Ve718.fm Page 1 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

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)

7

2018

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

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

Адрес редакции:

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

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

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

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

Ve718.fm Page 2 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Афонин С. М. — Передаточные функции и структурно-параметрические модели электромагнитоупругих актюаторов нано- и микроперемещений для мехатронных систем . . . 3

Нижегородов А. И. — Использование объемной упругости рукавов высокого давления при их динамических испытаниях . . . 9

Яхненко М. С., Бобарика И. О., Демидов А. И. — Методика определения собственных частот колебаний трубопровода с помощью ударного отклика сборной конструкции . . . 14

Гусев В. Г., Савина Е. С. — Проектирование процессов обработки сложных пространственных поверхностей на станках с ЧПУ в CAM-системе ESPRIT . . . 19

Муфтеев В. Г., Зиатдинов Р. А. — Функциональность и эстетичность кривых линий в промышленном дизайне: многокритериальный подход к оценке качества форм в CAD-системах будущего . . . 23

Гизатуллин Ф. А., Салихов Р. М., Ситников Р. П. — Двухканальная емкостная система зажигания с транзисторным преобразователем для ГТД наземного применения . . . 28

Ахмедпашаев М. М., Ахмедпашаев М. У., Бегов Ж. Б. — Расчет полного ресурса рабочих деталей погружных насосов . . . 31

Глебов А. О., Карпов С. В., Карпушкин С. В. — Методика расчета температурных полей электрических спиральных нагревателей с использованием стационарных адиабатических поверхностей . . . 34

Сахвадзе Г. Ж., Кавтарадзе Р. З., Никабадзе М. У. — Использование метода собственных деформаций при моделировании технологий однократной и многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов . . . 41

Ямпольский Д. З., Ванаев В. С. — Анализ методики испытаний электрических машин с целью определения энергии удара . . . 47

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Кабалдин Ю. Г., Шатагин Д. А., Киселев А. В., Желонкин М. В., Головин А. А. — Концепция интеллектуального построения маршрута беспилотных транспортных средств с использованием облачных технологий и дополненной реальности в условиях Арктики и Крайнего Севера . . . 55

Долгов В. А., Кабанов А. А., Подкидышев А. А., Дацюк И. В. — Экспертно-аналитический метод определения технологического оборудования при проектировании многономенклатурных машиностроительных предприятий . . . 58

Гадалов В. Н., Емельянов С. Г., Ворначева И. В., Макарова И. А., Филатов Е. А. — Пути повышения работоспособности оснастки и инструмента штампового оборудования . . . 63

Еремин Е. Н., Лосев А. С., Бородихин С. А., Маталасова А. Е., Пономарев И. А. — Порошковая проволока для наплавки коррозионно-стойкой и износостойкой стали . . . 66

Путырский С. В., Яковлев А. Л., Ночовная Н. А. — Преимущества и применение высокопрочных титановых сплавов и перспективные направления при разработке новых . . . 68

Пашаев А. М., Джанахмедов А. Х., Алиев А. А. — Оценка статической прочности лакокрасочного покрытия обшивки самолета . . . 72

Албагачиев А. Ю., Краско А. С., Страмцова Е. С. — Оптимизация режимов резания при высокоскоростном точении жаропрочного сплава ХН77ТЮ . . . 75

Проблемы теории и практики резания материалов

Морозов А. В. — Влияние параметров режущих и прерывающих участков дискретных абразивных сегментов на температуру в зоне плоского торцевого шлифования . . . 79

Большаков А. Н. — Серия статей по теории прерывистого резания. 6. Теория некоторых законов процесса входа режущего клина в заготовку . . . 84

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Afonin S. M. — Transfer functions and structural-parametric models of electromagnetoelastic actuators of nano- and microdisplacements for mechatronic systems 3

Nizhegorodov A. I. — Use of volumetric elasticity of high-pressure hoses during their dynamic tests 9

Yakhnenko M. S., Bobarika I. O., Demidov A. I. — Methodic for determining of eigenfrequencies of pipeline oscillations using shock response of a prefabricated structure 14

Gusev V. G., Savina E. S. — Design of processes for machining of complex spatial surfaces on CNC machines in ESPRIT CAM system 19

Mufteev V. G., Ziatdinov R. A. — Functionality and aesthetics of curved lines in industrial design: a multi-criteria approach to assessing the quality of forms in CAD systems of the future 23

Gizatullin F. A., Salikhov R. M., Sitnikov R. P. — Two-channel capacitive ignition system with a transistor converter for gas turbines for terrestrial applications 28

Akhmedpashaev M. M., Akhmedpashaev M. U., Begov Zh. B. — Calculation of total life of working parts of submersible pumps 31

Glebov A. O., Karpov S. V., Karpushkin S. V. — Analysis methodic for temperature fields of electric spiral heaters using stationary adiabatic surfaces 34

Sakhvadze G. Zh., Kavtaradze R. Z., Nikabadze M. U. — Use of internal deformations method in simulation of single and multiple laser-shock-wave processing of materials 41

Yampol'skiy D. Z., Vanaev V. S. — Analysis of test procedure of electrical machines for the purpose of determining the impact energy 47

MANUFACTURING ENGINEERING

Kabaldin Yu. G., Shatagin D. A., Kiselev A. V., Zhelonkin M. V., Golovin A. A. — Concept of intelligent construction of unmanned vehicles route using cloud technologies and augmented reality in the Arctic and the Far North conditions 55

Dolgov V. A., Kabanov A. A., Podkidyshev A. A., Datsyuk I. V. — Expert-analytical method of determining technological equipment in design of multi-nomenclature machine-building enterprises 58

Gadalov V. N., Emel'yanov S. G., Vornacheva I. V., Makarova I. A., Filatov E. A. — Ways to improve the working capacity of tooling and tools for die equipment 63

Eremin E. N., Losev A. S., Borodikhin S. A., Matalasova A. E., Ponomarev I. A. — Flux-cored wire for surfacing corrosion-resistant and wear-resistant steel 66

Putyrskiy S. V., Yakovlev A. L., Nochovnaya N. A. — Advantages and application of high-strength titanium alloys and perspective directions in development of new ones 68

Pashaev A. M., Dzhanakhmedov A. Kh., Aliev A. A. — Static strength evaluation of paint coating of aircraft skin 72

Albagachiev A. Yu., Krasko A. S., Stramtsova E. S. — Optimization of cutting modes for high-speed turning of "ХН77ТЮ" high-temperature alloy 75

Problems of theory and practice of materials cutting

Morozov A. V. — Influence of parameters of cutting and interrupting sections of discrete abrasive segments on temperature in zone of flat face grinding 79

Bol'shakov A. N. — A series of articles on theory of interrupted cutting. 6. Theory of some laws of process of entering a cutting wedge into a billet 84

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

Сдано в набор 25.05.2018. Подписано в печать 19.06.2018.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

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

Ve718.fm Page 3 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК (534.232:62-503).001.57

С. М. АФОНИН, канд. техн. наук (МИЭТ), e-mail: eduems@mail.ru

Передаточные функции и структурно-параметрические модели электромагнитоупругих актюаторов нано- и микроперемещений для мехатронных систем

На основании решения волнового уравнения построена обобщенная структурно-параметрическая модель электромагнитоупругого актюатора, получены его передаточные функции для мехатронных систем. Определено влияние геометрических и физических параметров, а также внешней нагрузки на его статические и динамические характеристики в системе управления.

Ключевые слова: передаточная функция, структурно-параметрическая модель, электромагнитоупругий актюатор, деформация, продольный, поперечный и сдвиговый пьезоэффекты, пьезоактюатор.

Based on the solution of the wave equation, the generalized structural-parametric model of the electromagnetoelastic actuator is constructed, and its transfer functions for mechatronic systems are obtained. The influence of geometric and physical parameters, as well as the external load, on its static and dynamic characteristics in the control system, is determined.

Keywords: transfer function, structural-parametric model, electromagnetoelastic actuator, deformation, longitudinal, transverse and shear piezoelectric effects, piezoactuator.

Применение электромагнитоупругих актюаторов, работающих на основе электромагнитоупругости (пьезоэлектрического, пьезомагнитного, электрострикционного, магнитострикционного эффектов), перспективно в оборудовании нанотехнологии, нанобиологии, энергетики, микроэлектроники и адаптивной оптики для прецизионного совмещения, компенсации температурных и гравитационных деформаций, а также атмосферной турбулентности путем коррекции волнового фронта. Пьезоактюатор (ПА) — пьезомеханическое устройство, предназначенное для приведения в действие механизмов, систем или управления ими на основе пьезоэлектрического эффекта, преобразовывает электрические сигналы в механическое перемещение и силу [1—8].

В статье решается задача построения структурно-параметрической модели и передаточных функций электромагнитоупругих актюаторов для мехатронных систем в отличие от использования электрических эквивалентных схем пьезопреобразователей [9—11]. Эквивалентные схемы пьезопреобразователей применяются для расчета пьезоизлучателей и пьезоприемников.

Решение волнового уравнения с учетом соответствующего уравнения электромагнитоупругости, граничных условий на двух нагруженных рабочих поверхностях актюатора позволяет построить структурно-параметрическую модель электромагнитоупругого актюатора, на основе которой могут быть получены его передаточные функции.

Точные электромеханические приводы с ПА применяются в мехатронных системах, используемых в оборудовании перечисленных выше отраслей. ПА работает на основе обратного пьезоэффекта, при котором результат перемещения достигается после приложения электрического напряжения вследствие деформации ПА в диапазоне от единиц нанометров до сотен микрометров с погрешностью в пределах десятых долей нанометра. Применением многослойного ПА для нано- и микроманипуляторов достигается увеличение диапазона привода до сотен микрометров. ПА из пьезокерамики марок ЦТС или PZT на основе цирконата и титаната свинца с высокими значениями пьезомодулей используются в прецизионных приводах электромеханических систем нано- и микроперемещений. ПА изготовляют из пьезокерамики марок ЦТС-19, ЦТС-21, ЦТС-23, ЦТС-26Ц, ЦТС-36, НЦТС-1, ЦТБС-3, ЦТБС-7, ЦТС-42, ЦТС-43, ЦТС-46, ЦТС-47, ЦТС-48, ПКР-7, ПКР-7М или PZT-4, PZT-5H [1—20].

Деформация ПА соответствует его напряженному состоянию: при создании в пьезоактюаторе механического напряжения T в нем возникает деформация S. Существуют 6 компонент напряжений: T_1, T_2, T_3, T_4, T_5, T_6, из них T_1—T_3 относятся к напряжениям растяжения—сжатия, T_4—T_6 — к напряжениям сдвига. Матричные уравнения состояния [11, 16], связывающие электрические и упругие

Ve718.fm Page 4 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

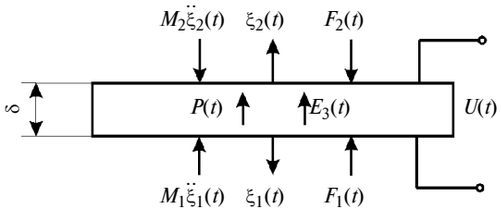


Рис. 1. Условное обозначение пьезоактюатора при продольном пьезоэффекте

переменные для поляризованной пьезокерамики, имеют вид:

$$\mathbf{D} = \mathbf{dT} + \varepsilon^T\mathbf{E}, \quad (1)$$

$$\mathbf{S} = \mathbf{s}^E\mathbf{T} + \mathbf{d}^t\mathbf{E}, \quad (2)$$

где уравнение (1) описывает прямой пьезоэффект, а уравнение (2) — обратный; **D** — матрица-столбец электрической индукции по координатным осям; **S** — матрица-столбец относительных деформаций; **d** — матрица пьезоэлектрических модулей; $\mathbf{d}^t$ — транспонированная матрица пьезоэлектрических модулей; **T** — матрица-столбец механических напряжений; $\boldsymbol{\varepsilon}^T$ — матрица диэлектрических проницаемостей при T = const; **E** — матрица-столбец напряженности электрического поля по координатным осям m; $\mathbf{s}^E$ — матрица упругой податливости при E = const.

Направление оси P поляризации, т. е. направление, по которому проведена поляризация ПА, для продольного и поперечного пьезоэффектов, как правило, принимают за направление оси 3.

Уравнение электромагнитоупругости [11] имеет общий вид:

$$S_i = s_{ij}^{E,H,\theta}T_j + d_{mi}^{H,\theta}E_m + d_{mi}^{E,\theta}H_m + \alpha_i^{E,H}\Delta\theta. \quad (3)$$

В формуле (3) S_i — относительная деформация по оси i; $s_{ij}^{E,H,\theta}$ — упругая податливость при E = = const, H = const, θ = const; T_j — механическое напряжение по оси j; $d_{mi}^{H,\theta}$ — пьезомодуль; E_m — напряженность электрического поля по оси m; $d_{mi}^{E,\theta}$ — коэффициент магнитострикции; H_m — напряженность магнитного поля по оси m; $\alpha_i^{E,H}$ — коэффициент теплового расширения; $\Delta\theta$ — изменение температуры; i, j = 1, 2, ..., 6; m = 1, 2, 3.

Пьезоактюатор на рис. 1 при продольном пьезоэффекте представляет собой пьезопластину толщиной δ с электродами, нанесенными на грани, перпендикулярные оси 3, площадь которых равна S_0. Для составления структурно-параметрической модели ПА с управлением по напряжению решим совместно волновое уравнение, уравнение обратного продольного пьезоэффекта и уравнения сил на гранях ПА.

При расчете ПА используется волновое уравнение [11—17], описывающее распространение волны в длинной линии с затуханием без искажений:

$$\frac{1}{(c^E)^2}\frac{\partial^2\xi(x,t)}{\partial t^2} + \frac{2\alpha}{c^E}\frac{\partial\xi(x,t)}{\partial t} + \alpha^2\xi(x,t) = \frac{\partial^2\xi(x,t)}{\partial x^2}, \quad (4)$$

где c^E — скорость распространения упругой волны при E = const; α — коэффициент затухания колебаний из-за рассеяния энергии на тепловые потери при распространении волны в ПА.

С помощью преобразования Лапласа [12] исходная задача для уравнения с частными производными гиперболического типа — волнового уравнения (4), сводится к более простой задаче для линейного обыкновенного дифференциального уравнения с параметром преобразования p. Применим к волновому уравнению (4) преобразование Лапласа, полагая начальные условия нулевыми:

$$\frac{\mathrm{d}^2\Xi(x,p)}{\mathrm{d}x^2} - \left[\frac{1}{(c^E)^2}p^2 + \frac{2\alpha}{c^E}p + \alpha^2\right]\Xi(x,p) = 0, \quad (5)$$

решением которого будет функция

$$\Xi(x,p) = C\mathrm{e}^{-x\gamma} + B\mathrm{e}^{x\gamma}, \quad (6)$$

где $\Xi(x, p)$ — преобразование Лапласа смещения сечения ПА; $\gamma = p/c^E + \alpha$ — коэффициент распространения.

Определим постоянные C и B в формуле (6) из граничных условий:

$$\begin{cases} \Xi(0,p) = \Xi_1(p) \text{ при } x = 0; \\ \Xi(\delta,p) = \Xi_2(p) \text{ при } x = \delta. \end{cases} \quad (7)$$

Согласно выражениям (6) и (7)

$$C = (\Xi_1\mathrm{e}^{\delta\gamma} - \Xi_2)/[2\mathrm{sh}(\delta\gamma)];$$

$$B = -(\Xi_1\mathrm{e}^{-\delta\gamma} - \Xi_2)/[2\mathrm{sh}(\delta\gamma)].$$

Тогда решение уравнения (5) запишется в виде:

$$\Xi(x,p) = \{\Xi_1(p)\mathrm{sh}[(\delta - x)\gamma] + \Xi_2(p)\mathrm{sh}(x\gamma)\}/\mathrm{sh}(\delta\gamma).$$

Уравнения для сил, действующих на гранях ПА, имеют вид:

$$\begin{cases} T_3(0,p)S_0 = F_1(p) + M_1p^2\Xi_1(p) \text{ при } x = 0; \\ T_3(\delta,p)S_0 = -F_2(p) + M_2p^2\Xi_1(p) \text{ при } x = \delta. \end{cases} \quad (8)$$

Соответствующие преобразования Лапласа для выражений механических напряжений $T_3(0, p)$ и $T_3(\delta, p)$, входящих в уравнения (8), определяются из уравнения обратного пьезоэффекта [12—17]:

$$T_3(0, p) = \frac{1}{s_{33}^E} \frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=0} - \frac{d_{33}}{s_{33}^E} E_3(p);$$

$$T_3(\delta, p) = \frac{1}{s_{33}^E} \frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=\delta} - \frac{d_{33}}{s_{33}^E} E_3(p).$$

Из выражения (5) найдем уравнения для структурно-параметрической модели ПА (рис. 2):

$$\begin{cases} \Xi_1(p) = [1/(M_1 p^2)]\{-F_1(p) + (1/\chi_{33}^E) \times \\ \times [d_{33}E_3(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_1(p) - \Xi_2(p)]]\}; \\ \Xi_2(p) = [1/(M_2 p^2)]\{-F_2(p) + (1/\chi_{33}^E) \times \\ \times [d_{33}E_3(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_2(p) - \Xi_1(p)]]\}, \end{cases} \quad (9)$$

где $\chi_{33}^E = s_{33}^E/S_0$.

В уравнении обратного пьезоэффекта [11, 16] для поперечной деформации ПА (рис. 3) при управлении по напряжению используются параметры $S_1 = \dfrac{\partial\xi(x, t)}{\partial x}$ — относительное смещение сечения ПА по оси 1; d_{31} — пьезомодуль при поперечном пьезоэффекте; s_{11}^E — упругая податливость по оси 1; T_1 — механическое напряжение по оси 1.

