМСО), как правило, трех видов: из чередующихся металлических листов и слоев резины; с металлическими сердечниками в центре, которые играют роль демпферов; с демпферами из резины.

Для того чтобы исключить просадку сооружения под нагрузкой, РМСО выполняют жесткими в вертикальном направлении и податливыми по горизонтали. При этом для обеспечения упругого бокового перемещения они должны иметь малую жесткость в горизонтальном направлении.

К достоинствам РМСО можно отнести: простоту конструкции и изготовления; легкость подбора требуемых механических свойств путем изменения числа и толщины составных элементов; обеспечение значительного затухания колебаний и снижение более чем в 2 раза периода собственных колебаний [1]. Недостатки РМСО: чувствительность к низким и высоким температурам, а также высокая собственная частота колебаний; небольшой срок службы из-за быстрого старения полимеров; высокая стоимость.

Цель настоящей работы — разработка и исследования РМСО для сейсмической защиты шаровых резервуаров объемом 2000 м^3 (рис. 1), исполь-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 83)

енты внезаводских расходов на транспорт и эксплуатацию (здесь c, $c_т$, $c_э$, c', $c'_т$, $c'_э$ — соответственно стоимость изготовления, затраты на транспорт и эксплуатацию изделия для вариантов 1 и 2).

Установлено, что при $K_э > 1$ более эффективен вариант 1 обработки; при $K_э < 1$ — вариант 2, а при $K_э = 1$ оба варианта равноценны.

При выводе формулы (2) были сделаны следующие допущения: ресурс детали определяется поверхностью, прошедшей обработку, для которой коэффициент $K_э$ рассчитывается по формуле (2); неучтенные в формуле (2) составляющие технологических затрат для вариантов 1 и 2 одинаковы.

Используя аналитические зависимости (1) и (2), можно создавать технические устройства оптимального качества с высокой эффективностью использования. Для обеспечения оптимального качества выпускаемой продукции рекомендуется применять способ, представленный на рис. 2. В целях повышения эксплуатационного качества изделия можно изменить положение центра рассеяния значимого параметра. Для эффективного управления качеством изделия необходимо постоянно повышать качество средств производства и осуществлять необходимые мероприятия по повышению качества выпускаемой продукции с учетом особенностей данного производства и конструкции изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Технология** машиностроения / В. М. Бурцев, А. С. Васильев, А. М. Дальский и др. Под ред. А. М. Дальского. Т. 1 и 2. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. 564 с. и 640 с.

2. **Суслов А. Г., Дальский А. М.** Научные основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2002. 640 с.

3. **Биргер И. А., Шорр Б. Ф., Иосилевич Г. Б.** Расчет на прочность деталей машин. М.: Машиностроение, 1993. 640 с.

4. **Расулов Н. М.** Технология машиностроения. Повышение эффективности обработки сложных поверхностей вращения. Баку: Элм, 1997. 134 с.

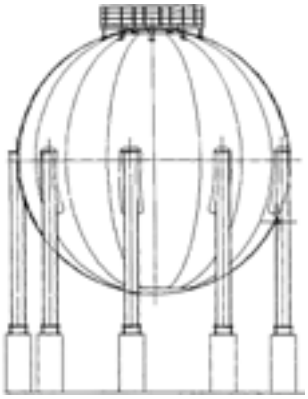


Рис. 1. Шаровой резервуар для хранения сжиженных углеводородных газов

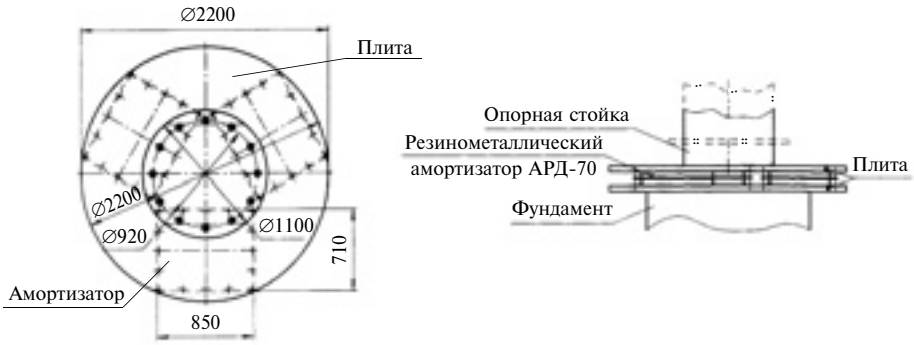


Рис. 2. Схема расположения РМСО

зуемых для хранения сжиженных углеводородных газов.