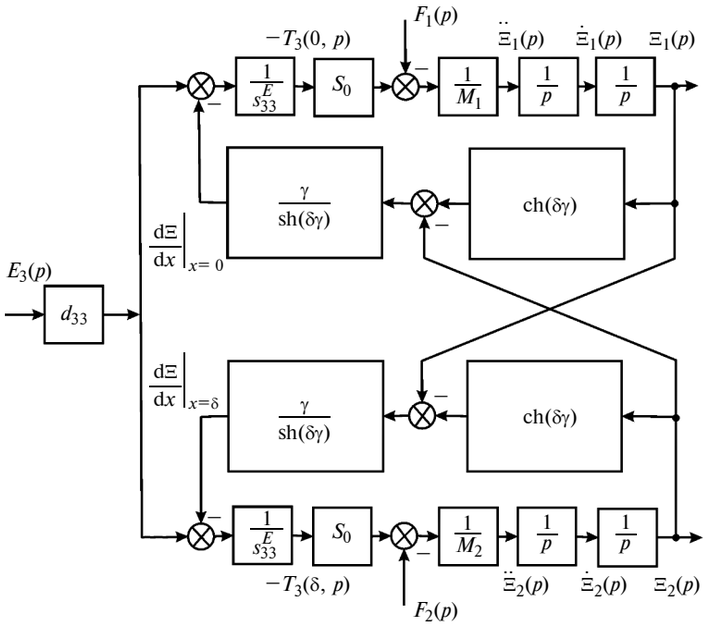


Рис. 2. Параметрическая структурная схема пьезоактюатора при продольном пьезоэффекте с управлением по напряжению

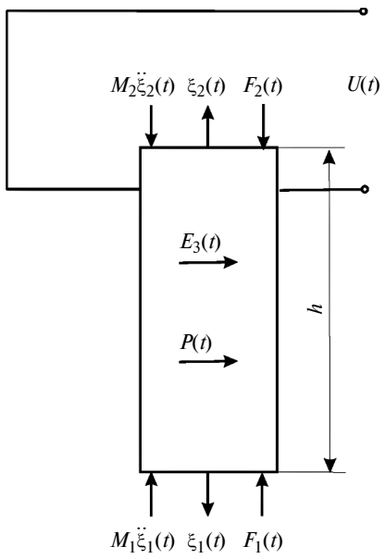


Рис. 3. Условное обозначение пьезоактюатора при поперечном пьезоэффекте

Решение обыкновенного дифференциального уравнения (5) записывается в виде выражения (6), в котором постоянные C и B определяем из граничных условий:

$$\Xi(0, p) = \Xi_1(p) \text{ при } x = 0;$$

$$\Xi(h, p) = \Xi_2(p) \text{ при } x = h.$$

Получаем:

$$C = (\Xi_1 \mathrm{e}^{h\gamma} - \Xi_2)/[2\mathrm{sh}(h\gamma)];$$

$$B = -(\Xi_1 \mathrm{e}^{-h\gamma} - \Xi_2)/[2\mathrm{sh}(h\gamma)].$$

Соответственно решение уравнения (5) записывается в виде:

$$\Xi(x, p) = \{\Xi_1(p)\mathrm{sh}[(h - x)\gamma] + \\ + \Xi_2(p)\mathrm{sh}(x\gamma)\}/\mathrm{sh}(h\gamma).$$

Уравнения для сил, действующих на гранях ПА, имеют вид:

$$T_1(0, p)S_0 = F_1(p) + M_1 p^2 \Xi_1(p) \text{ при } x = 0;$$

$$T_1(h, p)S_0 = -F_2(p) + M_2 p^2 \Xi_2(p) \text{ при } x = h,$$

где

$$T_1(0, p) = \frac{1}{s_{11}^E} \frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=0} - \frac{d_{31}}{s_{11}^E} E_3(p);$$

$$T_1(h, p) = \frac{1}{s_{11}^E} \frac{\mathrm{d}\Xi(x, p)}{\mathrm{d}x}\bigg|_{x=h} - \frac{d_{31}}{s_{11}^E} E_3(p).$$

Ve718.fm Page 6 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

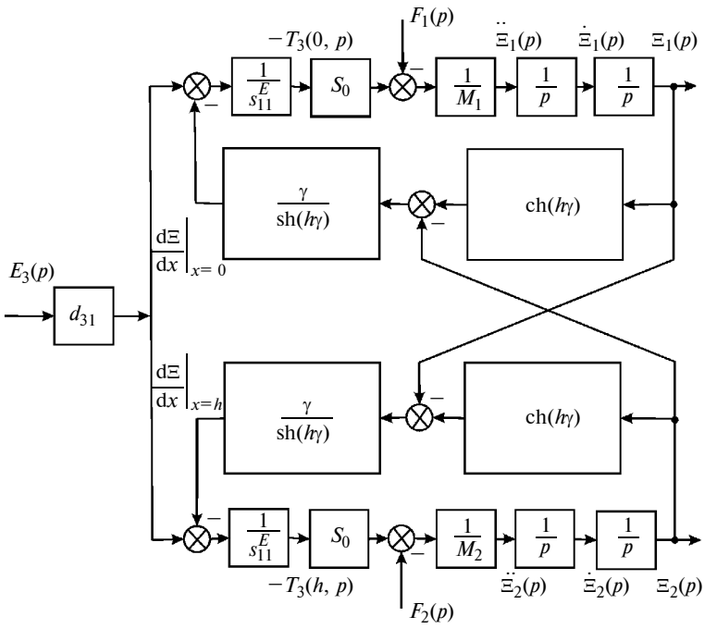


Рис. 4. Параметрическая структурная схема пьезоактюатора при поперечном пьезоэффекте с управлением по напряжению

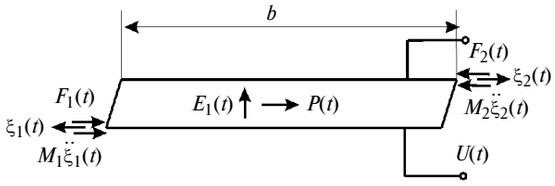


Рис. 5. Условное обозначение пьезоактюатора при сдвиговом пьезоэффекте

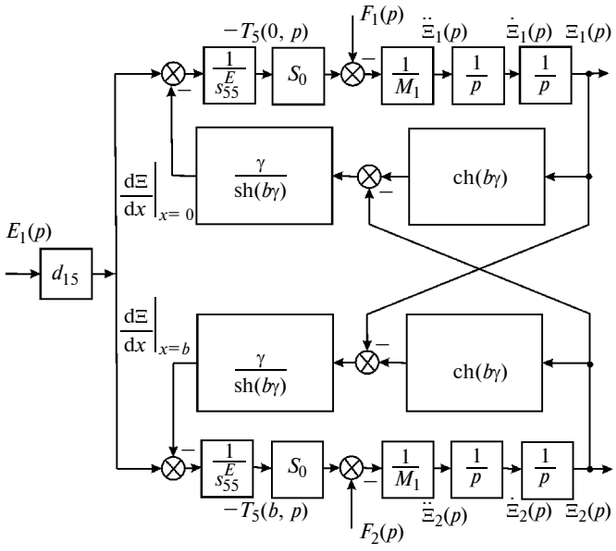


Рис. 6. Параметрическая структурная схема пьезоактюатора при сдвиговом пьезоэффекте с управлением по напряжению

Следовательно, получаем систему уравнений, описывающую структурно-параметрическую модель ПА при поперечном пьезоэффекте (рис. 4):

$$\begin{cases} \Xi_1(p) = [1/(M_1p^2)]\{-F_1(p) + (1/\chi_{11}^E)\times \\ \times[d_{31}E_3(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)]\times \\ \times[\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_1(p) - \Xi_2(p)]]\}; \\ \Xi_2(p) = [1/(M_2p^2)]\{-F_2(p) + (1/\chi_{11}^E)\times \\ \times[d_{31}E_3(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)]\times \\ \times[\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_2(p) - \Xi_1(p)]]\}, \end{cases} \quad (10)$$

где $\chi_{11}^E = s_{11}^E/S_0$.

Рассмотрим ПА при сдвиговом пьезоэффекте (рис. 5), который описывается уравнением (2).

Получаем систему уравнений, описывающую структурно-параметрическую модель ПА при сдвиговом пьезоэффекте (рис. 6):

$$\begin{cases} \Xi_1(p) = [1/(M_1p^2)]\{-F_1(p) + (1/\chi_{55}^E)\times \\ \times[d_{15}E_1(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_1(p) - \Xi_2(p)]]\}; \\ \Xi_2(p) = [1/(M_2p^2)]\{-F_2(p) + (1/\chi_{55}^E)\times \\ \times[d_{15}E_1(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_2(p) - \Xi_1(p)]]\}, \end{cases} \quad (11)$$

где $\chi_{55}^E = s_{55}^E/S_0$.

Из выражений (2), (3), (9)—(11) получаем систему уравнений, представляющую собой обобщенную структурно-параметрическую модель электромагнитоупругого актюатора для мехатронных систем:

$$\begin{cases} \Xi_1(p) = [1/(M_1p^2)]\{-F_1(p) + (1/\chi_{ij}^\Psi)\times \\ \times[\nu_{mi}\Psi_m(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_1(p) - \Xi_2(p)]]\}; \\ \Xi_2(p) = [1/(M_2p^2)]\{-F_2(p) + (1/\chi_{ij}^\Psi)\times \\ \times[\nu_{mi}\Psi_m(p) - [\gamma/\mathrm{sh}(\delta\gamma)][\mathrm{ch}(\delta\gamma)\Xi_2(p) - \Xi_1(p)]]\}, \\ \chi_{ij}^\Psi = \dfrac{s_{ij}^\Psi}{S_0};\ \nu_{mi} = \begin{cases} d_{33}, d_{31}, d_{15} \\ g_{33}, g_{31}, g_{15} \\ d_{33}, d_{31}, d_{15} \end{cases};\ \Psi_m = \begin{cases} E_3, E_1 \\ D_3, D_1 \\ H_3, H_1 \end{cases}; \\ s_{ij}^\Psi = \begin{cases} s_{33}^E, s_{11}^E, s_{55}^E \\ s_{33}^D, s_{11}^D, s_{55}^D \\ s_{33}^H, s_{11}^H, s_{55}^H \end{cases};\ c^\Psi = \begin{cases} c^E \\ c^D \\ c^H \end{cases};\ \gamma = \begin{cases} \gamma^E \\ \gamma^D \\ \gamma^H \end{cases};\ l = \begin{cases} \delta \\ h \\ b \end{cases}. \end{cases} \quad (12)$$

Ve718.fm Page 7 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

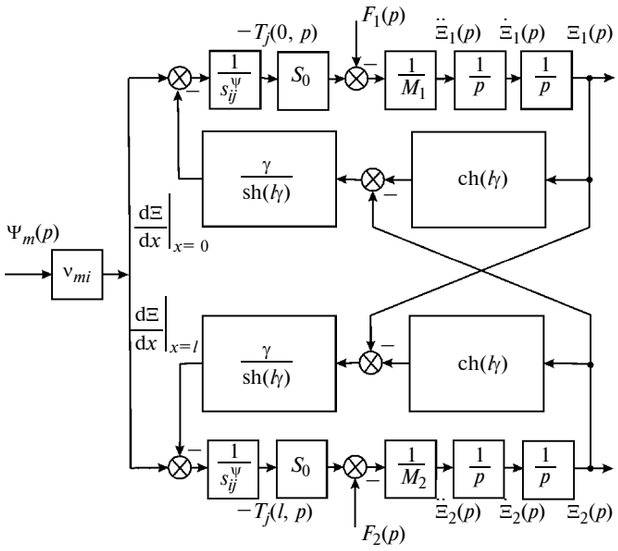


Рис. 7. Обобщенная параметрическая структурная схема электромагнитоупругого актюатора

В выражениях (12) параметры E, D и H относятся к управлению по напряжению и току при обратном пьезоэффекте и по напряженности магнитного поля при магнитострикции. Здесь d_{33}, d_{31}, d_{15} — пьезомодуль и коэффициент магнитострикции; g_{33}, g_{31}, g_{15} — пьезоэлектрические постоянные; c^{Ψ} — скорость звука при $\Psi = \mathrm{const}$; l — геометрический размер в направлении деформации, соответственно равный толщине δ, высоте h или ширине b электромагнитоупругого актюатора; S_0 — площадь соответствующего поперечного сечения актюатора.

Системе уравнений (12) отвечает обобщенная параметрическая структурная схема электромагнитоупругого актюатора (рис. 7).

Обобщенная структурно-параметрическая модель электромагнитоупругого актюатора для мехатронных систем позволяет получить его передаточные функции как отношение преобразованных по Лапласу перемещений торцов актюатора к выражению соответствующего входного электрического параметра или соответствующей силы при нулевых начальных условиях. Совместное рассмотрение вышеприведенных уравнений (12) для перемещений двух граней электромагнитоупругого актюатора [13—17] дает систему уравнений:

$$\begin{cases} \Xi_1(p) = W_{11}(p)\Psi_m(p) + W_{12}(p)F_1(p) + \\ \quad + W_{13}(p)F_2(p); \\ \Xi_1(p) = W_{11}(p)\Psi_m(p) + W_{12}(p)F_1(p) + \\ \quad + W_{13}(p)F_2(p), \end{cases} \tag{13}$$

где обобщенные передаточные функции электромагнитоупругого актюатора имеют вид:

$$W_{11}(p) = \Xi_1(p)/\Psi_m(p) = \nu_{mi}[M_2\chi_{ij}^{\Psi}p^2 + \gamma\mathrm{th}(l\gamma/2)]/A_{ij};$$

$$A_{ij} = M_1M_2(\chi_{ij}^{\Psi})^2p^4 + \{(M_1 + M_2)\chi_{ij}^{\Psi}/[c^{\Psi}\mathrm{th}(l\gamma)]\}p^3 +$$

$$+ [(M_1 + M_2)\chi_{ij}^{\Psi}\alpha/\mathrm{th}(l\gamma) + 1/(c^{\Psi})^2]p^2 + 2\alpha p/c^{\Psi} + \alpha^2;$$

$$W_{21}(p) = \Xi_2(p)/\Psi_m(p) = \nu_{mi}[M_1\chi_{ij}^{\Psi}p^2 + \gamma\mathrm{th}(l\gamma/2)]/A_{ij};$$

$$W_{12}(p) = \Xi_1(p)/F_1(p) = -\chi_{ij}^{\Psi}[M_2\chi_{ij}^{\Psi}p^2 + \gamma/\mathrm{th}(l\gamma)]/A_{ij};$$

$$W_{13}(p) = \Xi_1(p)/F_2(p) = W_{22}(p) =$$

$$= \Xi_2(p)/F_1(p) = [\chi_{ij}^{\Psi}\gamma/\mathrm{sh}(l\gamma)]/A_{ij};$$

$$W_{23}(p) = \Xi_2(p)/F_2(p) = -\chi_{ij}^{\Psi}[M_1\chi_{ij}^{\Psi}p^2 + \gamma/\mathrm{th}(l\gamma)]/A_{ij}.$$

Из выражений (13) получаем обобщенную параметрическую структурную схему электромагнитоупругого актюатора и матричное уравнение

$$\begin{pmatrix} \Xi_1(p) \\ \Xi_2(p) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} W_{11}(p) & W_{12}(p) & W_{13}(p) \\ W_{21}(p) & W_{22}(p) & W_{23}(p) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Psi_m(p) \\ F_1(p) \\ F_2(p) \end{pmatrix}. \tag{14}$$

В установившемся режиме при $\Psi_m(t) = \Psi_{m0} \cdot 1(t)$, $F_1(t) = F_2(t) = 0$ и инерционной нагрузке электромагнитоупругого актюатора статическое перемещение торцов актюатора $\xi_1(\infty)$ и $\xi_2(\infty)$ записывается в виде:

$$\xi_1(\infty) = \lim_{t\to\infty}\xi_1(t) = \lim_{\substack{p\to 0\\ \alpha\to 0}} pW_{11}(p)\Psi_{m0}/p =$$

$$= \nu_{mi}l\Psi_{m0}(M_2 + m/2)/(M_1 + M_2 + m);$$

$$\xi_2(\infty) = \lim_{t\to\infty}\xi_2(t) = \lim_{\substack{p\to 0\\ \alpha\to 0}} pW_{21}(p)\Psi_{m0}/p =$$

$$= \nu_{mi}l\Psi_{m0}(M_1 + m/2)/(M_1 + M_2 + m);$$

$$\xi_1(\infty) + \xi_2(\infty) = \lim_{t\to\infty}(\xi_1(t) + \xi_2(t)) = \nu_{mi}l\Psi_{m0},$$

где m — масса актюатора, M_1, M_2 — массы нагрузки.

Для ПА из пьезокерамики PZT при продольном пьезоэффекте при $m \ll M_1$ и $m \ll M_2$ в случае $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $U = 125$ В, $M_1 = 10$ кг и $M_2 = 40$ кг получаем статическое перемещение торцов $\xi_1(\infty) = 40$ нм, $\xi_2(\infty) = 10$ нм, $\xi_1(\infty) + \xi_2(\infty) = 50$ нм.

Следовательно, при подаче напряжения $U(t) = U_0 \cdot 1(t)$ статическое перемещение торцов ПА

при поперечном пьезоэффекте в зависимости от напряжения имеет вид:

$$\xi_1(\infty) = d_{31}(h/\delta)U_0(M_2 + m/2)/(M_1 + M_2 + m);$$

$$\xi_2(\infty) = d_{31}(h/\delta)U_0(M_1 + m/2)/(M_1 + M_2 + m);$$

$$\xi_1(\infty) + \xi_2(\infty) = d_{31}(h/\delta)U_0.$$

Для ПА из пьезокерамики PZT при поперечном пьезоэффекте при $m \ll M_1$ и $m \ll M_2$ в случае $d_{31} = 2{,}5 \cdot 10^{-10}$ м/В, $h = 4 \cdot 10^{-2}$ м, $\delta = 2 \cdot 10^{-3}$ м, $U = 100$ В, $M_1 = 10$ кг и $M_2 = 40$ кг получаем статическое перемещение торцов $\xi_1(\infty) = 400$ нм, $\xi_2(\infty) = 100$ нм, $\xi_1(\infty) + \xi_2(\infty) = 500$ нм.

Рассмотрим определение передаточных функций ПА при продольном пьезоэффекте, когда один из его торцов жестко закреплен, например, при $M_1 \to \infty$. Тогда при продольном пьезоэффекте из выражений (13) и (14) получаем передаточные функции ПА в виде:

$$W_{21}(p) = \Xi_2(p)/E_3(p) = \\ = d_{33}\delta/[M_2\delta\chi_{33}^E p^2 + \delta\gamma\mathrm{cth}(\delta\gamma)]; \quad (15)$$

$$W_{23}(p) = \Xi_2(p)/F_2(p) = \\ = -\delta\chi_{33}^E/[M_2\delta\chi_{33}^E p^2 + \delta\gamma\mathrm{cth}(\delta\gamma)]. \quad (16)$$

Определим при продольном пьезоэффекте и одной жестко закрепленной грани ПА перемещение $\xi_2(\infty)$ в установившемся режиме при $U(t) = U_0 \cdot 1(t)$ и $F_2(t) = 0$ или $F_2(t) = F_0 \cdot 1(t)$ и $U(t) = 0$.

Соответственно статическое перемещение ПА $\xi_2(\infty)$ в зависимости от напряжения или силы имеет вид:

$$\xi_2(\infty) = \lim_{t \to \infty} \xi_2(t) = \lim_{p \to 0} pW_2(p)U_0/p = d_{33}U_0;$$

$$\xi_2(\infty) = \lim_{p \to 0} pW_{23}(p)F_0/p = -\delta s_{33}^E F_0/S_0.$$

Для ПА из пьезокерамики PZT при продольном пьезоэффекте в случае $d_{33} = 4 \cdot 10^{-10}$ м/В, $U = 250$ В получаем статическое перемещение $\xi_2(\infty) = 100$ нм. При $\delta = 6 \cdot 10^{-4}$ м, $s_{33}^E = 3{,}5 \cdot 10^{-11}$ м^2/Н, $F_0 = 1000$ Н, $S_0 = 1{,}75 \cdot 10^{-4}$ м^2 имеем $\xi_2(\infty) = -120$ нм. Экспериментальные и расчетные характеристики ПА совпадают с погрешностью, составляющей 5 %.

Используя в передаточных функциях (15) и (16) ПА аппроксимацию гиперболического котангенса двумя членами степенного ряда, получаем при $M_1 \to \infty$ и $m \ll M_2$ в диапазоне частот $0 < \omega < 0{,}01c^E/\delta$ следующие выражения:

$$W_{21}(p) = \Xi_2(p)/E_3(p) = \\ = d_{33}\delta/(T_t^2 p^2 + 2T_t\xi_t p + 1); \quad (17)$$

$$W_{23}(p) = \Xi_2(p)/F_2(p) = \\ = -(s_{33}^E\delta/S_0)/(T_t^2 p^2 + 2T_t\xi_t p + 1);$$

$$T_t = (\delta/c^E)\sqrt{M_2/m} = \sqrt{M_2/C_{33}^E};$$

$$\xi_t = (\alpha\delta/3)\sqrt{m/M_2}; \quad C_{33}^E = S_0/(s_{33}^E\delta) = 1/(\chi_{33}^E\delta),$$

где T_t — постоянная времени; ξ_t — коэффициент затухания; C_{33}^E — жесткость ПА при продольном пьезоэффекте.

В статическом режиме работы ПА при упругой нагрузке получаем выражение перемещения его торца в виде

$$\xi_2 = \frac{\xi_{2m}}{1 + C_e/C_{33}^E}, \quad (18)$$

где ξ_2 — перемещение ПА при упругой нагрузке; $\xi_{2m} = d_{33}U_0$ — максимальное перемещение ПА; C_e — жесткость нагрузки.

Из формул (17) и (18) получаем передаточные функции ПА с одним жестко закрепленным торцом и при упругоинерционной нагрузке:

$$W_2(p) = \frac{\Xi_2(p)}{U(p)} = \frac{d_{33}}{(1 + C_e/C_{33}^E)(T_t^2 p^2 + 2T_t\xi_t p + 1)},$$

где T_t — постоянная времени; ξ_t — коэффициент затухания; C_{33}^E — жесткость ПА при продольном пьезоэффекте:

$$T_t = \sqrt{M_2/(C_e + C_{33}^E)};$$

$$\xi_t = \alpha\delta^2 C_{33}^E/(3c^E\sqrt{M(C_e + C_{33}^E)}).$$

На низких частотах экспериментальные и расчетные постоянные времени ПА совпадают с погрешностью в 5 %. Например, для ПА с одним жестко закрепленным торцом, при упругоинерционной нагрузке, $M_1 \to \infty$ и $m \ll M_2$ для $M_2 = 40$ кг, $C_{33}^E = 9 \cdot 10^6$ Н/м, $C_e = 1 \cdot 10^6$ Н/м имеем $T_t = 2 \cdot 10^{-3}$ с.

Заключение

Решение волнового уравнения позволяет построить обобщенную структурно-параметрическую модель электромагнитоупругого актюатора для мехатронных систем и описать его динамические и статические свойства с учетом физических параметров и внешней нагрузки.

Параметрические структурные схемы и передаточные функции пьезоактюаторов при продольном, поперечном и сдвиговом пьезоэффектах получены из структурно-параметрических моделей ПА для мехатронных систем.

Ve718.fm Page 9 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Миронов В. Л.** Основы сканирующей зондовой микроскопии. М.: Техносфера, 2004. 144 с.
2. **Никольский А. А.** Точные двухканальные следящие электроприводы с пьезокомпенсаторами. М.: Энергоатомиздат, 1988. 160 с.
3. **Джагупов Р. Г., Ерофеев А. А.** Пьезоэлектронные устройства вычислительной техники, систем управления и контроля: Справочник. СПб.: Политехника, 1994. 608 с.
4. **Uchino K.** Piezoelectric actuator and ultrasonic motors. Boston, MA: Kluwer Academic Publisher, 1997. 347 p.
5. **Перспективы** применения электрострикционных материалов / А. Е. Панич, В. Г. Смотраков, В. В. Еремкин, Ю. А. Вусевкер // Микросистемная техника. 2002. № 2. С. 21—24.
6. **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.
7. **Актюаторы** для оптических затворов и методы измерений их характеристик / В. К. Казаков, В. Г. Никифоров, А. Я. Сафронов, В. А. Чернов // Нано- и микросистемная техника. 2007. № 10. С. 52—55.
8. **Афонин С. М.** Схемы пьезодвигателей нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2012. № 6. С. 3—6.
9. **Yang Y., Tang L.** Equivalent circuit modeling of piezoelectric energy harvesters, Journal of intelligent material systems and structures. 2009. V. 20. N. 18. P. 2223—2235.
10. **Cady W. G.** Piezoelectricity an introduction to the theory and applications of electromechancial phenomena in crystals. New York, London: McGraw-Hill Book Company, 1946. 806 p.
11. **Physical Acoustics**: Principles and Methods. V. 1. Part A. Methods and Devices. Ed.: W. Mason. New York: Academic Press, 1964. 515 p.
12. **Полянин А. Д.** Справочник по линейным уравнениям математической физики. М.: Физматлит, 2001. 576 с.
13. **Афонин С. М.** Структурно-параметрическая модель пьезодвигателя наноперемещений // Вестник машиностроения. 2001. № 5. С. 29—33.
14. **Афонин С. М.** Особенности диаграмм сжатия и упругих податливостей пьезодвигателей наноперемещений // Вестник машиностроения. 2003. № 9. С. 16—18.
15. **Афонин С. М.** Исследование абсолютной устойчивости систем автоматического управления пьезодвигателями наноперемещений // Вестник машиностроения. 2005. № 1. С. 24—27.
16. **Афонин С. М.** Статические и динамические характеристики многослойного электромагнитоупругого преобразователя привода нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2009. № 10. С. 3—13.
17. **Афонин С. М.** Решение матричных уравнений в задачах электроупругости для многослойных двигателей нано- и микроперемещений // Вестник машиностроения. 2011. № 9. С. 20—25.
18. **Springer** Handbook of Nanotechnology. Ed. by B. Bhushan. Berlin, New York: Springer, 2004. 1222 p.
19. **Encyclopedia** of Nanoscience and Nanotechnology. Ed. by H. S. Nalwa. Calif.: American Scientific Publishers. 10 Volume Set, 2004.
20. **Zhou S., Yao Z.** Design and optimization of a modal-independent linear ultrasonic motor // IEEE transaction on ultrasonics ferroelectrics, and frequency control. 2014. V. 61. N. 3. P. 535—546.

УДК 620.1.05 + 62-531.7

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

Использование объемной упругости рукавов высокого давления при их динамических испытаниях

Проанализированы причины отказов гидросистем разных гидрофицированных машин. Установлено, что наибольшее число отказов вызвано разрывом рукавов высокого давления. Рассмотрен новый стенд для динамических испытаний с использованием объемной упругости гидравлических рукавов, работающий как резонирующая колебательная импульсная система.

Ключевые слова: гидросистема, рукав высокого давления, разрыв, стенд, динамические испытания, импульсное нагружение.

The causes of failures of hydraulic systems of various hydraulic-assisted machines are analyzed. It is determined, that the largest number of failures is caused by rupture of high-pressure hoses. A new bench for dynamic testing using the volumetric elasticity of hydraulic hoses, working as a resonating oscillatory pulse system, is considered.

Keywords: hydraulic system, high pressure hose, gap, bench, dynamic tests, impulse loading.

Статистика отказов наземных транспортно-технологических машин по данным разных источников показывает, что около 40 % из них приходится на гидравлические системы, причем до 60 % составляют отказы соединительных гидролиний и прежде всего рукавов высокого давления (РВД) и свойственно это не только российской, но и зарубежной технике [1—4]. А ретроспективный обзор данного вопроса показал, что ситуация практически не изменилась за последние 35—40 лет [5, 6].

Проблема обусловлена в основном большими динамическими нагрузками на рабочем оборудовании, низким быстродействием предохранительных клапанов, отрицательными температурами, иногда недостаточным опытом машинистов. Ранее в ряде случаев причиной резкого повышения давления и гидроударов в гидросистеме являлась удаленность средств защиты от источников давления. Но современные машины снабжены перепускными кла-

Ve718.fm Page 10 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

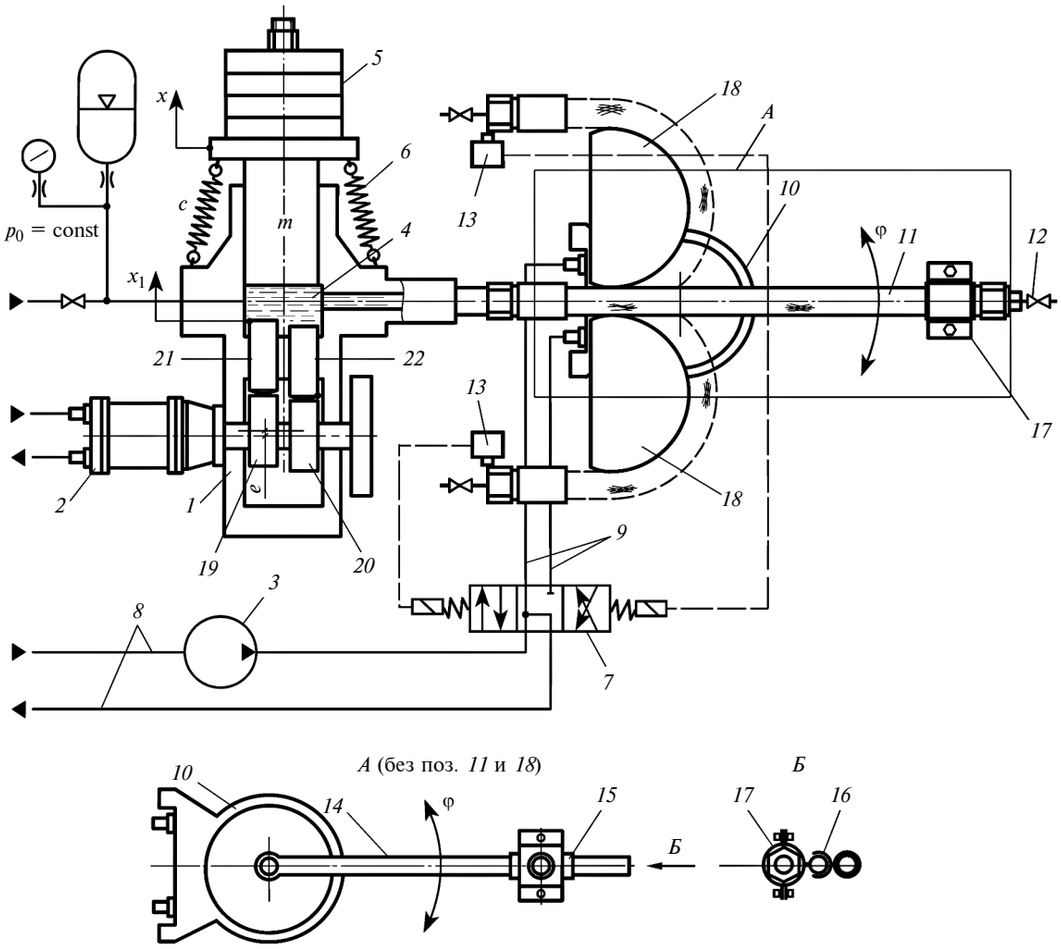


Рис. 1. Схема нового испытательного стенда

панами, устанавливаемыми непосредственно возле гидроцилиндров и гидромоторов.

С другой стороны, проблема сохраняется из-за некачественного изготовления РВД и неадекватных режимов их испытаний. Разрывы рукавов происходят в основном из-за дефектов армирования и ненадлежащей опрессовки концевой арматуры при изготовлении, а также из-за неверного выбора длины рукава или его неправильной прокладки [2, 4, 5].

Некоторые ГОСТы вообще не предусматривают испытаний РВД при нагружении динамическим давлением [7, 8]. Но и ГОСТы, которые предусматривают эти испытания, не обеспечивают режимов испытаний, адекватных реальным условиям эксплуатации, например ГОСТ 25452—90 [9].

Наконец, некоторые производители просто игнорируют требования стандартов, опираясь на собственные технические условия.

Все сказанное касается не только РВД гидроприводов машин, но и рукавов гидравлических тормозов, рукавов для бурения скважин и т. д.

Цель данной работы — создание и исследование испытательного стенда, функционирование которого основано на использовании объемной упругости испытуемых рукавов в режиме их динамического нагружения с управляемой величиной и периодичностью импульсов давления.

Устройство и работа стенда.

Испытательный стенд (рис. 1) содержит насос-пульсатор *1*, гидромотор *2*, вспомогательный насос *3*, нагрузочный гидроцилиндр *4* с наборными массами *5* и пружинами *6*. В гидросистему стенда входит электрогидрораспределитель *7*, гидролинии *8* и *9*, дополнительный поворотный гидроцилиндр *10*, подключенный к вспомогательному насосу *3*. Испытуемый рукав *11* одним концом соединен с основным насосом *1*, другим — с вентилем *12*. Конечные выключатели *13* установлены симметрично относительно испытуемого рукава и подключены к катушкам электрогидрораспределителя.

Дополнительный поворотный гидроцилиндр *10* имеет кривошип *14* и ползун *15*, на котором за-

Ve718.fm Page 11 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

креплен шаровой шарнир *16*, соединенный через разъемное соединение *17* с правым концом испытуемого рукава.

Левый конец испытуемого рукава расположен между полуобечайками *18*, выполненными с радиусами, равными минимальному радиусу, регламентированному соответствующим ГОСТом. Полуобечайки — сменные, их заменяют на полуобечайки другого типоразмера, соответствующего типоразмеру испытуемого рукава, устанавливаемого на стенд.

Эксцентриковый вал насоса-пульсатора имеет эксцентрики *19* и *20*. Первый эксцентрик посажен на вал жестко, второй — с возможностью поворота относительно первого, например за счет шлицевого соединения. Поршни *21* и *22* находятся в сопряжении с поверхностями эксцентриков, на которых для снижения трения могут быть установлены подшипники качения.

Гидромотор *2* вращает эксцентриковый вал, а поршни насоса совершают возвратно-поступательное движение с одинаковой частотой ω, вытесняя переменный объем w жидкости в полость нагрузочного гидроцилиндра *4* и испытуемого рукава *11*. В зависимости от относительного положения эксцентриков поршни насоса-пульсатора могут двигаться как синфазно, так и антифазно.

При синфазном движении амплитуда вытесняемого объема максимальна и составляет

$$W = 2ef, \qquad (1)$$

где e — амплитуда возвратно-поступательного движения поршней, равная эксцентриситетам; f — площадь поршней *21* и *22*.

При антифазном движении амплитуда W вытесняемого объема равна нулю. Таким образом, W может изменяться от нуля до максимального значения, определяемого выражением (1).

Переменный объем w изменяется по гармоническому закону:

$$w = W\cos\omega t,$$

причем численное значение W будет изменяться в зависимости от угла φ относительного положения эксцентриков в интервале от 0 (синфазное движение) до π (антифазное движение).

Если угол φ не равен нулю, то вытесняемый объем w жидкости будет частично поступать в полость нагрузочного гидроцилиндра и в полость испытуемого рукава, возбуждая колебания поршня гидроцилиндра *4* с наборными массами *5*.

Колебательная система стенда образована нагрузочным гидроцилиндром с присоединенными массами и общей жесткостью, равной сумме жесткостей c пружин, и приведенной объемной упругостью $c_{об}F^2$ испытуемого рукава. При этом собственная частота ω_0 колебательной системы определяется выражением:

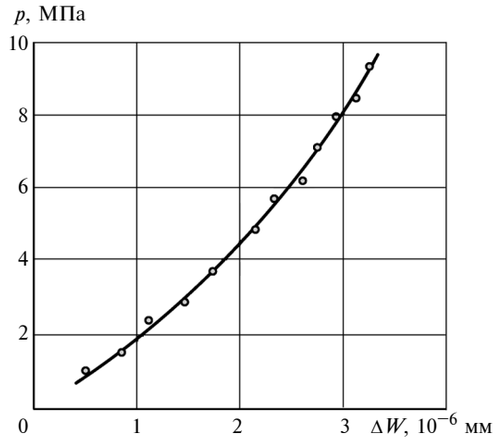


Рис. 2. Экспериментальная зависимость давления *p* от объема ΔW деформации полости испытуемого рукава (d_0 = 20 мм, *L* = 245 мм)

$$\omega_0 = \sqrt{(c + c_{об}F^2)/m}, \text{ рад/с},$$

где F — площадь нагрузочного цилиндра *4*, м^2; $c_{об}$ — объемная упругость испытуемого рукава *11*, Н/м^5.

Объемная упругость определяется зависимостью давления p, Н/м^2, в полости рукава, при подаче в нее некоторого объема ΔW, м^3, жидкости. Например, если зафиксировать от перемещения плунжер нагрузочного цилиндра *4* и начать перемещать поршни *21* и *22* вверх, подавая жидкость в полость испытуемого рукава, то, чем больше поданный объем ΔW, тем больше будет давление в полости рукава.

На рис. 2 показана экспериментальная зависимость давления p от объема деформации полости рукава высокого давления (от поданного объема ΔW жидкости). Зависимость получена на примере РВД с внутренним диаметром d = 20 мм и длиной резиновой части L = 245 мм.

Представленный график с высокой точностью описывается эмпирической формулой:

$$p = k_1\Delta W + k_2(\Delta W)^2, \qquad (2)$$

где k_1 и k_2 — эмпирические коэффициенты для РВД с параметрами d = 20 мм и L = 245 мм, составляющие $k_1 = 62{,}6 \cdot 10^{10}$ Н/м^5 и $k_2 = 63{,}9 \cdot 10^{16}$ Н/м^8.

Объемная упругость РВД определится дифференцированием выражения (2):

$$c_{об} = \frac{dp}{d\Delta W} = k_1 + 2k_2\Delta W.$$

Приведенная к площади поршня цилиндра *4* объемная упругость испытуемого рукава равна

Ve718.fm Page 12 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

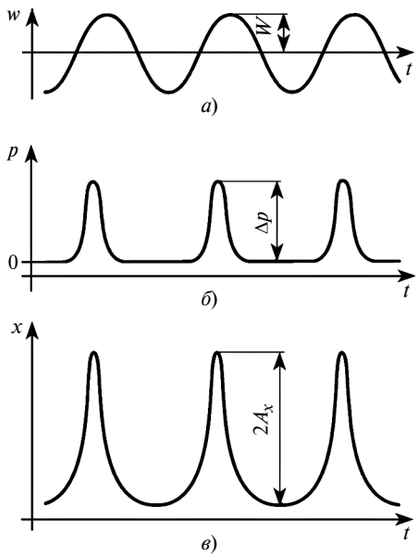


Рис. 3. Экспериментальные зависимости изменения во времени *t* вытесняемого объема *w* (*а*), давления *p* в полости рукава (*б*) и колебаний *x* нагрузочного цилиндра (*в*)

$f^2(k_1 + 2k_2\Delta W)$ и при этом имеет размерность Н/м, что соответствует размерности жесткости обычной пружины. Тогда собственная частота ω_0 колебательной системы определится выражением:

$$\omega_0 = \sqrt{[c + (k_1 + 2k_2\Delta W)F^2]/m}, \text{ рад/с.} \qquad (3)$$

Из формулы (3) следует, что собственная частота колебательной системы стенда, образованной нагрузочным цилиндром, массами, пружинами и самим рукавом, зависит от типоразмера РВД, так как коэффициенты k_1 и k_2 для каждого другого типоразмера РВД будут другими.

При вращении эксцентрикового вала с угловой частотой ω, близкой к собственной частоте ω_0 системы, начинается резонанс, сопровождающийся многократным увеличением амплитуды A_x колебаний поршня нагрузочного гидроцилиндра. Величина амплитуды зависит от того, насколько близки значения собственной частоты системы и частоты возбуждения. Изменяя значение ω, можно увеличивать или уменьшать амплитуду A_x колебаний и регулировать величину импульсов динамического давления в полости испытуемого РВД и настраивать стенд на требуемый режим.

На рис. 3, *а—в* показаны полученные экспериментально зависимости изменения во времени вытесняемого объема *w* жидкости, колебаний *x* нагрузочного цилиндра и давления *p* в полости испытуемого рукава.

Амплитудой A_x колебаний поршня гидроцилиндра можно управлять и за счет амплитуды *W* вытесняемого объема *w*, изменяя угол φ относительного положения эксцентриков *19* и *20* (см. рис. 1). К этому управлению прибегают, когда испытаниям подвергается РВД другого типоразмера. Кроме того, при смене рукава одного типоразмера другим можно добавлять или убирать нагрузочные массы, чтобы собственная частота ω_0 колебаний системы оставалась примерно одинаковой.

Благодаря нелинейной объемной упругости РВД колебания *x* (см. рис. 3, *в*) поршня гидроцилиндра с нагрузочными массами имеют несимметричную форму. Это приводит к тому, что в полости испытуемого рукава изменение Δ*p* (см. рис. 3, *б*) давления происходит импульсно с падением давления до нуля. Регулирование величины импульсов до требуемого значения обеспечивает экстремальное нагружение испытуемого рукава внутренним давлением.

В процессе испытаний вспомогательный насос *3* (см. рис. 1) подает жидкость из гидросистемы через электрогидрораспределитель *7* и трубопроводы *8* и *9* в дополнительный поворотный гидроцилиндр *10*. Кривошип *14* упомянутого гидроцилиндра через ползун *15* и шаровой шарнир *16* изгибает на 180° рукав *11*, удерживаемый разъемным соединением *17*, и перегибает его по поверхности полуобечайки *18*, выполненной с радиусом, равным минимальному допустимому радиусу испытуемого рукава. В момент контакта рукава с конечным выключателем *13* срабатывает катушка гидрораспределителя и поток жидкости из вспомогательного насоса *3* в трубопроводах *9* реверсируется. Испытуемый рукав перегибается по поверхности второй полуобечайки *18*. Частоту перегибов можно регулировать расходом жидкости, подаваемой из гидросистемы во вспомогательный насос.

Преимущества нового стенда.

С энергетической точки зрения новый стенд, использующий свойство объемной упругости испытуемых РВД и работающий как резонирующая колебательная система, намного эффективнее аналогов.

Работа известных испытательных стендов основана на увеличении давления в полости рукавов путем подачи рабочей жидкости насосом объемного действия (например, в работе [10]). При этом после каждого цикла нагружения идет фаза сбрасывания давления и в каждом цикле затрачивается энергия

$$E_ц = \frac{1}{\eta} pQt,$$

где *p* — среднее давление цикла, Н/м^2; *Q* — средний расход жидкости, м^3/с (*pQ* — мощность, затрачиваемая в цикле, Вт); *t* — время цикла, с; η — КПД гидросистемы стенда.

При p = 9,81 МПа и расходе $0{,}17 \cdot 10^{-3}$ м^3/с (10 л/мин) за цикл продолжительностью 0,5 с без учета КПД затраченная энергия составит 817 Дж.

В новом стенде, работающем как резонирующая система, энергия одного цикла, необходимая для поддержания колебаний, определяется только потерями на трение при движении плунжера нагрузочного гидроцилиндра и КПД гидросистемы:

$$E_{\text{ц}} = \frac{1}{\eta}\pi\alpha A_x^2\omega_0,$$

где A_x — амплитуда колебаний поршня с наборными массами гидроцилиндра *4* (см. рис. 1); α — коэффициент вязкого трения (≈398 кг/с [6]), определяемый по добротности системы:

$$\alpha = \frac{m\omega_0}{2D},$$

где D — добротность, равная отношению амплитуды колебаний в резонансе к статическому смещению, вызванному подачей объема W жидкости в гидроцилиндр *4*. При A = 5 мм (0,005 м) и ω_0 = 62,8 рад/с (10 Гц) за 10 циклов нагружения без учета КПД гидросистемы затраченная энергия равна всего 19,6 Дж, что в 40 раз меньше, чем в рассмотренном выше стенде.