Резервуар крепится на девяти опорных стойках диметром 820 мм, которые опираются на фундамент через РМСО (рис. 2). Сейсмоизолирующая опора шарового резервуара включает в себя три резинометаллических амортизатора, каждый из которых состоит из двух последовательно соединенных резинометаллических элементов (рис. 3).

Амортизатор должен обеспечивать работоспособность системы при статической нагрузке сжатия не более 3042,5 кН (при заполненном резервуаре), приходящейся на одну сейсмоизолирующую опору и равномерно распределенной между тремя амортизаторами одной РМСО. При незаполненном резервуаре статическая нагрузка сжатия на одну сейсмоизолирующую опору составляет не более 413,1 кН. При этом статические жесткости амортизатора составляют: по оси Z (сжатие) не менее $1{,}36 \cdot 10^8$ Н/м; по оси $X(Y)$ (сдвиг) — $1{,}3 \cdot 10^7$ Н/м. Перемещение амортизатора по оси Z под действием статической нагрузки должно составлять $5{,}5 \pm 2{,}0$ мм. Расчетная схема опорной конструкции шарового резервуара приведена на рис. 4 (сейсмическое воздействие на резервуар — по оси X).

Для снижения нагрузок на фундамент использовали РМСО со следующими механическими параметрами: жесткость на сжатие $C_P = 0{,}6 \cdot 10^9$ Н/м; жесткость на сдвиг $C_G = 133{,}4 \cdot 10^9$ Н/м; жесткость на изгиб $C_B = 0{,}14 \cdot 10^9$ Н · м/рад; жесткость на кручение $C_Z = 0{,}134 \cdot 10^9$ Н · м/рад; сжатие опоры $a_Z = 0{,}51$ мм.

На рис. 5 (см. обложку) представлена расчетная модель РМСО из трех резинометаллических амортизаторов, которые состоят из двух стальных пластин 850 × 710 мм толщиной 5 мм и резинового слоя между ними. Механические показатели металлических пластин соответствуют показателям стали Ст3, а механические показатели резиновой смеси приведены ниже:

Модуль упругости, Па	$8{,}5 \cdot 10^6$
Коэффициент Пуассона	0,49
Модуль сдвига, Па	$1{,}3 \cdot 10^6$
Удельный вес, кг/м^3	1000
Предел прочности при растяжении, Па	1,996
Условное напряжение при 300 %-ом удлинении, МПа	12,85
Относительное удлинение при разрыве, %	450
Твердость по Шору	72
Прочность связи металл—резина, МПа	7,3

Нагрузки, действующие на фундамент (при нормальных условиях эксплуатации и сейсмическом воздействии в 8 баллов) рассчитывали с помощью программы SCAD (табл. 1) [2]. При анализе динамических характеристик РСМО в качестве математической модели использовали одномассовый осциллятор, в качестве задающего движения — реаль-

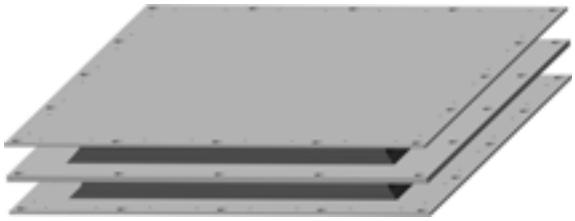


Рис. 3. Резинометаллический амортизатор

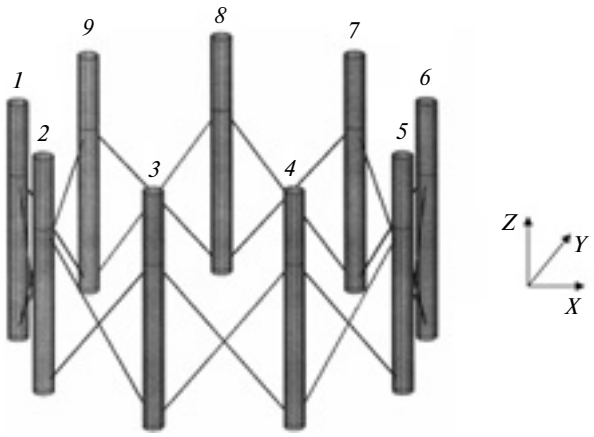


Рис. 4. Расчетная схема опорной конструкции шарового резервуара (*1÷9* — номера опор)

Таблица 1

Нагрузки, действующие на опоры фундамента с РМСО

Номер опоры (см. рис. 4)	F_x, кН	F_y, кН	F_z, кН	M_x, кН · м	M_y, кН · м	M_z, кН · м
1	555,29	0	3361,28	0	1624,41	0
2	817,03	−310,88	2910,0	−665,18	1075,93	0,65
3	1168,8	−105,54	1767,91	−256,0	328,45	1,01
4	1026,99	−277,94	469,18	537,62	593,66	0,88
5	623,42	−205,34	−378,69	409,18	1407,35	0,34
6	623,42	−205,34	−378,69	409,18	1407,35	0,34
7	1026,99	−277,94	469,16	537,62	593,66	0,88
8	1168,8	−105,54	1767,91	−256,0	328,45	1,01
9	817,03	−310,88	2910,0	−665,18	1075,93	0,65