Кроме энергетического, есть и другой аспект.

По техническим условиям испытания рукавов на прочность в динамическом режиме проводят с частотой импульсов 0,50÷1,25 Гц. Скорость повышения давления на прямом участке цикла должна быть от 350 до 700 МПа/с, а давление p должно составлять 0,33 от разрывного давления [9]. При этом время нарастания импульса давления до максимального значения составляет ≈10 % от общей продолжительности импульса.

Новый стенд, работающий как колебательная импульсная система, может за 1 с обеспечить 10 циклов нагружения, что, с одной стороны, существенно ужесточает условия испытаний, с другой — сокращает их продолжительность.

До испытаний образцы рукавов в зависимости от их внутреннего диаметра изгибают на 180 или 90° и закрепляют в таком состоянии. Но в реальных условиях РВД работают при постоянном изгибании — для этого они и предназначены.

Новый стенд позволяет ужесточить условия испытаний, но в пределах допустимых радиусов изгибания.

Заключение

Более жесткие условия нагружения рукавов гидросистем потребуют от производителей совершенствования технологии и переоснащения участков их изготовления. Но в результате будет достигнуто новое качество, что неизбежно положительно скажется на надежности гидрооборудования транспортно-технологических машин и другого гидрофицированного оборудования.

На рассмотренном стенде можно также проводить испытания регламентированных соответствующими ГОСТами [7—9] рукавов гидравлическим давлением на герметичность и определение их прочности на разрыв.

Новый испытательный стенд не сложнее, чем известные аналоги, поэтому может найти применение в производственных лабораториях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лощенов П. Ю.** Оценка эксплуатационной надежности лесных машин // Лесной вестник. 2012. № 2. С. 120—122.

2. **Дац Ф. А., Назаренко А. С.** Исследование характера эксплуатационных отказов рукавов высокого давления на эффективность работы машин фирмы Джон Дир в условиях Вологодской области // Лесной вестник. 2010. № 5. С. 90—95.

3. **Тойгамбаев С. К., Усов Н. И.** Некоторые способы повышения надежности гидросистем транспортных и технологических машин // Роль природообустройства сельских территорий в обеспечении устойчивого развития АПК: Материалы междунар. науч.-практ. конф., Москва, 2014 г. Московский государственный университет природообустройства. М.: Изд-во МГУП, 2014. С. 68—70.

4. **Повышение** работоспособности рукавов высокого давления гидропривода при эксплуатации в суровых климатических условиях / А. В. Яркин, Ю. Г. Сысоев, А. Р. Крук и др. // Инженерный вестник Дона. 2014. № 3. http://www.ivdon.ru/uploads/article/pdf/IVD_63_Sisoev.pdf_2512.pdf

5. **Совершенствование** методов технического обслуживания гидроприводов строительных машин: обзорная информация ЦБНТИ. М.: ЦБНТИ, 1977.

6. **Нижегородов А. И.** Стенд для динамических испытаний рукавов высокого давления (РВД) // Динамика строительных и дорожных машин: сб. науч. тр. Ярославль: Изд-во ЯПИ, 1991. С. 64—66.

7. **ГОСТ 26089—84.** Рукава резиновые для гидравлических тормозов автомобилей. М.: Изд-во стандартов, 1984. 12 с.

8. **ГОСТ 25676—83.** Рукава резиновые для бурения. Основные параметры и размеры, технические требования, методы испытаний, маркировка, упаковка, транспортирование и хранение. М.: Изд-во стандартов, 1984. 6 с.

9. **ГОСТ 25452—90.** Рукава резиновые высокого давления с металлическими навивками не армированные. Технические условия. М.: Изд-во стандартов, 1991. 20 с.

10. **Пат. 1474347 Рос. Федерация:** МПК F 15 B 19/00. Гидропривод стенда для динамических испытаний рукавов высокого давления.

Ve718.fm Page 14 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.643.07.001.5

М. С. ЯХНЕНКО, канд. техн. наук (Иркутский авиационный завод), И. О. БОБАРИКА, канд. техн. наук, А. И. ДЕМИДОВ (Иркутский национальный исследовательский технический университет), e-mail: MegusMC@mail.ru

Методика определения собственных частот колебаний трубопровода с помощью ударного отклика сборной конструкции

Рассмотрены известные методы исследования динамических характеристик сборных конструкций. Разработана и апробирована методика расчета сборных конструкций на вибростойкость. Проведены расчеты для сравнения разработанной методики с уже имеющимися методиками. В тестовой задаче рассмотрена сборная конструкция трубопроводов участка гидросистемы.

Ключевые слова: трубопровод, вибрация, ударный отклик, собственная частота.

The known methods for studying the dynamic characteristics of prefabricated structures are considered. The technique for calculating of prefabricated structures for vibration resistance is developed and tested. Calculations are performed to compare the developed methodology with the existing methods. In the test problem, the prefabricated structure of the pipelines of the hydraulic system is considered.

Keywords: pipeline, vibration, impact response, eigenfrequency.

Большинство сложнонагруженных механизмов представляют собой связку генератора колебаний и системы, воспринимающей эти колебания [1]. Как известно, в летательных аппаратах такие системы являются сборными и достаточно сложными по форме [2]. С точки зрения определения надежности этих систем существует несколько подходов, но все они основаны на определении напряжений в интересующих точках системы с последующим определением ресурса. Методы определения вибронапряжений (в том числе и экспериментальный) имеют свои недостатки и достоинства, но все они не достаточно точны либо чрезвычайно ресурсоемки.

Методику ударного нагружения часто применяют для экспериментального определения динамических параметров систем [3]. Кроме того, существует множество методик для определения надежности ракетно-космических систем [3], которые также основаны на программах ударного определения мод аппаратуры.

При исследовании задач на частотах более 100 Гц, содержащих более 2 млн неизвестных, возникает необходимость применять расчетные станции, мощность которых значительно выше мощностей, доступных широкому кругу пользователей. Стоимость расчетов в таком случае существенно возрастает даже по сравнению со стендовыми натурными экспериментами.

В отличие от методик реальных экспериментов при расчете с помощью метода конечных элементов существует несколько ограничений, которые, как правило, снижают точность проводимых исследований, однако из-за относительно низкой трудоемкости запуска эксперимента при корректной постановке задачи все же могут применяться при проектировании.

Цель работы — создание и апробация новой методики расчета сборных конструкций на вибростойкость. Необходимо решить следующие задачи:

1. Описать уже используемые методики расчета собственных частот и определить их пригодность к расчетам на ресурс.
2. Создать методику, учитывающую наиболее опасный вариант работы конструкции.
3. Разработать методику, соответствующую практическим методам проверки, и проверить ее натурными экспериментами.
4. После определения параметров сравнить методику с уже имеющимися вариантами.
5. В тестовой задаче проверить, как зависит отклик конструкции от выбранного геометрического параметра.
6. Предложить путь развития методики.

Описания уже известных методов и их вариаций представлены в табл. 1. Для создания оптимального метода решили совместить два известных варианта расчета — 3 и 5 (см. табл. 1); в результате получили вариант 4.

Выполнение расчета

С целью тестирования вариантов анализа частотного отклика применяли модель прямолинейного участка трубопровода, закрепленного с двух сторон. Преимущества — меньшая ресурсоемкость и доступность возможностей по проверке решения.

Анализ проводили путем подвода перемещений под опоры трубопровода. Опоры не могут выходить из своих плоскостей. Векторы перемещения перпендикулярны оси трубопровода.

Работа выполнена с использованием программного комплекса ANSYS.

Требования к модели:

1. Модель не должна разрушиться от прикладываемой нагрузки.

Контакты, заданные в модели различными видами контактных элементов, не должны разрушиться под действием экспериментальной нагрузки. В противном случае расчет прекращается, так как целостность модели нарушается. Для преодоления проблем с высокоэнергетическим вибронагружением в начале расчета необходимо определять, какие виброускорения $Z''(t)$ в исходной функции $Z(t)$ нагружения системы необходимо прикладывать к модели, так как, с одной стороны, виброперегрузка не должна вызвать раскрытие контактов в соединениях модели, а с другой — нагрузки должны быть достаточно интенсивными, чтобы "раскачать" модель и получить полную картину динамики движения (отклика) модели.

Амплитудные значения вибронагружения определяли экспериментально. Для каждой модели функция имеет свои амплитудные максимумы.

2. Моделируемая нагрузка должна быть максимально близкой к реальной.

3. Система должна работать в зоне пропорциональности.

При расчетах предполагается, что в системе не возникают явления текучести.

4. Качество сетки и число расчетных точек должны соответствовать требованиям по точности и времени расчета.

Число элементов расчетной сетки и число точек определения параметров модели по времени огра-

Таблица 1

Методы исследования динамических характеристик конструкции

Характеристика анализа	Модальный анализ	Динамический анализ			Эксперимент
Вариант	1	2	3	4	5
Реализация	Точный анализ собственных частот	Анализ частотного отклика с возрастающей частотой действующей нагрузки	Анализ частотного отклика на основе экспериментальных данных	Анализ частотного отклика конструкции при исследовании ударного отклика	Трубопровод нагружается ударной нагрузкой (недеформирующий удар по объекту с подключенной измерительной аппаратурой)
Ресурсоемкость	Чрезвычайно низка	Высокая	Самая высокая	Низкая	Измерительная аппаратура
Данные по напряжениям	Отсутствуют	+	+ Точны и достоверны	+	+
Данные по перемещениям	Неточны	+	+ Точны и достоверны	+	Неточны
Вторая итерация вычислений	Необходима	—	—	Необходима	—
Особенности применения	Стандартный анализ, определяющий лишь частоты отклика конструкции конечно-элементным методом. После определения частот отклика генерируется файл-источник перемещений, содержащий перемещения с определенными ранее частотами	К конструкции прикладываются перемещения с возрастающей частотой. При проведении необходимо учитывать энергетику системы. Энергия колебаний должна быть такой, чтобы нагружать систему достаточно для возникновения инерционных сил, не разрушая контактов. Скорость возрастания возбуждения не должна быть высокой, чтобы конструкция получила импульс на собственной частоте колебаний и успела на него отреагировать	К конструкции прикладываются перемещения, полученные с помощью преобразования данных с тензодатчиков при экспериментальном исследовании напряжений систем ЛА (вариант 5)	К конструкции прикладывается разовое (ударное перемещение) Определение частот отклика системы. Модель конструкции нагружается ударной нагрузкой (предельно-допустимое ускорение, не вызывающее разрушение контактов модели) Для определения напряжений полученные колебания прикладываются к опорам, и проводится повторный расчет	Измерения проходят на реальном самолете. Напряжения снимаются с помощью тензодатчиков. Данные считываются и расшифровываются специальными аппаратными и программными комплексами

Ve718.fm Page 16 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

ничены ресурсами вычислительных систем. Параметры модели оптимизируются в ходе тестовых запусков расчетов.

Система позволяет получить эпюры напряжений на деталях системы в каждый момент времени. По этим данным можно определить опасные участки системы с наименьшим ресурсом.

Оценка достоверности анализа частотного отклика

Оценка достоверности проведена на примере трех вариантов анализа.

Вариант 1. Модальный анализ выполнен по всем правилам модального анализа для модели двухопорной балки.

Вариант 2. Анализ в динамической постановке с возрастающей частотой. Исходную нагрузку задавали приложением к опорам модели сигнала возрастающей по линейному закону частоты (рис. 1).

На рис. 1 представлены спектрограммы (в координатах: t — время, f — частота) сгенерированных колебаний с переменной частотой (прямая *1*) и постоянными частотами (прямые *2* и *3*). В анализе применяется спектр с переменной частотой.

Вариант 3. Анализ ударного отклика в динамической постановке — тестируемый метод определения собственной частоты колебаний конструкции.

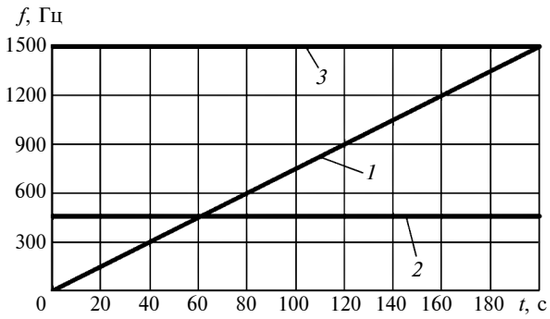


Рис. 1. Спектрограммы колебаний с постоянными частотами f = 460 (поз. *2*) и 1500 Гц (поз. *3*) и переменной частотой (поз. *1*)

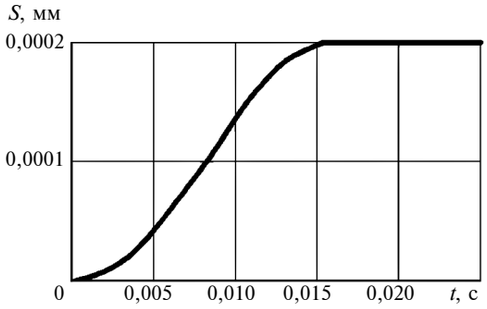


Рис. 2. Перемещения $S(t)$ для имитации ударной нагрузки

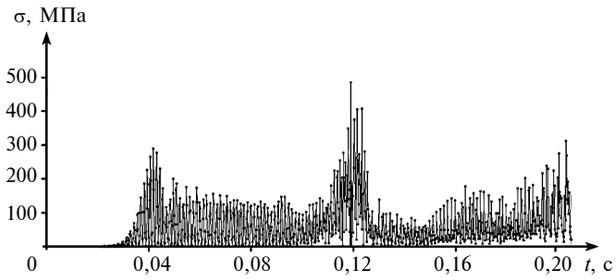


Рис. 3. Зависимость напряжений σ от времени t

Рис. 4. Сечение спектра колебаний трубопровода после ударной нагрузки

Формы результирующего колебания системы с возникающими в результате перемещений напряжениями показывают картину будущего возможного разрушения системы. Во время затухания колебаний, возникших в результате удара, части системы могут вибрировать с наиболее вероятными с энергетической точки зрения формами колебаний при минимальных затратах энергии.

Исходная нагрузка задается в виде, представленном на рис. 2. В момент остановки появляется ускорение, которое приводит к возникновению сил инерции и модель совершает затухающие колебания [4].

Результаты тестирования

По результатам варианта 1 анализа получены собственные частоты колебаний участка трубопровода.

Вариант 2 анализа позволяет получить график зависимости напряжений σ от времени t (рис. 3). Частоты выхода в резонанс определены по пикам напряжений в соответствии с прямопропорциональной зависимостью частоты от времени (см. рис. 1, прямая *1*).

На рис. 4 представлено сечение спектра колебаний трубопровода после проведения анализа по варианту 3, которое позволяет показать расположение максимумов на спектре и определить соответствующие им частоты.

Результаты разных вариантов анализа одной и той же модели представлены в табл. 2, согласно ко-

Ve718.fm Page 17 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

торым качество вычисления зависит от частоты определения результата (сколько раз в заданный интервал времени система рассчитывает параметры модели). В целом наиболее подробный результат дал вариант 3 — спектрограмма ударного отклика.

Для анализа сборных конструкций имеет огромное значение способность методики показывать реальный отклик всех деталей сборки во взаимодействии. Поэтому наиболее удачным, исходя из проведенных анализов и приведенных результатов, можно назвать вариант 3 — ударный отклик. Физически подобный анализ применяется и на реальных конструкциях в производстве и эксплуатации (см. табл. 1, вариант 5). Недостатком такого анализа можно считать лишь предполагаемую зависимость результата (интенсивности спектральных значений) от точек приложения силы.

Важным свойством анализа ударного нагружения является способность показывать взаимоинтенсивность откликов конструкции, т. е. на спектрограмме можно увидеть интенсивность откликов, что позволяет понять, как распределяются затраты энергии на колебания. В результате появляется возможность спроектировать систему с заданными параметрами энергопоглощения (например, демпфирующие опоры).

По сравнению с модальным анализом (вариант 1) и анализом с возрастающей частотой (вариант 2) происходят существенные перераспределения и корректировка собственных частот, амплитуд и напряжений, обусловленные учетом конфигурации модели, системы закреплений (в отличие от варианта 1) и отсутствием дополнительных внешних возбуждений (в отличие от варианта 2).

Расчеты сборных конструкций

Надежность оцениваем на отрезке рабочей модели конструкции трубопровода. Исследуем два варианта конструкции (рис. 5, *а* и *б*), которые отличаются только радиусом гиба трубопровода.

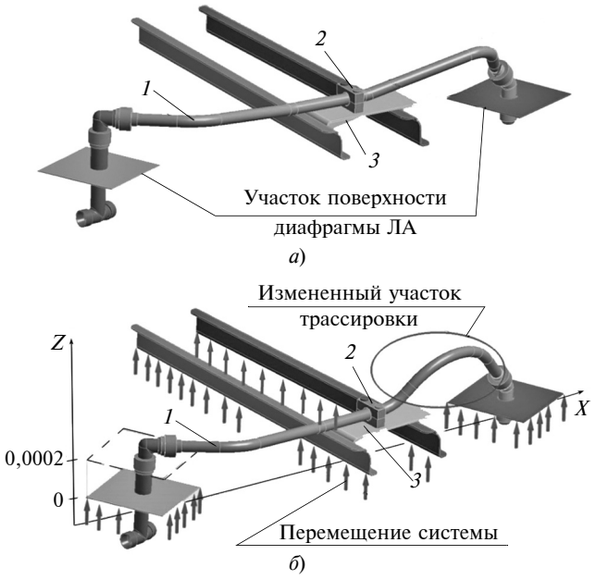


Рис. 5. Варианты 1 (*а*) и 2 (*б*) участка трубопровода:
1 — трубопровод; *2* — колодка крепления; *3* — мост

Все параметры анализа систем остаются такими же, как в варианте *3* анализа (см. табл. 1) — тестовой модели. Анализ проводили путем подвода перемещающих сил под опоры трубопровода (см. рис. 5, *б*). Векторы перемещения коллинеарны оси *Z*.

По результатам анализа получены частотные отклики обоих вариантов конструкции. На рис. 6 показана спектрограмма для двух вариантов трубопровода (ударный отклик).

Качественная оценка результатов показала, что многие частоты в варианте 2 трубопровода сдвинуты относительно варианта 1 в верх спектра на 20÷35 Гц.

Таблица 2

Анализ собственных частот модели

Вариант	Результаты	Примечания
1. Модальный анализ	366 Гц, форма колебаний 1; 994 Гц, форма колебаний 2; 1909 Гц, форма колебаний 3.	Время анализа 5 мин Высокая точность. Улавливает все возможные резонансные пики, но не учитывает инерцию выхода в резонанс и не определяет напряжения в системе
2. Анализ в динамической постановке с переменной частотой	419 Гц; 1252 Гц	Время анализа 240 мин Точность зависит от скорости возрастания частоты. Большая точность требует существенно большей мощности расчетной станции
3. Анализ ударного отклика в динамической постановке	142 Гц; 250 Гц; 465 Гц; 995 Гц	Время анализа 30 мин Точность ограничена числом точек решения. Аналитическое определение занимает дополнительное время − показывает напряжения и высокую точность, характерную для модального анализа

Ve718.fm Page 18 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

Рис. 6. Спектрограмма двух вариантов трубопровода (ударный отклик)

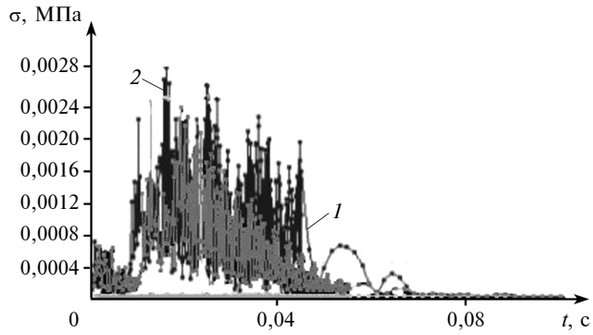


Рис. 7. Изменения напряжений σ в текущем времени для участка трубопровода вариантов 1 (поз. *1*) и 2 (поз. *2*)

Обратим внимание на то, что вся конструкция, подвергаясь воздействию одинаковой силы, и при изменении только одного участка трубопровода начинает "звучать" по-другому.

Аналитическая оценка надежности конструкции после проведения анализа частотного отклика

Была проведена качественная оценка результатов ударного нагружения сборной конструкции при изменении одного из параметров геометрии участка конструкции. На рис. 7 показаны изменения напряжения во времени.

Вариант 1 (см. рис 5, *а*) и вариант 2 (см. рис. 5, *б*) имеют схожую структуру реализации напряжений, однако качественно отличаются не только частотными характеристиками, но и амплитудами и периодичностью возникновения напряжений в конструкции, что несомненно повлияет на ресурс системы.

Напряжение в точке возникновения максимальных значений в варианте 2 конструкции увеличивается на 15 %.

Расчет циклов до разрушения конструкции можно провести по любой из теорий надежности. Полученное число циклов не будет прогнозом работы реальной конструкции [5]. Это значение — инструмент для определения степени увеличения надежности измененной конструкции относительно исходной.

С учетом наличия данных по истории нагружений и возможности выводить модель в предельные режимы с помощью ударного отклика, расчеты надежности — отдельная тема будущего исследования.

Выводы

1. Предложенная методика определения собственных частот колебаний модели работоспособна и позволяет оценить наиболее опасный вариант вибронагружения конструкции.

2. Преимущества метода ударного отклика позволяют использовать его для простых конструкций и деталей параллельно с натурным экспериментом, что в будущем позволит сделать метод еще более точным.

3. Анализ частот отклика с помощью функции с линейно возрастающей частотой возможен, но при его использовании ресурсоемкость расчета возрастает на порядок и более.

4. При изменении геометрического параметра трубы изменяются все частотные пики собственного отклика (а не только один, отвечающий за конкретный элемент, как предполагалось ранее).

5. Данный вид анализа является альтернативой модальному анализу (см. табл. 1, вариант 1) и анализу частотного отклика (см. табл. 1, вариант 2), превосходя их как по возможностям расчета на вычислительных системах малой мощности, так и по возможности получения частотной характеристики колебаний системы и распределений напряжений в деталях системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пановко Я. Г., Губанова И. И.** Устойчивость и колебания упругих систем: Современные концепции, парадоксы и ошибки. 6-е изд. М.: КомКнига, 2007. 352 с.

2. **Гиммельфарб А. Л.** Основы конструирования в самолетостроении. 2-е изд. М.: Машиностроение, 1980. 359 с.

3. **Томилина Т. М. и Гребенников А. С.** Ударные испытания космического оборудования по заданному спектру отклика // Сб. тр. науч. конф. "Сессия научного совета РАН по акустике и XXIV сессия Российского Акустического общества". Т. II. М.: ГЕОС, 2011. С. 8—10.

4. **Матвеев Е. П.** Собственные колебания криволинейных участков трубопроводов с протекающей жидкостью при разных закреплениях на концах: Дис. ... канд. техн. наук. СПб., 2010. 126 с.

5. **Лизин В. Т., Пяткин В. А.** Проектирование тонкостенных конструкций. 4-е изд. М.: Машиностроение, 2003. 448 с.

Ve718.fm Page 19 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.914.503.55

В. Г. ГУСЕВ, д-р техн. наук, Е. С. САВИНА (Владимирский ГУ им. А. Г. и Н. Г. Столетовых),
e-mail: prof_gusev@mail.ru

Проектирование процессов обработки сложных пространственных поверхностей на станках с ЧПУ в CAM-системе ESPRIT

Раскрыты функциональные возможности современной CAM-системы ESPRIT в области пятиосевой механической обработки сложных пространственных поверхностей на станках с ЧПУ. В CAM-системе ESPRIT реализована проектная процедура фрезерования межлопаточных каналов компрессорного колеса. Обеспечено высокое качество проектирования, уменьшено время на разработку технологии и управляющей программы для фрезерования сложных поверхностей каналов.

Ключевые слова: сложная пространственная поверхность, станок с ЧПУ, CAM-система ESPRIT, база знаний, правило распознавания, управляющая программа.

The functionality of the modern ESPRIT CAM system is disclosed in the field of five axial machining of complex spatial surfaces on CNC machines. In the ESPRIT CAM-system, the design procedure for milling the inter-blade channels of the compressor wheel is implemented. The high quality design is provided, the time to develop technology and control program for milling complex surfaces of channels is reduced.

Keywords: complex spatial surface, CNC machine, ESPRIT CAM system, knowledge base, recognition rule, control program.

Металлорежущие станки с ЧПУ составляют значительную часть оборудования машиностроительных предприятий, что объясняется их преимуществами перед оборудованием с ручным управлением: высокими точностью и производительностью обработки, простотой автоматизации производства, гибкостью, возможностью обработки деталей со сложной геометрией, использованием многостаночного обслуживания, производством продукции в круглосуточном режиме, обеспечением функционирования автоматических цехов и заводов, реализацией безлюдного производства и др. [1—3].

Фрезерные станки с ЧПУ позволяют обрабатывать заготовку с использованием трех—пяти одновременно управляемых осей координат. При использовании пятиосевых фрезерных станков к рабочим движениям фрезы по основным осям X, Y, Z добавляются повороты режущего инструмента относительно двух дополнительных осей A и C. Такие станки являются более сложными и дорогими, но возможность использования дополнительных осей существенно расширяет их технологические возможности.

Особую сложность представляет механическая обработка пространственных криволинейных поверхностей таких деталей, как крыльчатки насосов, роторы компрессоров, лопатки турбин и др.

Одним из основных конструктивных элементов центробежного компрессора является крыльчатка, которая представляет собой сложное тело вращения с криволинейными заборными лопатками (от термина "забор воздуха"). Лопатки расположены по радиусу, загнуты в направлении вращения вала турбины и могут быть изогнутыми относительно двух осей — X, Y (тип 2-D) или трех осей — X, Y, Z (тип 3-D). Без использования CAM-систем станки с ЧПУ программируют в основном при обработке простых геометрических элементов [1—3], так как обработка сложных пространственных поверхностей требует учета большого числа факторов, не поддающихся учету при ручном программировании, но оказывающих существенное влияние на выходные параметры процесса.

Учет специфики обрабатываемого материала, конфигурации заготовки, требований к качеству сложных поверхностей, траектории движения режущего инструмента в нескольких координатных плоскостях, а также управляющей программы (УП) невозможен без использования CAM-систем. В связи с этим для многоосевой обработки деталей (с использованием четырех и более одновременно управляемых осей координат), необходимо продвинутое программное обеспечение — CAD/CAM-системы [4, 5]. Основное преимущество наличия CAD/CAM-системы заключается в том, что разработчик избавлен от необходимости выполнять трудоемкие математические, технические расчеты и получает инструментарий для быстрой и качественной разработки технологии и управляющей программы.

В настоящее время существует много различных CAM- и CAD/CAM-систем, которые позволяют создавать управляющие программы для станков с ЧПУ, но не все из них способны реализовать пятиосевую обработку. Одной из наиболее продвинутых функциональных CAM-систем, позволяющих в полной мере задействовать возможности современных многофункциональных станков и обрабатывающих центров с ЧПУ, является CAM-система ESPRIT (разработчик DP Technology, США).

Автоматизированную CAM-систему ESPRIT можно настроить так, чтобы выбор решения при

Ve718.fm Page 20 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

проектировании процесса механической обработки изделия осуществлял либо технолог-программист, либо сама система.

Для облегчения процесса автоматизации программирования CAM-система ESPRIT реализует механическую обработку, основанную на базе знаний ESPRIT, позволяющей задействовать заранее определенные методики (в виде таблиц, формул и программных процедур), которые автоматически адаптируются к распознанной геометрии детали. В результате CAM-система ESPRIT предлагает необходимые инструменты и процессы обработки, основанные на заранее определенных правилах.

С течением времени технолог-программист пополняет базу знаний механической обработки, основанную на обратной связи с производством. Технологический опыт производственников закладывается в базу знаний и включает только лучшие решения, реализованные в конкретном производстве. Чем выше уровень автоматизации процесса программирования, тем больше времени и внимания технолог-программист может уделить повышению эффективности обработки [6].

Для разработки УП следует построить 3D-модель обрабатываемой детали в CAD- или CAD/CAM-системе, затем в CAM-системе создать траекторию движения режущего инструмента по каждому геометрическому элементу. В формате CL-Data или APT траектория обрабатывается специализированным программным модулем (постпроцессором) для получения управляющей программы в формате конкретной системы ЧПУ (Fanuc, Heidenhain, Sinumerik и т. д.).

Использование постпроцессоров позволяет не привязывать работу технолога-программиста к конкретному станку с ЧПУ. Таким путем можно разработать технологию обработки детали, акцентируя внимание в первую очередь на оптимизации процесса обработки, а не на аппаратных и программных особенностях металлорежущего оборудования. Используя различные постпроцессоры или универсальный постпроцессор, технолог-программист может адаптировать одну и ту же управляющую программу к различным станкам с ЧПУ.

Функциональные возможности CAM-системы ESPRIT позволяют автоматически рассчитывать режимы резания, исходя из настроек материала заготовки, параметров инструмента, траектории его движения при обработке с учетом функциональных возможностей конкретного станка с ЧПУ, на котором будет проводиться обработка. CAM-система ESPRIT кроме упрощения программирования позволяет проводить динамическую верификацию управляющей программы на экране персонального компьютера, исключая необходимость выполнения непроизводительных холостых прогонов режущего инструмента на станке.

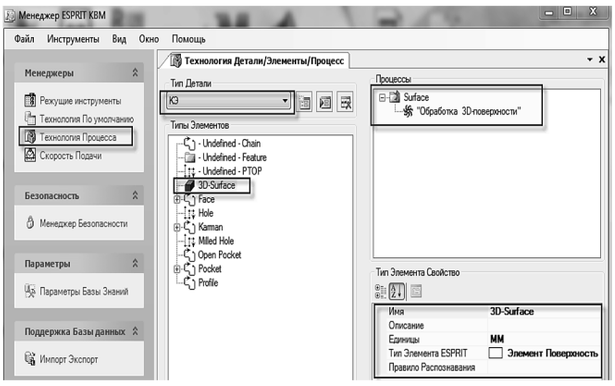


Рис. 1. Создание нового процесса обработки в CAM-системе ESPRIT

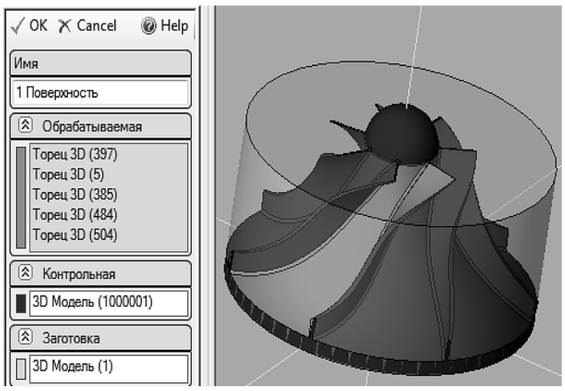


Рис. 2. Создание элемента "Поверхность"

Продемонстрируем возможности CAM-системы ESPRIT на примере создания правила обработки сложных профильных каналов между лопатками компрессорного колеса. Для этого в базе знаний ESPRIT заходим в опцию "Технология процесса" и создаем новый тип элемента — "3D-Surface". Создаем процесс "Surface" и добавляем шаг обработки — "Обработка 3D-поверхности" (рис. 1).

Настраиваем основные параметры обработки для созданного шага: предполагаемый инструмент, скорость резания и подачу, стратегию обработки, допуски на выполняемые размеры и т. д. Открываем в ESPRIT 3D-модель обрабатываемой детали, привязываем 3D-модель к соответствующему ей слою, при этом создаем заготовку на отдельном слое.

Для последующего распознавания элементов устанавливаем документ базы знаний в диалоговом окне "Параметры документа базы знаний". На 3D-модели колеса создаем два управляемых элемента, которые будут ограничивать расстояние между лопатками компрессорного колеса.

Создаем элемент "Поверхность", который будет распознан базой знаний. В разделе "Обрабатываемая поверхность" выделяем торцы, которые необходимо обработать, в разделе "Контрольная" ука-

Ve718.fm Page 21 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

зываем всю 3D-модель, а в поле "Заготовка" — заготовку, из которой будет получена деталь после обработки (рис. 2).

Убеждаемся, что база знаний CAM-системы ESPRIT правильно распознала элемент "Поверхность" [7]. В свойствах объекта "Поверхность" появится запись базы знаний — "Тип элемента — 3D-Surface". Переходим в "Менеджер процесса" и применяем созданную технологию обработки (рис. 3), указав управляемые элементы слева и справа.

В результате CAM-система ESPRIT создаст операцию обработки 3D-поверхности и отобразит траекторию движения режущего инструмента на 3D-модели. На этой стадии разработки технологии можно визуализировать процесс фрезерования криволинейных поверхностей канала (рис. 4).

Путем копирования технологического перехода фрезерования одного канала получаем механическую обработку остальных криволинейных каналов между лопатками компрессорного колеса (рис. 5).

Разрабатываем технологические переходы механической обработки других поверхностей компрессорного колеса, добавив обработку торцов лопаток (рис. 6).

В соответствии с технологией, разработанной в CAM-системе ESPRIT, обработали компрессорное колесо на пятиосевом обрабатывающем центре Quaser MF400, при этом для фрезерования профильных каналов использовали концевую фрезу диаметром 4 мм, режущая часть которой заточена по сфере. Режим резания: частота вращения фрезы — 9000 1/мин, скорость резания — 113 м/мин, ширина фрезерования — 1,5 мм, проход инструмента при обработке каждого канала — черновой однократный. При обработке криволинейных каналов использовали одновременно управляемые основные X, Y, Z и дополнительные A и C оси, т. е. пятиосевое фрезерование.

С использованием постпроцессора разработана управляющая программа, в соответствии с которой фрезеруется один профильный канал между лопатками компрессорного колеса. Фрагмент управляющей программы:

```
%
O0001
(Обработка криволинейного межлопаточного канала крыльчатки)
(T08 BM 04.0)
G17 G90 G21 G94
G28 G91 Z0
(Обработка 3D-поверхности)
T08 M06 (BM 04.0)
G68.2 X.401 Y1.01 Z-.059 I158.36 J6.238 K180
G53.1
S9000 M03
G0 X.131 Y29.567
G43 H08 Z8.085 M08
```

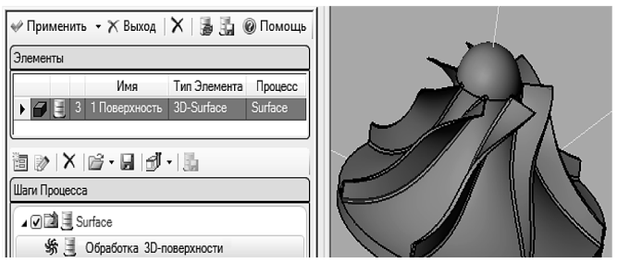


Рис. 3. Менеджер процесса обработки

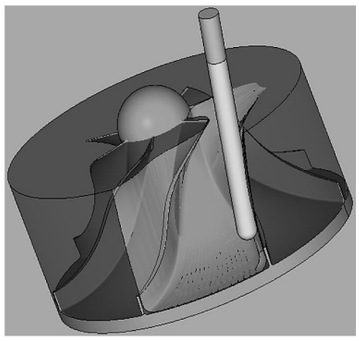


Рис. 4. Визуализация процесса фрезерования межлопаточного канала компрессорного колеса

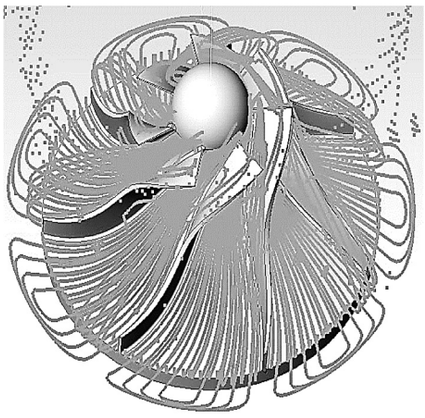


Рис. 5. Траектории движения фрезы при обработке межлопаточных каналов компрессорного колеса

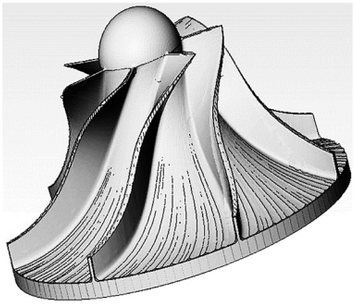


Рис. 6. Компрессорное колесо после обработки торцов и межлопаточных каналов

Ve718.fm Page 22 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

```
G1 Z6.085 A6.238 C-21.64 F719
X10.369 Y24.312 Z6.876 A8.189 C1.89
X12.6 Y20.181 Z7.67 A10.138 C11.157
X12.451 Y17.413 Z8.491 A11.756 C14.978
X11.208 Y15.097 Z9.5 A13.269 C16.15
X9.319 Y12.577 Z10.874 A15.197 C15.586
X7.861 Y9.758 Z12.348 A17.676 C15.374
X7.32 Y7.335 Z13.371 A19.983 C16.591
X7.19 Y4.976 Z14.165 A22.349 C18.824
⋮
X2.77 Y-38.975 Z6.999 A84.105 C81.559
X2.488 Y-39.774 Z5.795 A85.883 C82.82
X2.415 Y-39.966 Z5.506 A86.321 C83.12
Z7.506
M09
G69
M05
G28 G91 Z0
G28 X0
G28 Y0
M30
%
```

Для сокращения текста УП однотипные кадры пропущены. Начало управляющей программы указано графическим символом (%), ее номер — O0001. Название УП приведено в круглых скобках, ниже — код используемого режущего инструмента — (T08 BM 04.0). Следующие два кадра (две строки) УП определяют общие параметры обработки: плоскость отработки управляющей программы (плоскость интерполяции), программирование абсолютных размеров в метрической системе, подачу режущего инструмента в мм/мин (G17 G90 G21 G94). При возврате в исходную позицию происходит переключение на программирование инкрементальных размеров (G28 G91 Z0).

Далее происходит смена режущего инструмента на фрезу ∅4 мм со сферической заточкой режущей части (T08 M06 (BM 04.0)). Заданы координаты начальной точки фрезы и геометрического центра обрабатываемой поверхности (G68.2 X.401 Y1.01 Z-.059 I158.36 J6.238 K180).

Шпиндель вращается по часовой стрелке с частотой $S = 9000$ 1/мин (S9000 M03). Инструмент позиционируется в плоскость безопасности (G0 X.131 Y29.567), выполнена коррекция длины фрезы (G43 H08 Z8.085) и включено охлаждение (M08). На рабочей подаче $F = 719$ мм/мин инструмент врезается в заготовку и обрабатывает сложную пространственную поверхность канала с поворотом относительно дополнительных осей координат A и C (G1 Z6.085 A6.238 C-21.64 F719).

После окончания обработки одного канала фреза отводится от заготовки по оси Z (Z7.506), выключаются вращение шпинделя (M05), охлаждение (M09) и использование системы координат (G69). Далее фреза автоматически возвращается в исходную позицию (G28 G91 Z0; G28 X0; G28 Y0) для фрезерования следующего криволинейного канала. Команда M30 означает конец программы, при этом система ЧПУ станка возвращает технологическую систему в состояние, соответствующее началу управляющей программы (%).

CAM-система ESPRIT позволяет автоматизировать процесс обработки поверхностей на основе базы знаний, с помощью которой к распознанным конструктивным элементам применяются стратегии, учитывающие опыт предшествующего использования ESPRIT [8]. Пользуясь имеющимся инструментарием, технолог-программист может достаточно точно настроить свой процесс обработки или воспользоваться одним из вариантов обработки, находящихся в базе знаний и предложенных другими технологами-программистами.

Использование базы знаний CAM-системы ESPRIT для выбора режущего инструмента, способа механической обработки, расчета траектории движения режущего инструмента, режима резания, а также генерации УП для обрабатывающего центра Quaser MF400 позволило сократить время на технологическую подготовку производства [9] и повысить эффективность использования дорогостоящего металлорежущего оборудования с ЧПУ в процессе реализации многоосевой механической обработки сложных криволинейных поверхностей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Морозов В. В., Гусев В. Г.** Программирование обработки деталей на обрабатывающих центрах: Учеб. пособие. Владимир: ВлГУ, 2011. 366 с.
2. **Морозов В. В., Гусев В. Г.** Программирование обработки деталей на современных многофункциональных токарных станках с ЧПУ: Учеб. пособие. Владимир: ВлГУ, 2009. 236 с.
3. **Морозов В. В., Гусев В. Г.** Программирование обработки деталей на современных фрезерных станках с ЧПУ: Учеб. пособие. Владимир: ВлГУ, 2010. 246 с.
4. **Гусев В. Г., Наумов Г. М.** Перспективные направления повышения уровня технологической подготовки производства высокоточных изделий на станках с ЧПУ // Вестник машиностроения. 2015. № 10. С. 20—24.
5. **Наумов Г. М., Гусев В. Г.** Совершенствование подготовки производства высокоточных изделий путем обоснованного выбора оборудования с ЧПУ // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2014. № 4 (306). С. 70—73.
6. **Савина Е. С.** Автоматизация разработки управляющих программ с использованием базы знаний ESPRIT // Вестник магистратуры. 2016. № 1—1 (52). С. 27—29.
7. **Савина Е. С.** Пример создания правила обработки в базе знаний CAM-системы ESPRIT // Вестник магистратуры. 2016. № 5—1 (56). С. 35—38.
8. **Савина Е. С., Гусев В. Г.** Сокращение времени на разработку управляющих программ для станков с ЧПУ на основе CAM-системы ESPRIT // Перспективы развития технологий обработки и оборудования в машиностроении: Сб. науч. статей Междунар. науч.-практ. конф., Курск: ЗАО Университетская книга. 2016. С. 76—79.
9. **Савина Е. С., Гусев В. Г.** Сокращение срока технологической подготовки производства корпусных деталей на станках с ЧПУ // Master's Journal. 2016. № 1. С. 153—157.