Таблица 2

Расчетные нагрузки, действующие на опоры фундамента при отсутствии РМСО

Номер опоры (см. рис. 4)	F_x, кН	F_y, кН	F_z, кН	M_x, кН · м	M_y, кН · м	M_z, кН · м
1	479,58	0	3386,83	0	3509,63	0
2	937,68	−540,4	2929,43	−1059,61	2654,12	1,28
3	1550,81	−175,6	1772,22	−455,18	1471,49	1,98
4	1294,03	497,81	456,69	766,91	1834,04	1,73
5	579,66	364,8	−402,65	604,45	3052,08	0,67
6	579,66	364,8	−402,65	604,45	3052,08	0,67
7	1294,03	497,81	456,69	766,91	1834,04	1,73
8	1550,31	−175,6	1772,22	—455,18	1471,49	1,98
9	937,68	−540,4	2929,43	−1059,61	2654,12	1,28

ную акселерограмму землетрясения Loma Prieta'89 (рис. 6, см. обложку).

Расчет динамической нагрузки на резинометаллический амортизатор выполняли методом конечных элементов в программе ANSYS 11 [3] (рис. 7, см. обложку). При моделировании использовали трехмерные восьмиузловые конечные элементы SOLID 45, при моделировании контактной пары — элементы CONTACT 171. В качестве граничных условий приняты перемещения нижней пластины. Модель нагружали ускорением в направлении наибольшей стороны пластины амортизатора. Максимальная амплитуда ускорения 0,49 м/с^2, продолжительность воздействия 39,085 с. Результаты динамического расчета РМСО приведены на рис. 8, 9 (см. обложку), 10, 11.

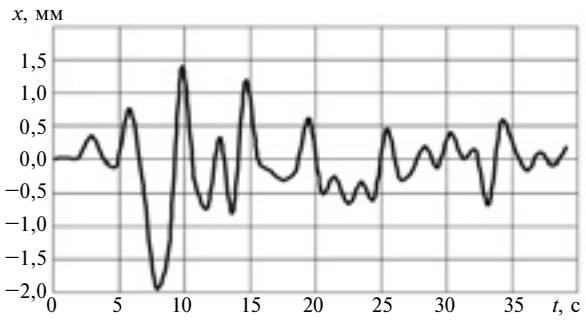


Рис. 10. Перемещения изолируемого объекта в текущем времени

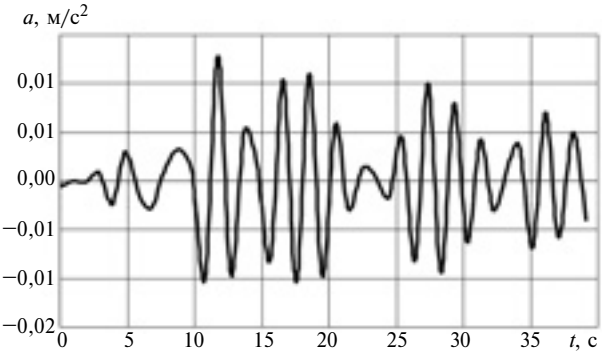


Рис. 11. Ускорения изолируемого объекта в текущем времени

Для оценки эффективности РМСО в системах сейсмоизоляции шаровых резервуаров рассчитаны усилия, возникающие в опорах при отсутствии РМСО (табл. 2). Сравнительный анализ данных табл. 1 и 2 показал, что при использовании РМСО изгибающие моменты в основании опорных стоек уменьшаются более чем в 2 раза, а сдвигающие нагрузки — примерно в 1,5 раза.

Таким образом, при использовании в конструкции фундамента системы сейсмоизоляции шаровых резервуаров резинометаллических сейсмоизолирующих опор сдвигающие нагрузки и изгибающие моменты снижаются в опорах в 1,5—2 раза, что уменьшает вероятность их разрушения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Базилевский С. В.** Резинометаллические сейсмоизолирующие опоры. М.: ВНИИИС, 1983. Сер. 14. Вып. 4. С. 6—9.

2. **SCAD OFFICE.** Вычислительный комплекс SCAD. М.: Ассоциация строительных вузов, 2004. 590 с.

3. **APDL Programmer's Guide.** ANSYS Releas 11.0. Documentation. Canonsburg: ANSYS Inc.