Ve718.fm Page 23 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК [62-74: 514.8].001.57

В. Г. МУФТЕЕВ, канд. техн. наук (Уфимский государственный авиационный технический университет, г. Уфа),
Р. А. ЗИАТДИНОВ, канд. физ.-мат. наук (Университет Кемён, г. Тэгу, Южная Корея), e-mail: ziatdinov@kmu.ac.kr

Функциональность и эстетичность кривых линий в промышленном дизайне: многокритериальный подход к оценке качества форм в CAD-системах будущего

Предложен многокритериальный подход к оценке качества геометрических форм функциональных кривых, являющихся составляющими поверхностей, используемых для компьютерного моделирования форм объектов в различных видах дизайна. На основании анализа движения материальной точки по криволинейной траектории предложены требования к качеству функциональных кривых, включающие в себя высокий порядок гладкости, минимальное число экстремумов кривизны, минимизацию максимальной кривизны, скорости ее изменения, функционала потенциальной энергии кривой, выполнен анализ с позиций законов технической эстетики.

Ключевые слова: кривая высокого качества, кривая класса F, формообразование, САПР.

The multicriterial approach to the evaluation of the quality of geometric forms of functional curves, that are components of surfaces, used for computer modeling of object forms in various types of design, is proposed. On the basis of the motion analysis of a material point along a curvilinear trajectory, the requirements for the quality of functional curves are proposed, including a high order of smoothness, a minimum number of curvature extremes, minimization of the maximum curvature, rate of its change, potential energy of the curve, the analysis from the standpoint of the laws of technical aesthetics is performed.

Keywords: high quality curve, class F curve, shaping, CAD.

Введение

Плоские и пространственные кривые в технических проектах, обеспечивающие некоторую функциональную характеристику объекта, целесообразно называть *функциональными кривыми* [1]. Среди функциональных кривых можно выделить подкласс *инженерных кривых*, которые только единственным оптимальным образом обеспечивают некоторую проектную характеристику объекта. К таким кривым, например, можно отнести спираль Архимеда, используемую для дизайна профиля зубьев зубчатого колеса, а также *брахистохрону* — кривую наискорейшего спуска для транспортировки предметов [2]. Цепная линия, используемая для моделирования поверхности купола или висячей конструкции, а также клотоида, используемая для конструирования участков виража с линейным изменением центробежной силы, начиная с нуля [3], — все это тоже примеры инженерных кривых.

Инженерные кривые широко используются для решения различного рода проблем, возникающих в разных отраслях техники. Приведем несколько простых примеров:

профиль крыла самолета создает подъемную силу, поэтому при моделировании кривой профиля необходимо максимизировать подъемную силу при минимизации лобового сопротивления;

трасса дороги обеспечивает комфортную безопасную езду на транспортном средстве с определенной скоростью, поэтому необходимо добиваться максимальной плавности трассы при заданных ограничениях;

профиль кулачка определяет перемещение толкателя с клапаном для обеспечения необходимого закона газораспределения, поэтому при его конструировании рекомендуется добиваться безударного плавного движения клапана;

внешнюю кузовную поверхность автомобиля, архитектурные криволинейные формы здания можно отнести к функциональным поверхностям, если эстетичность и красоту рассматривать как проектную характеристику изделия, которая определяет его потребительские свойства.

В остальных случаях функциональные кривые имеют так называемую *свободную форму*. Плоские функциональные кривые свободной формы могут быть локально-выпуклыми (с постоянным знаком функции кривизны) и могут иметь точки перегиба (участки с разным знаком функции кривизны). Кроме того, функциональные кривые могут быть пространственными и, соответственно, иметь кручение. Читателю, которого интересуют сведения о плоских кривых, рекомендуем справочное руководство [4].

В предыдущих работах авторов применительно к техническим объектам были определены базовые и дополнительные требования к качеству функциональной кривой по критериям плавности [1, 5—7]. Ряд исследований был посвящен разработке методов моделирования эстетических кривых и оценке их качества с позиций законов технической эсте-

тики [8, 9]. В настоящей работе эти результаты уточнены, дополнены и систематизированы. Функциональные и эстетические кривые рассмотрены с единой точки зрения, предложены общие критерии оценки качества. Дан обзор методов моделирования кривых, удовлетворяющих этим требованиям. Ключевые моменты методов, важные для приоритета авторов, раскрыты в статье более подробно.

Качество геометрических форм

Независимо от специфики проектируемых объектов можно вывести универсальные требования к качеству геометрических форм функциональных кривых свободной формы. Ниже предлагается обобщенный список требований к качеству форм функциональных кривых, инвариантных относительно специфики проектируемого объекта.

1. Порядок гладкости не ниже 4-го

Гладкость есть свойство функции или геометрической фигуры (кривой, поверхности и др.), состоящее в том, что эта функция дифференцируема или у каждой точки данной фигуры имеется окрестность, допускающая задание с помощью дифференцируемых функций. В различных видах дизайна используются сплайны разного порядка гладкости. Например, при проектировании трасс дорог используются клотоидные сплайны и обеспечивается гладкость не ниже 2-го порядка. Для профилирования кулачка распределительного вала высокоскоростных двигателей необходима гладкость не ниже 3-го порядка, поэтому проектирование профиля начинается с вычерчивания плавного графика 3-й производной [10]. При моделировании пространственных кривых для обеспечения непрерывности функции кручения кривая должна иметь 3-й порядок гладкости. Пространственная кривая с плавным кручением должна иметь 4-й порядок гладкости, что следует из анализа пространственной криволинейной траектории движения материальной точки [11].

2. Отсутствие или минимальное число экстремумов кривизны

Плавность линии зависит также от формы графика изменения кривизны по длине линии движения. Осцилляция функции кривизны согласно основному уравнению динамики [11] вызовет пульсацию центробежных сил, действующих на материальную точку. Поэтому участок линии движения должен иметь минимальное число экстремумов кривизны или минимальное число вершин кривой линии. Наличие лишних экстремумов кривизны, например у формы объектов дизайна, может вызвать следующие отклонения:

неоправданное биение толкателя кулачкового механизма и в конечном итоге преждевременный износ механизма;

залипание почвы на участке плуга с концентрацией кривизны у траектории движения почвы, что приводит к увеличению сопротивления плуга и, следовательно, к повышению энергоемкости процесса вспашки [12];

при лишних экстремумах кривизны на аэродинамическом профиле — неоправданная пульсация среды, обтекающей профиль, что увеличивает его лобовое сопротивление и может спровоцировать срыв потока, а также увеличение силы давления на профиль;

необходимость лишних торможений и разгонов, что увеличивает энергозатраты на перемещение транспортного средства [13];

эффект кривых зеркал [14] у кривых кузовных поверхностей и архитектурных форм;

неправильное визуальное восприятие объектов компьютерной графики и CAD [15].

3. Малые значения вариации кривизны и скорости ее изменения

В некоторых прикладных областях вводится требование минимизации вариации кривизны, следовательно, концентрация кривизны должна быть ограничена по максимальному значению. Например, такое ограничение минимального значения радиуса кривизны (максимальной кривизны) вводится естественным образом при проектировании дорог: минимальный радиус виража ограничивается из расчета допустимой скорости транспортного средства [16, 17].

Важным параметром качества кривой является скорость изменения кривизны. При проектировании трассы дороги этот параметр регламентирует скорость нарастания центробежной силы, действующей на автомобиль на виражах, и легко контролируется благодаря применению сегментов клотоиды с линейным изменением функции кривизны [16, 17].

4. Малое значение потенциальной энергии кривой

Кривая, имеющая минимальное значение потенциальной энергии, называется *эластикой* [18]:

$$E_{MEC} = \int_{l_1}^{l_2} k^2(s)\mathrm{d}s \to \min,$$

где E_{MEC} — потенциальная энергия кривой; $k(s)$ — кривизна; l_1 и l_2 — начало и конец интервала.

Эластика представляется в виде осевой линии деформированной упругой рейки между двумя грузиками (кницами). Качество эластик апробировано многовековым опытом судостроения. Гибкие рейки (физические сплайны) применялись в лофтинге профилей шпангоутов, батоксов и ватерлиний при проектировании и строительстве судов, а позднее — автомобилей и самолетов.

Математически точное моделирование контура изогнутого физического сплайна используется в программе моделирования кривых KURGLA системы проектирования кораблей AUTOKON [14, 19]. В одном из алгоритмов программы KURGLA виртуальный физический сплайн аппроксимируется сегментами клотоиды. Автор работы [20] утверждает, что между точками фиксации физического сплайна кривизна меняется линейно, как у клотоиды.

Считается, что плавность кривой напрямую связана с ее потенциальной энергией. Необходимость выбора функциональной кривой с малым значением потенциальной энергии обосновывается следующим предположением. При движении объекта с функциональной поверхностью с большой скоростью среда, обтекающая объект, ведет себя как упругое тело. Очевидно, что для деформации упругой среды по линиям тока с меньшей потенциальной энергией будет затрачиваться меньше работы. При движении материальной точки по вогнутой криволинейной траектории с учетом трения работа, затрачиваемая на перемещение, будет меньше при меньшем значении потенциальной энергии траектории перемещения [1]. Это правомерно и при движении материальной точки по криволинейной плоской траектории при наличии трения.

Развитие методов научной визуализации открывает новые возможности для математического моделирования геометрических форм. Появляется возможность исследования полиномиальных и нелинейных сплайнов путем вычислительного эксперимента и в результате получения высококачественных визуализаций с высоким разрешением. В таких визуализациях точки определяются пикселями, а вычисление области разрешением 100×100 пикселей может занять несколько минут. В работе [21] были получены визуализации для функционала потенциальной энергии квадратичной кривой Бернштейна — Безье с монотонной функцией кривизны.

5. Эстетический анализ с позиций законов технической эстетики

Оценку качества кривой, в том числе и с позиций законов технической эстетики, необходимо вести по предложенному объективному методу оценки плавности. Если дизайнер не ограничен необходимостью поиска инженерной кривой, он может моделировать кривые свободной формы на геометрических определителях вида опорной или касательной ломаной. К примеру, в работах [8, 9] впервые в области геометрического моделирования был проведен эстетический анализ плоских кривых Бернштейна — Безье с позиции законов технической эстетики. Формообразующие признаки геометрии кривых оценивали по следующим критериям: лаконичность, целостность, выразительность, пропорциональная согласованность, композиционное равновесие, структурная организованность, образность, рациональность, динамичность, масштабность, пластичность, гармоничность. В зарубежной литературе кривые Бернштейна — Безье с монотонной функцией кривизны (*class A Bézier curve*) считаются эстетическими кривыми, хотя их эстетический анализ никогда не проводился. Проведенный авторами работ [8, 9] детальный эстетический анализ показал, что это утверждение ошибочно.

Существует другой подход к оценке эстетичности кривой, основанный на математических характеристиках форм, выявленных у объектов реального мира (например, в очертаниях крыльев бабочек) [22, 23]. Для моделирования красивых (эстетических) форм предлагаются так называемые *log-эстетические кривые*, имеющие линейный график кривизны в логарифмической шкале [24—26]. Множество известных спиралей, в том числе клотоида, являются частными случаями кривых этого класса. В работе [27] был предложен наиболее обобщенный класс кривых с монотонной функцией кривизны, называемый *суперспиралями*. Уравнения этих кривых выражаются через Гауссовы гипергеометрические функции и численно интегрируются адаптивными методами типа метода Гаусса — Кронрода.

Авторы работы считают, что приоритетной является оценка по критериям плавности. Экспертная оценка с позиций законов технической эстетики правомерна только после оценки на плавность или при отсутствии возможности проведения такого анализа.

Кривые класса F

1. Методы моделирования

Таким образом, для построения очень плавной траектории движения необходимы: минимальное число опорных точек моделируемой сплайн-траектории движения и высокий, не ниже 4-го, порядок гладкости; плавное кручение пространственной кривой; ограничения максимального значения кривизны и скорости ее изменения; минимизация функционала потенциальной энергии. Функциональные кривые, удовлетворяющие этим требованиям, называются *кривыми класса F* [28].

Модель кривой в прикладной геометрии называется определителем [5], который состоит из геометрической части и алгоритма генерации точек кривой или процедуры построения аппроксимирующего сплайна. Геометрическую часть определителя можно рассматривать как геометрический определитель кривой. Наиболее привычными и естественными видами геометрического определителя являются множества точек (вида опорной ломаной) или множества касательных прямых (в частности, вида касательной ломаной). Кроме того, в прикладной геометрии используются так называемые управляющие сплайновые полигоны NURBS кривых. Различные виды геометрических определителей имеют свои достоинства и недостатки. Ломаная инцидентности позволяет точно позиционировать кривую, касательная ломаная однозначно и точно задает форму моделируемой кривой, *S*-полигон NURBS кривой высокой степени позволяет локально изменять форму кривой и гарантирует высокое качество пространственных кривых по критериям плавности кривизны и кручения.

Общая схема моделирования кривой линии состоит из следующих основных этапов [5]:

1. Эскизирование кривой. Первоначальная информация о кривой может быть задана в виде: а) лекальной кривой или ее дискретного представления; б) множества точек, снятых с натурного макета с помощью измерительной системы; в) линии, проведенной конструктором на бумаге или экране графического дисплея и зафиксированной в виде дискретного множества точек; г) дискретного множества точек, через которые должна пройти кривая; д) фиксированной аналитической кривой.

2. Построение на эскизе кривой геометрического определителя, задающего геометрическую структуру кривой.

3. Изогеометрическая аппроксимация геометрического определителя посредством аналитической (либо кусочно-аналитической) кривой заданного класса или построение алгоритма генерации точек кривой на заданных параметрах геометрического определителя.

4. Переход к другому типу определителя кривой путем эквивалентного преобразования или путем изогеометрической аппроксимации определителя кривой для ее редактирования с помощью параметров нового геометрического определителя.

5. Переход к другому типу определителя кривой путем эквивалентного преобразования или путем изогеометрической аппроксимации определителя кривой для решения метрических и позиционных задач в CAD-системах. В этом случае новый определитель кривой называется шаблоном кривой.

2. Требования к методам моделирования функциональных кривых

Общие требования к методам моделирования кривых формулируются в работах [6, 14, 29, 30]. В эти требования входят: устойчивость формообразования или изогеометричность; инвариантность относительно аффинных и проективных преобразований; высокое качество кривой по критериям плавности и эстетике; гибкость; инструментальное разнообразие; возможность применения аналитических кривых.

Сравнительная оценка кривых

Для объективного сравнения кривых необходимо привести их к единому геометрическому определителю и провести сравнительный анализ по критериям плавности. При сравнении двух кривых на одном и том же геометрическом определителе проверяется число экстремумов кривизны каждой кривой, и кривая с большим числом экстремумов отбраковывается. Затем сравниваются порядки гладкости и кривая с меньшей гладкостью отбраковывается. Далее кривые сравниваются по значениям потенциальной энергии. Последним этапом этой оценки может служить эстетический анализ с позиций законов технической эстетики.

Заключение

В работе предложен многокритериальный подход к оценке качества форм функциональных кривых, формообразующих поверхности, качество которых существенно определяет функциональные характеристики объектов дизайна. К эстетическим функциональным кривым предложено отнести эстетические кривые, определяющие потребительские свойства изделия.

На основе анализа движения материальной точки по криволинейной траектории выработаны требования к качеству функциональных кривых для безударного плавного движения материальной точки. Определен общий список требований к качеству функциональных кривых (высокий порядок гладкости, минимальное число экстремумов кривизны, минимизация максимального значения кривизны, минимизация скорости изменения кривизны, минимизация потенциальной энергии кривой). Определены дополнительные требования к эстетическим функциональным кривым с позиции законов технической эстетики. Кривые, удовлетворяющие требованиям к функциональным кривым, определены как *кривые класса F*.

Авторы надеются, что предложенные требования станут толчком к развитию нового поколения систем автоматического проектирования, в которых

важнейшую роль будет играть интегративный подход, учитывающий современные достижения теоретической и вычислительной математики, законы красоты и природы, слияние которых в единую систему даст неоценимый синергетический эффект.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Обоснование** выбора оптимальной формы функциональной кривой динамической поверхности технического изделия / В. Г. Муфтеев, С. Г. Мударисов, И. М. Фархутдинов и др. // Известия международной академии аграрного образования. 2013. Вып. 17. С. 90—93.

2. **Павлов В. Е.** Брахистохрона применительно к сортировочной горке. Применение современных математических методов в эксплуатации железных дорог // Сб. науч. тр. ЛИИЖТа. 1969 (300). С. 138—146.

3. **Transition** curve modeling with kinematical properties: research on log-aesthetic curves / A. Arslan, E. Tari, R. Ziatdinov, R. I. Nabiyev // Computer-Aided Design and Applications. 2014. N. 11. V. 5. P. 509—517.

4. **Савелов А. А.** Плоские кривые. Систематика, свойства, применения: Справочное руководство. М.: Физматлит, 1960. 294 с.

5. **Муфтеев В. Г.** Конструирование криволинейных поверхностей на основе метода огибающей и параметрических B-сплайнов: Дис. ... канд. техн. наук. Киев, 1986. 274 с. Машинопись.

6. **Ossipov V. A., Muftejev V. G.** Modelling curvilinear lines and surfaces via modified B-splines // Computers in Industry. 1989. N. 13. V. 1. P. 61—67.

7. **Мударисов С. Г., Муфтеев В. Г., Фархутдинов И. М.** Оптимизация геометрии лемешно-отвальной поверхности плуга // Механизация и электрификация сельского хозяйства. 2009. № 4. С. 17—19.

8. **Nabiyev R. I., Ziatdinov R.** Evaluation of Bernstein-Bézier curves' shape features using the laws of technical aesthetics // Systems of design, technological preparation of manufacture and management phases of the life cycle of industrial products (CAD/CAM/PDM—2014), Moscow: Institute of Control Problems, Russian Academy of Sciences, 2014. P. 43.

9. **Nabiyev R. I., Ziatdinov R.** A mathematical design and evaluation of Bernstein-Bezier curves' shape features using the laws of technical aesthetics // Mathematical Design & Technical Aesthetics. 2014. № 2. V. 1. P. 6—13.

10. **А. с. SU 1237778 A1 СССР: МКИ F01L 1/08.** Кулачок привода клапана.

11. **Карякин Н. И., Быстров К. Н., Киреев П. С.** Краткий справочник по физике. М.: Высшая школа, 1969. 600 с.

12. **Муфтеев В. Г., Мударисов С. Г., Марданов А. Р.** Моделирование рабочей поверхности плуга // Материалы Всероссийской науч.-практ. конф., посвященной 75-летию со дня открытия Чувашской государственной сельскохозяйственной академии. Чебоксары: Изд-во ЧГСА, 2006. С. 479—482.

13. **Абдуллин М. М., Фаттахов М. М., Федоров П. А.** Архитектурно-ландшафтное проектирование дорог с учетом дорожной геометрии: Учебник. Уфа: Нефтегазовое дело, 2011. 320 с.

14. **Фокс А., Пратт М.** Вычислительная геометрия. Применение в проектировании и на производстве: Пер. с англ. М.: Мир, 1982. 304 с.

15. **Ziatdinov R.** Visual Perception, Quantity of Information Function and the Concept of the Quantity of Information Continuous Splines // Scientific Visualization. 2016. № 8. V. 1. P. 168—178.

16. **Андреев О. В., Бабков В. Ф.** Справочник инженера-дорожника. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Транспорт, 1969. 552 с.

17. **Справочная** энциклопедия дорожника / Минтранс России, Росавтодор. Т. 5. Проектирование автомобильных дорог // Под ред. Г. А. Федотова, П. И. Поспелова. М.: Информавтодор, 2007. 668 с.

18. **Shen J., Kang S. H., Chan T. F.** Euler's elastica and curvature-based inpainting // SIAM Journal on Applied Mathematics. 2003. № 63. V. 2. P. 564—592.

19. **Mehlum E., Sorensen P. F.** Example of an existing system in the ship-building industry: the Autokon system // In Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences. The Royal Society. 1971. P. 219—233.

20. **Mehlum E.** Nonlinear splines // Computer Aided Geometric Design. London: Academic Press, 1974. P. 173—207.

21. **Ziatdinov R., Yoshida N.** Visualization of the energy and variation of energy functionals for a planar quadratic Bézier curve with a monotonic curvature function // In Proceedings of the International Conference Geometric Analysis and Control Theory. Novosibirsk: Sobolev Institute of Mathematics. Russian Academy of Sciences, 2016. December. 8—12. P. 100—102.

22. **Kineri Y., Endo S., Maekawa T.** Surface design based on direct curvature editing // Computer-Aided Design. 2014. V. 55. P. 1—12.

23. **Harada T.** Study of quantitative analysis of the characteristics of a curve // Forma. 1997. N. 12. V. 1. P. 55—63.

24. **Yoshida N., Saito T.** Interactive aesthetic curve segments // The Visual Computer. 2006. N. 9—11. V. 22. P. 896—905.

25. **Gobithaasan R. U., Miura K. T.** Aesthetic Spiral for Design // Sains Malaysiana. 2011. V. 40. N. 11. P. 1301—1305.

26. **Inoguchi J.** Attractive plane curves in differential geometry // Mathematical Progress in Expressive Image Synthesis III Springer. Singapore: 2016. P. 121—135.

27. **Ziatdinov R.** Family of superspirals with completely monotonic curvature given in terms of Gauss hypergeometric function // Computer Aided Geometric Design. 2012. № 29. V. 7. P. 510—518.

28. **Моделирование** кривых и поверхностей класса F в интегрированной среде CAD-система + FairCurveModeler + Mathematica / В. Г. Муфтеев, Г. И. Михалкина, А. Н. Романюк и др. // Материалы науч.-практ. конф., посвященной 60-летию кафедры "Трактора и Автомобили" ФГБОУ ВПО БГАУ. Уфа: Изд-во БГАУ, 2013. С. 282—291.

29. **Farin G.** Class A Bézier curves // Computer Aided Geometric Design. 2006. № 23. V. 7. P. 573—581.

30. **Аронов Б. М., Жуковский М. И., Журавлев В. А.** Профилирование лопаток авиационных газовых турбин. М.: Машиностроение, 1975. 192 с.

Ve718.fm Page 28 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.45.044

Ф. А. ГИЗАТУЛЛИН, д-р техн. наук, Р. М. САЛИХОВ, канд. техн. наук
(Уфимский государственный авиационный технический университет),
Р. П. СИТНИКОВ (ОАО "ВЭЛКОНТ", г. Кирово-Чепецк),
e-mail: texprom@yandex.ru

Двухканальная емкостная система зажигания с транзисторным преобразователем для ГТД наземного применения

Разработан макет двухканального емкостного агрегата зажигания для ГТД наземного применения на основании однотактного обратноходового транзисторного преобразователя на полевом транзисторе с управлением от таймера, работающего в режиме генератора прямоугольных импульсов с дополнительной низковольтной стабилизацией напряжения.

Ключевые слова: двухканальная емкостная система зажигания, обратноходовой транзисторный преобразователь, полевой транзистор, стабилизатор, трансформатор, коэффициент заполнения импульсов, немагнитный зазор.

The model of a two-channel capacitive ignition unit for a gas turbine engine for surface application based on a single-stage flyback transistor converter with a field-effect transistor controlled from a timer operating in the mode of a square-wave generator with additional low-voltage voltage stabilization was developed.

Keywords: two-channel capacitive ignition system, flyback transistor converter, field effect transistor, stabilizer, transformer, impulse duty cycle, nonmagnetic gap.

Для систем зажигания применяют транзисторные преобразователи со следующими топологиями: обратноходовые, прямоходовые, мостовые, полумостовые и резонансные.

Для обратноходовых преобразователей характерны всплески напряжений при закрытии ключа, поэтому необходимо использовать ключи с повышенными допустимыми напряжениями и снабберные цепочки, предназначенные для рассеяния энергии, запасенной в индуктивности рассеяния первичной обмотки трансформатора, что снижает энергетическую эффективность преобразователя. Особенность обратноходовой типологии заключается в необходимости применять силовой ключ, допустимая сила тока которого больше, чем у других преобразователей. При большой индуктивности рассеяния выходного трансформатора можно применять схемы из двух силовых ключей, что повышает энергетическую эффективность преобразователя.

Несмотря на недостатки обратноходовых преобразователей, они являются наиболее предпочтительными для систем зажигания из-за простоты схемы и хороших массогабаритных показателей. Большинство серийных транзисторных преобразователей для систем зажигания выполняют по схеме обратноходового однотактного автогенератора с индуктивной обратной связью по току с некоторыми непринципиальными отличиями.

В России серийно выпускаются обратноходовые транзисторные преобразователи на биполярных транзисторах разной выходной мощности [1—3].

Параллельно с совершенствованием преобразователей на биполярных транзисторах разработчики систем зажигания работают над созданием обратноходовых преобразователей с использованием полевых транзисторов на повышенных частотах переключения с микроконтроллерным управлением, что предполагает упрощение схемы преобразователя, снижения массогабаритных параметров трансформатора при высокой надежности ключевых элементов.

Полевые транзисторы с изолированным затвором (MOSFET) имеют существенные преимущества по сравнению с биполярными транзисторами: управляются не током, а электрическим полем, что значительно снижает мощность, затрачиваемую на управление; переключаются с большей скоростью, их можно использовать при повышенных частотах; более теплоустойчивые и не подвержены вторичному пробою; более эффективны по передаваемой мощности. Их преимущества обеспечивают эффективную работу в импульсных схемах [2].

Для управления — переключения полевых транзисторов в обратноходовых преобразователях, можно использовать ШИМ-контроллеры, интегральные таймеры в режиме генератора импульсов, а также микросхемы по технологии Coolset, в которых в одном корпусе объединены высоковольтный силовой полевый транзистор, выполненный по технологии CoolMos, и схема аналогового и цифрового контроля. Данные микросхемы используют, например, для построения гальванически развязанного регулируемого преобразователя напряжения с комплексом необходимых защит (по току, от перегревания, от повышенного и пониженного напряжения питания) [4]. Схемы с ШИМ-контроллерами целесообразно применять при организации обратной связи между входной цепью и цепью заряда накопительного конденса-

Ve718.fm Page 29 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

тора. В большинстве применяемых систем зажигания ГТД обратную связь не используют, однако известны схемотехнические решения систем зажигания с управлением и стабилизацией выходной мощности.

Цель данного исследования — разработка и оценка эффективности макетного образца двухканального емкостного агрегата зажигания для ГТД наземного применения на основании однотактного обратноходового транзисторного преобразователя с управлением от интегрального таймера, работающего в режиме генератора прямоугольных импульсов. Особенность разрабатываемой схемы заключается в наличии низковольтного стабилизатора напряжения, обеспечивающего устойчивую работу интегрального таймера в условиях заданного напряжения питания 16÷32 В.

На рис. 1 приведена схема макетного образца системы зажигания с двумя независимыми каналами, каждый из которых работает на свою полупроводниковую свечу зажигания.

В фазе накопления энергии полевый транзистор каждого канала *VT* (*VT*′) открыт, в первичной обмотке трансформатора *TV* (*TV*′) сила тока нарастает, трансформатор накапливает энергию магнитного поля (штрихом обозначены элементы второго канала).

При этом выпрямительный диод во вторичной цепи *VD*4 заперт, передачи энергии из первичной цепи во вторичную цепь не происходит. Фаза передачи энергии во вторичную цепь наступает при закрытии транзистора. В этот момент полярность на вторичной обмотке трансформатора меняется в результате самоиндукции на противоположную. Открывается выпрямительный диод *VD*4, вторичный ток заряжает конденсатор *C*6. Из-за большой постоянной времени цепи заряда конденсатор *C*6 не успевает за один цикл работы преобразователя зарядиться до напряжения срабатывания коммутирующего элемента *FV* во вторичной цепи, поэтому конденсатор *C*6 заряжается за несколько циклов работы преобразователя.

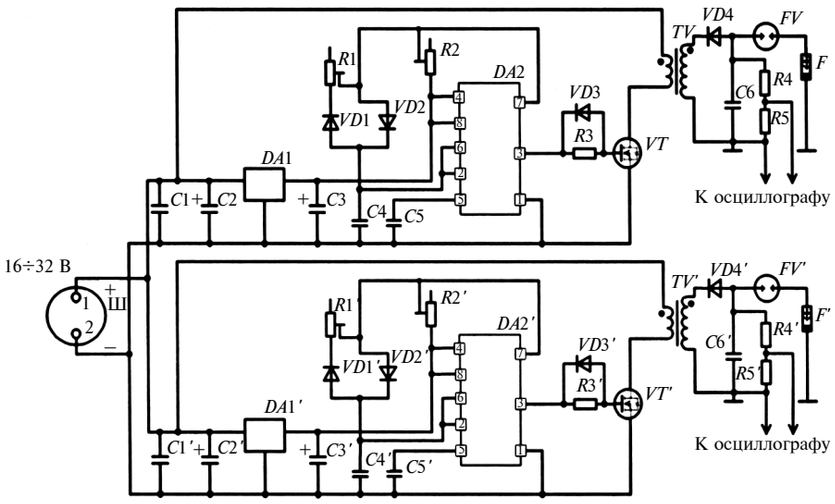


Рис. 1. Схема образца двухканального емкостного агрегата зажигания

Управление полевым транзистором осуществляется генератором сигналов — таймером *DA*2, работающим на определенной частоте, задаваемой элементами *R*1, *R*2, *R*3, *C*3, *VD*1, *VD*2. Стабилизатор *DA*1 обеспечивает питание микросхемы — таймера *DA*2 для получения неизменного напряжения прямоугольной формы на затворе полевого транзистора *VT* при изменении напряжения питания.

Параметры частотозадающих элементов, обеспечивающих требуемую частоту работы интегрального таймера *DA*2 и требуемый коэффициент заполнения импульса, определяли на основании результатов компьютерного моделирования работы таймера в программе NI Multisim (Electronics Workbench Group).

Требуемый коэффициент заполнения импульса определяли экспериментально совместно с необходимым немагнитным зазором трансформатора после сборки макетного образца агрегата зажигания в ходе доводки схемы и оптимизации ее параметров с целью минимизации потерь теплоты.

На рис. 2 представлены характерные осциллограммы напряжения, подаваемого с выхода таймера на затвор полевого транзистора с разными коэффициентами заполнения $D = 30$ и 20 % при изменении напряжения питания от 16 до 32 В.

Экспериментальную корректировку-оптимизацию параметров преобразователя осуществляли после расчета параметров преобразователя с учетом следующего. Коэффициент заполнения импульсов преобразователя определяет пиковое значение первичного тока, которое выше действующего тока. Если при максимальных пиковых токах будет происходить насыщение сердечника трансформатора, что снизит эффективность передачи магнитной энергии из первичной обмотки во вторичную и вызовет перегрев транзистора, то потребуется снижение коэффициента заполнения импульса, что приведет к увеличению магнитной проницаемости сердечника трансформатора и увеличению индуктивности первичной обмотки, снижая потери и повышая эффективность сердечника.

Следующим фактором, обеспечивающим снижение возможного перегрева транзистора, является немагнитный зазор в магнитопроводе трансформатора. Как

Ve718.fm Page 30 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

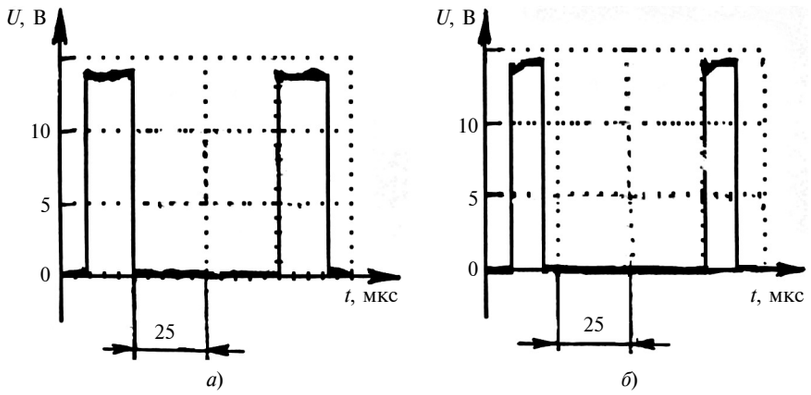


Рис. 2. Осциллограммы напряжения, подаваемого с выхода таймера на затвор транзистора с разной скважностью при изменении питания с 16 до 32 В при *D* = 30 (*а*); 20 % (*б*)

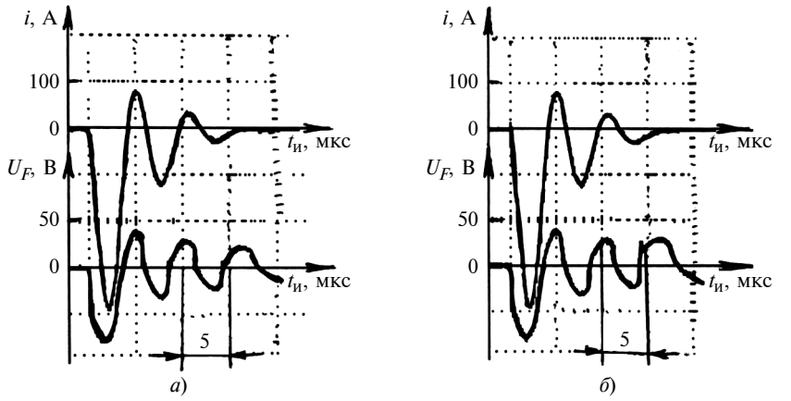


Рис. 3. Осциллограммы разрядного тока $i_р$ в свечах зажигания и падения напряжения $U_р$ в искровых разрядах в свечах в каналах 1 (*а*) и 2 (*б*) агрегата зажигания

известно, немагнитный зазор снижает эквивалентную магнитную проницаемость сердечника трансформатора и обеспечивает эффективную передачу магнитной энергии во вторичную цепь трансформатора. При увеличении зазора меняется соотношение между силой тока и индуктивностью обмотки трансформатора.

Таким образом, изменяя экспериментально коэффициент заполнения импульса и немагнитный зазор сердечника трансформатора, можно минимизировать потери и нагревание транзистора, повысить эффективность использования сердечника трансформатора, так как снижение коэффициента заполнения импульса уменьшает потребляемый ток и повышает индуктивность первичной цепи, а увеличение немагнитного зазора сердечника — уменьшает индуктивность и повышает первичный ток. Изменением указанных параметров можно получить сочетание тока и индуктивности, которое обеспечит наиболее эффективную передачу энергии магнитного поля из первичной цепи во вторичную без существенного нагревания транзистора.

В серийно выпускаемых емкостных системах зажигания частота работы преобразователя может превышать 10 кГц при использовании сердечников трансформаторов из электротехнической стали. При использовании ферритовых сердечников частоту преобразователя можно увеличить без существенных потерь, однако необходимо ограничение по предельной частоте, определяемое соотношением длительности импульса на выходе преобразователя и длительности разрядов в полупроводниковых свечах зажигания. При превышении определенной частоты возможен аварийный режим работы разрядной цепи при постоянно открытом коммутирующем элементе.

При проектировании макетного образца агрегата зажигания частоту работы преобразователя выбрали равной 15 кГц. При расчете параметров макетного образца использовали современную элементную базу с учетом предполагаемых температурных режимов работы агрегата зажигания в составе ГТД наземного применения: НК-16СТ, НК-16-18СТ и их модификации.

Макет двухканального агрегата зажигания выполнен по двухпроводной схеме питания и состоит из двух одинаковых электрических схем, каждая из которых работает на свою полупроводниковую свечу зажигания.

На рис. 3 приведены характерные осциллограммы падения напряжения $U_F(t)$ в полупроводниковой свече зажигания и разрядного тока $i(t)$ для обоих каналов. Осциллограммы разрядного тока фиксировали с использованием безындуктивного коаксиального шунта, включенного последовательно со свечой зажигания [5]. Фиксировали падения напряжения в полупроводниковых свечах F и F' с помощью омических делителей напряжения $R4$—$R5$ и $R4'$—$R5'$. По осциллограммам падения напряжения в свече зажигания и разрядного тока рассчитывали энергию искровых разрядов по формуле [6]

$$W_F = \int_0^{t_и} U_F(t)i(t)\mathrm{d}t,$$

где $t_и$ — длительность искрового разряда.

При накопленной в конденсаторе $C6$ энергии, равной 2,5 Дж, энергия искровых разрядов составила 0,52 Дж, что соответствует результатам экспериментальных исследований разрядных

Ve718.fm Page 31 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.22-23

М. М. АХМЕДПАШАЕВ, М. У. АХМЕДПАШАЕВ, д-р техн. наук, Ж. Б. БЕГОВ (Дагестанский ГТУ, г. Махачкала), e-mail: ahmedpashaev@mail.ru

Расчет полного ресурса рабочих деталей погружных насосов

Дан анализ расчетов полного ресурса рабочих звеньев (винта и обоймы) погружных насосов. С учетом рекомендаций И. И. Ивашкова предложена методика расчета ресурса слабого звена насоса — винта.

Ключевые слова: погружной насос, винт, обойма, работоспособность, трибосопряжения, технологическая поверхность.

The analysis of calculations of the total life of the working links (screw and cage) of submersible pumps is given. Taking into account the recommendations of I. I. Ivashkov, the technique for calculating the resource of a weak link in a pump — screw is proposed.

Keywords: submersible pump, screw, cage, working capacity, tribocouplings, technological surface.

С появлением и развитием новых отраслей, совершенствованием техники остро встает вопрос о повышении ресурса узлов механизмов, в которых используются трибосопряжения. В современных производствах для перекачки нефти и нефтепродуктов широко применяются высокопроизводительные насосы, работоспособность которых в большинстве случаев определяется ресурсом их узлов трения. Слабые звенья насосов — винт и обойма — могут потерять работоспособность при наличии дефектов на их технологических поверхностях.

Однако возникают такие ситуации, когда одна технологическая поверхность теряет работоспособность гораздо раньше других поверхностей [1], состояние которых позволяет продолжать работу трибосопряжения. Бывают также случаи частичного нарушения таких поверхностей.

Цель данной статьи — рассмотреть повышение работоспособности рабочих деталей погружных насосов до полного использования их ресурса, так как именно они являются прямыми или косвенными причинами выхода из строя погружного насоса в целом.

Долговечность детали определяется как свойство выполнять свои функции с возможными перерывами на ремонт (восстановление) [2, 3]. Для возобновления работоспособности винта или обоймы необходимо восстановить разрушенную технологическую поверхность. При этом через какое-то время поверхности могут вновь потерять работоспособность из-за нарушения свойств другой технологической поверхности, которая имела частичные разрушения до восстановления. Если восстанавливать только разрушающуюся технологическую поверхность, то, очевидно, что далее винт и обойма будут тем чаще выходить из строя, чем больше технологических поверхностей или возможных дефектов на них, и чем меньше кратность между технологическим ресурсом, определяемым по формуле

$$\omega = A(H_т, K_р),$$

где ω — частота выхода детали из строя; $H_т$ — число технологических поверхностей; $K_р$ — коэффициент, характеризующий кратность выхода поверхностей за пределы допуска от общего числа $H_т$ технологических поверхностей.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 28)

процессов в разных серийных полупроводниковых свечах зажигания.

Работоспособность макетного образца агрегата зажигания подтверждена результатами испытаний в режиме повторно-кратковременных включений, аналогичном работе серийных агрегатов зажигания.

Испытаниями установлено, что общий КПД каждого канала составляет 0,74 при меньших габаритных размерах по сравнению с прототипом — серийным двухканальным агрегатом зажигания аналогичного назначения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гизатуллин Ф. А.** Емкостные системы зажигания. Уфа: УГАТУ, 2002. 249 с.

2. **Семенов Ю. С.** Силовая электроника: от простого к сложному. М.: Солон-Пресс, 2005. 416 с.

3. **Ромаш Э. М., Драбович Ю. И.** Высокочастотные транзисторные преобразователи. М.: Радио и связь, 1988. 288 с.

4. **Компоненты** для построения источников питания http://www.symmetron.ru/articles/brochures/SMPS.pdf.

5. **Вахитов Р. Ш., Гизатуллин Ф. А.** Трубчатый широкополосный шунт для измерения больших импульсов тока // Измерительная техника. 1978. № 8. С. 75.

6. **Гизатуллин Ф. А., Салихов Р. М., Ищейкина Т.** Методы измерения энергии искровых разрядов в стреляющих полупроводниковых свечах газотурбинных двигателей // Авиакосмическое приборостроение. 2013. № 3. С. 10—14.

В случае потери работоспособности одной технологической поверхности следует вместе с ней восстанавливать и другие поверхности, тогда деталь получит свойство исходной, т. е. новой поверхности. Но такой подход не целесообразен по экономическим соображениям.

Если пара "винт — обойма" теряет работоспособность из-за нарушения одной технологической поверхности при сохранении работоспособности других поверхностей, то, в принципе, первую поверхность можно восстановить, но только один раз. В действительности такое положение нереально по двум причинам.

Во-первых, при существующих технологических методах восстановления поверхности нарушаются параметры других поверхностей, для которых также возникнет необходимость восстановления.

Во-вторых, нельзя считать удачной конструкцию трибосопряжения, которая часто выходит из строя по причине одного из дефектов и ведет к остановке погружного насоса, его демонтажу и монтажу и связанными с этим экономическими потерями.

Следовательно, для полного использования трибосопряжения все технологические поверхности должны иметь разные сроки службы. Поэтому винт и обойму, имеющих поверхности с примерно одинаковыми возможными дефектами, можно считать удачной конструкцией, если обе поверхности теряют работоспособность одновременно, т. е. если сроки службы всех технологических поверхностей винта равны:

$$T_1 = T_2 = T_3 = T_4 = ... = T_n.$$

Однако обеспечить равнопрочность поверхностей винта и обоймы для качественной работы погружного насоса довольно трудно. Однако возможно поэтапное решение, когда отдельные поверхности винта имеют меньшую, но кратную двум-трем, долговечность по отношению к технологическим поверхностям. Опыт ремонта погружных насосов показал, что трибосопряжения, как правило, можно восстанавливать не более двух-трех раз, т. е. должно выполняться условие:

$$T_1 = HT_2 = KT_3 = ... = HT_n = KT_j,$$

где H и K — коэффициенты кратности (2—3 раза).

Таким образом, необходимость обеспечения равнопрочности или кратной прочности поверхности винта приводит к мысли о дифференцированном расчете всех его поверхностей на износостойкость и циклическую прочность. Расчет следует проводить в предположении равенства сроков службы винта ($T_в$) в целом и отдельных его поверхностей с учетом коэффициентов кратности по формуле

$$T_в = T_i = HT_n + KT_j.$$

Так как винт и обойма являются частью погружного насоса, то и долговечность следует рассматривать как срок эксплуатации насоса.

Оптимальный срок службы погружного насоса определяется экономическими, техническими и моральными аспектами, что отражено в работах [4—6], дающих научный подход к установлению сроков службы насоса, амортизационных отчислений и др.

В данной статье не ставится цель подробного анализа этого вопроса и путей его решения. Отметим только, что большинство последователей устанавливают оптимальный срок службы насоса с учетом все возрастающих затрат на его эксплуатацию и ремонт, т. е. основным считается не быстрота изнашивания, а его характер. Для решения частных задач такой подход был бы оправдан, если бы рабочие детали насоса не изнашивались так быстро, как, например, сооружения (здания, мосты, башни, подъемные механизмы и др.), которые служат веками.

Самого внимательного изучения заслуживает вопрос естественного старения насоса. Однако при добросовестном подходе к разработке конструкции погружного насоса, особенно его рабочих деталей, срок естественного старения можно значительно увеличить. Но даже при существовании оптимального срока службы насоса потребитель должен иметь гарантию, что погружной насос проработает установленный срок. К моменту выбраковки насоса возможности всех его деталей и узлов должны быть исчерпаны, или, по определению академика А. И. Иливанова, остаточная годность выбракованной машины должна быть минимальной. Это еще раз говорит о том, что равнопрочные поверхности деталей могут обеспечить условия минимальной годности при выбраковке машины, но только при соответствии сроков службы всех деталей. В целом подход к установлению долговечности погружного насоса, в частности по работоспособности винта, можно представить так:

1) установление предполагаемого срока службы насоса;

2) проектирование и определение слабых звеньев;

3) определение изношенных технологических поверхностей трибосопряжения;

4) исследование трибосопряжения на износостойкость, усталостную прочность и размеров технологических поверхностей;

5) усовершенствование технологии изготовления рабочих частей;

6) экономическое обоснование проектируемого трибосопряжения.

По ряду пунктов имеется достаточно обширный теоретический и практический опыт подбора деталей, кроме п. 4. Рассмотрим возможности решения этого вопроса. Для общего подхода к расчету деталей на износостойкость необходимо выделить или классифицировать элементарные поверхности, которые имеют все детали. Например, цилиндрические поверхности под подшипники, шлицевые, резьбовые, плоские и другие поверхности. Следовательно, при конструировании детали выбирают ее форму и материал. Затем проводят расчеты на прочность, жесткость, усталостную прочность и теплостойкость. После чего выделяют элементарные или технологические поверхности детали и каждую рассчитывают на износостойкость при условии:

$$T_з = T_р,$$

где $T_з$ и $T_р$ — технологический ресурс детали соответственно заданный и полученный расчетом.

При $T_р < T_з$ разработчик, изменяя параметры поверхности (размеры, твердость, прочность и др.) добивается обеспечения равенства $T_р = T_з$. И так по всем технологическим поверхностям винта и обоймы, подвергающимся износу. В случае введения изменений, критерии прочности, жесткости, усталости и теплостойкости проверяют снова.

В практике создания машин широко используют методы подобия и аналогии. Это в определенной мере — разумный подход, так как учитывает большой опыт эксплуатации предшествующих конструкций. Аналитически выразить подобные взаимосвязи впервые предложил д-р техн. наук, проф. И. И. Ивашков [7], который использовал этот подход при расчете на износостойкость вновь проектируемых пластинчатых цепей. Суть предлагаемого метода сводится к сравнению сроков службы рассчитываемой и исходной цепей с учетом того, что конструкция и условия работы рассчитываемой цепи аналогичны исходной, т. е. И. И. Ивашков учитывает сложившуюся практику конструирования машин, при которой новая машина создается на базе существующей в эксплуатации.

Учитывая рекомендации И. И. Ивашкова, срок службы рассчитываемого слабого звена погружного насоса — винта, можно определить при известном сроке службы исходного винта по формуле

$$T = T_1 \frac{K_{к1}}{K_к} \frac{K_{э1}}{K_э},$$

где T — срок службы (износостойкость) исходного винта, ч; $K_{к1}$ и $K_к$ — коэффициенты конструкции и технологии изготовления соответственно рассчитываемого и исходного винтов; $K_{э1}$ и $K_э$ — коэффициенты условий работы соответственно рассчитываемой и исходной цепей.

Коэффициент $K_к$ определяется произведением простых коэффициентов:

$$K_к = K_м K_н K_з K_п,$$

где $K_м$ — коэффициент материала и термической обработки деталей трибосопряжения; $K_н$ — коэффициент неравномерности распределения удельных давлений; $K_з$ — коэффициент защиты трибосопряжений насоса от абразивного загрязнения; $K_п$ — коэффициент поворота винта и обоймы.

Коэффициент $K_э$ определяется произведением простых коэффициентов по формуле

$$K_э = K_т K_p K_{ск} K_а K_с K_д,$$

где $K_т$, K_p, $K_{кс}$, $K_а$, $K_с$ и $K_д$ — коэффициенты соответственно пути трения, удельного давления, скорости, абразивного загрязнения, смазки, допускаемого износа.

Таким образом, задача сводится к определению простых коэффициентов, влияющих на скорость изнашивания рабочих деталей погружного насоса, в зависимости от скорости изнашивания винта. Получить эти коэффициенты можно только на основании статистики изнашивания винтов в разных условиях, что довольно трудоемко. Однако, используя идею проф. И. И. Ивашкова, можно поступить так: исключить коэффициенты и формулу расчета работоспособности выразить через основные конструктивные параметры сопряжения, например циклическую прочность и твердость, которые всегда известны конструктору.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Скважинные** насосные установки для добычи нефти / В. Н. Ивановский, В. И. Дарищев, А. А. Сабиров и др. М.: ГУП Изд-во "Нефть и газ" РГУ нефти и газа им. И. М. Губкина, 2002. 824 с.
2. **Чернилевский Д. В.** Детали машин и основы конструирования: Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 2013. 670 с.
3. **Дунаев И. Ф., Леликов О. П.** Конструирование узлов деталей машин. 10-е изд., стер. М.: Изд. центр "Академия", 2007. 496 с.
4. **Никишенко С. Л., Киреев С. О., Корчагина М. В.** Гидромашины и компрессоры: Учебное пос. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 2014. 164 с.
5. **Пат. 2365786 Рос. Федерация:** МПК F04B47/00. Скважинный штанговый насос.
6. **Крагельский Н. В., Добычин М. Н., Комбадов В. С.** Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 494 с.
7. **Ивашков И. И.** Основы расчетов, конструирования, повышения качества и экономичности конструкции пластинчатых цепей: Дисс. ... д-р техн. наук. М., 1968. 208 с.

Ve718.fm Page 34 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.365.48

А. О. ГЛЕБОВ, С. В. КАРПОВ, кандидаты технических наук, С. В. КАРПУШКИН, д-р техн. наук
(Тамбовский ГТУ, г. Тамбов), e-mail: karp@mail.gaps.tstu.ru

Методика расчета температурных полей электрических спиральных нагревателей с использованием стационарных адиабатических поверхностей[1]

На примере электрической нагревательной спирали рассмотрена задача распространения тепла в теле с циклической геометрией. Расчет температурных полей подобных элементов сопряжен с большими вычислениями. Для существенного сокращения расчетов и повышения их точности применено понятие стационарной адиабатической поверхности. Показано, что стационарная адиабатическая поверхность электрической нагревательной спирали соответствует ее геометрии, т. е. является геликоидом, смещенным от нагревателя по его оси на 1/2 шага витка. Для расчета температурного поля прямой спирали, размещенной внутри паза квадратного сечения, достаточно рассмотреть 1/16 часть витка, для расчета изогнутой спирали — 1/4 часть.

Ключевые слова: электрический спиральный нагреватель, расчет температурного поля, стационарная адиабатическая поверхность, конечно-элементный анализ, радиус изгиба спирали.

Using the example of an electric heating spiral, the problem of heat propagation in a body with cyclic geometry is considered. Calculation of the temperature fields of such elements is associated with large calculations. To significantly reduce the calculations and improve their accuracy, the concept of a stationary adiabatic surface is used. It is shown, that the stationary adiabatic surface of an electric heating spiral corresponds to its geometry, that is, it is a helicoid displaced from the heater along its axis by 1/2 of the turn. To calculate the temperature field of a straight spiral located inside a groove of a square section, it is sufficient to consider 1/16 of the coil, to calculate the curved spiral — 1/4 part.

Keywords: electric spiral heater, temperature field calculation, stationary adiabatic surface, finite element analysis, bending radius of the spiral.

Омический (резистивный) нагрев — один из основных способов преобразования электрической энергии в тепловую энергию, так как электронагревательные элементы просты в изготовлении и надежны в эксплуатации. В бытовых приборах наиболее широко используются спиральные нагреватели вследствие их большей удельной мощности на единицу длины спирали по сравнению со стержневыми и ленточными нагревателями. В нагревательных устройствах промышленного назначения при рабочих температурах до 250 °С чаще применяют индукционные нагреватели [1, 2] ввиду их долговечности. Как правило, при больших рабочих температурах и промышленной частоте электрического тока требуемая мощность индукционного нагрева не достигается, поэтому эффективнее использовать омические нагреватели. Их главный недостаток — ограниченный срок службы. При работе нагреватели окисляются, возникают области локальных перегревов, что приводит к разрушению спирали, при этом срок службы нагревателя напрямую зависит от его рабочей температуры.

Задача проектирования нового нагревателя — определение параметров, при которых обеспечивается заданная мощность при рабочей температуре, не превышающей допустимую.

В данной работе рассматривается случай размещения спирали внутри паза, плотно заполненного электроизолятором (нагреватель плиты гидравлического пресса для температурной обработки изделий из резины, пластмасс, металлов и сплавов).

Традиционные методы расчета позволяют лишь приближенно оценить среднюю температуру провода спирали и ориентированы на ее открытое размещение, когда основная часть тепла передается излучением. Современные методы расчета основаны на применении конечно-элементного анализа.

Так как размеры нагреваемого объекта, как правило, на два-три порядка больше диаметра провода спирали, обеспечить необходимый уровень дискретизации провода конечными элементами не удается. Поэтому актуальна задача сокращения расчетов без увеличения их погрешности. Корректное решение задачи связано с использованием адиабатических поверхностей.

Рассмотрим распространение тепла в произвольном теле вблизи плоскости α его симметрии (рис. 1, *а*). Очевидно, что при симметричности начальных и граничных условий, а также свойств материала, будет наблюдаться и симметрия температурного поля относительно плоскости α. Так как температуры T_1 и T_1' одинаковы, в плоскости α нормальная к ней компонента градиента температуры отсутствует:

$$\operatorname{grad} T \times \mathbf{n} = 0, \qquad (1)$$

где $\mathbf{n}$ — единичный вектор нормали к плоскости симметрии α.

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках базовой части (проект 8.7082.2017/8.9).

Ve718.fm Page 35 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

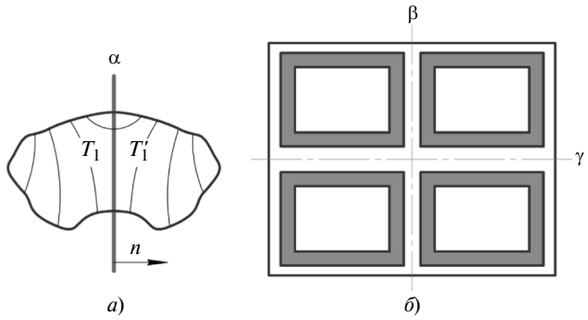


Рис. 1. Плоскости симметрии произвольного тела (*а*) и нагревательной плиты вулканизационного пресса (*б*)

По закону Фурье вектор **q** теплового потока, Вт/м^2, определяется по формуле

$$\mathbf{q} = -\lambda \operatorname{grad} T, \qquad (2)$$

где λ — коэффициент теплопроводности материала тела, Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$.

Из уравнений (1) и (2) следует, что плоскость симметрии обладает адиабатическим свойством:

$$\mathbf{q} \times \mathbf{n} = 0. \qquad (3)$$

Другими словами, между симметричными частями какой-либо системы отсутствует теплообмен. Адиабатическое граничное условие не требует специального задания при решении тепловых задач, например в системах конечно-элементного анализа.

В любой момент возможно существование множества поверхностей, удовлетворяющих уравнению (3), однако практический интерес представляют лишь стационарные поверхности, положение и форма которых не меняются со временем. При решении системы уравнений математической модели, описывающей распространение тепла в сложной технической системе, рассмотрение геометрической области, ограниченной адиабатическими поверхностями, позволяет получить температурное поле этой области и скопировать его (при условии зеркальной симметрии или циклической геометрии) на все другие области. Такой подход повышает степень детализации температурного поля и уменьшает время расчета.

В большинстве случаев стационарные адиабатические поверхности линейны и представляют собой плоскости симметрии, например конструкция нагревательной плиты с четырьмя индукторами, используемой в вулканизационных прессах (рис. 1, *б*). Наличие двух плоскостей β и γ симметрии позволяет при анализе тепловых процессов рассматривать не полную модель плиты, а только ее 1/4 часть [3]. При этом не требуется задавать какие-либо граничные условия на отсекаемых поверхностях.

Поиск и обоснование симметрии применяют в разных областях знаний: компьютерном зрении, робототехнике и вычислительной геометрии. Например, в работе [4] приводится алгоритм поиска полной или частичной симметрии в трехмерных твердотельных геометрических моделях исследуемых тел разных размеров. Однако данный алгоритм весьма сложен в случае реализации спиральных нагревателей.

Понятие "адиабатические поверхности" используют не только в задачах с циклической или симметричной геометрией. Авторы работы [5] использовали это понятие при разработке расчета температуры несущих металлических конструкций горящих зданий. Кроме того, адиабатическую стационарную поверхность можно рассматривать как идеальный теплоизолятор.

Рассмотрим нагрев электрической спирали, размещенной в пазу нагревательной плиты [6]. Пространство между спиралью и стенками паза квадратного сечения заполнено специальным электроизолятором с относительно высокой теплопроводностью, например периклазом (рис. 2). Аналогично устроены трубчатые электронагреватели, широко используемые в бытовых приборах [7]. Задача состоит в расчете температурного поля спирального нагревателя.

Высокая теплопроводность материала плиты позволяет принять допущение, что температура стенок паза постоянна по его длине и периметру. Очевидно, что температурные поля витков спирали в этом случае не должны различаться. Выделим в пазу один виток нагревателя (рис. 3, *а*). Плоскости δ и ε, отсекающие этот виток, не адиабатические, так как не являются плоскостями симметрии. При симметричном отражении витка спирали, отсеченного плоскостями δ и ε, направление намотки меняется на противоположное (рис. 3, *б*).

Для количественной оценки погрешности, возникающей при плоском отсечении витка спирали, приведем результаты расчета стационарного тем-

Рис. 2. Размещение электрической спирали в пазу нагревательной плиты при изготовлении

Ve718.fm Page 36 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

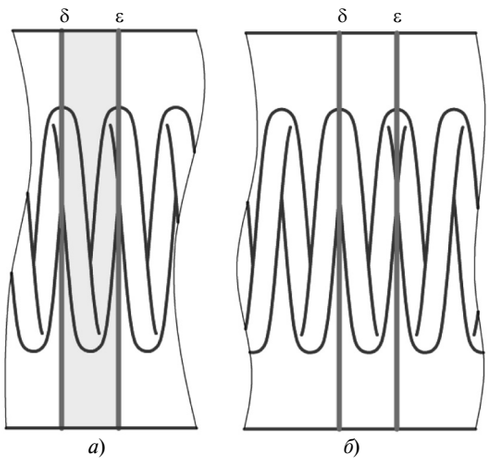


Рис. 3. Схема плоского отсечения одного витка спирали (*а*), симметричное отражение витка спирали, отсеченного плоскостями δ и ε (*б*)

пературного поля неверной модели (рис. 4, *а*) в системе конечно-элементного анализа ANSYS. При нагреве устройства температура стенок паза постепенно повышается, при этом тепловой поток от омического нагревателя практически не меняется, следовательно, повышается и температура самого нагревателя. Как правило, при достижении заданной температуры объекта она стабилизируется с применением позиционного или непрерывного закона регулирования, при этом снижается средняя мощность нагревателя.

Таким образом, стационарная модель отвечает наиболее "неблагоприятным" условиям работы нагревателя: максимально возможная температура стенок паза и постоянная поверхностная мощность нагревателя. Стационарное уравнение теплопроводности твердого тела с внутренними источниками тепла имеет вид:

$$\lambda \mathrm{div}\,\mathrm{grad}\,T + Q = 0,$$

где Q — удельное внутреннее тепловыделение, Вт/м^3; T — температурное поле в рассматриваемом теле, °С.

Проведем расчет спирали из проволоки ∅0,8 мм с диаметром намотки (по осевой линии) $D = 7{,}8$ мм и шагом спирали $h = 2$ мм. Спираль размещается в пазу размером 20 × 20 мм. На поверхности паза принято граничное условие I рода: $T_W = 600$ °С. Удельное тепловыделение спирали $Q = 5 \cdot 10^8$ Вт/м^3. Коэффициенты теплопроводности материалов: изоляции — $\lambda_{iso} = 1$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$, спирали — $\lambda_{sp} = 16{,}5$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$. Предположим, что между нагревателем и изолятором существует идеальный тепловой контакт. Температурное поле витка приведено на рис. 4, *б*. Области *1* и *2* соответствуют одной и той же точке соседних витков спирали, однако температуры в этих областях кардинально отличаются (на 54 °С), что явно противоречит физической сущности рассматриваемого процесса.

В работе [8] исследовано влияние воздушных зазоров между нагревателем и электроизолятором на неравномерность нагрева спирали. Показано, что воздушные зазоры в конфорках электрических плит могут способствовать локальному перегреву спирали, достигающему 16 °С. Однако авторы не учитывали "эффект плоского отсечения витка", так как рассматривалась модель, аналогичная приведенной на рис. 4, *а*. Возникающие при этом погрешности (54 °С) количественно соизмеримы, а в ряде случаев превосходят значения локальных пе-

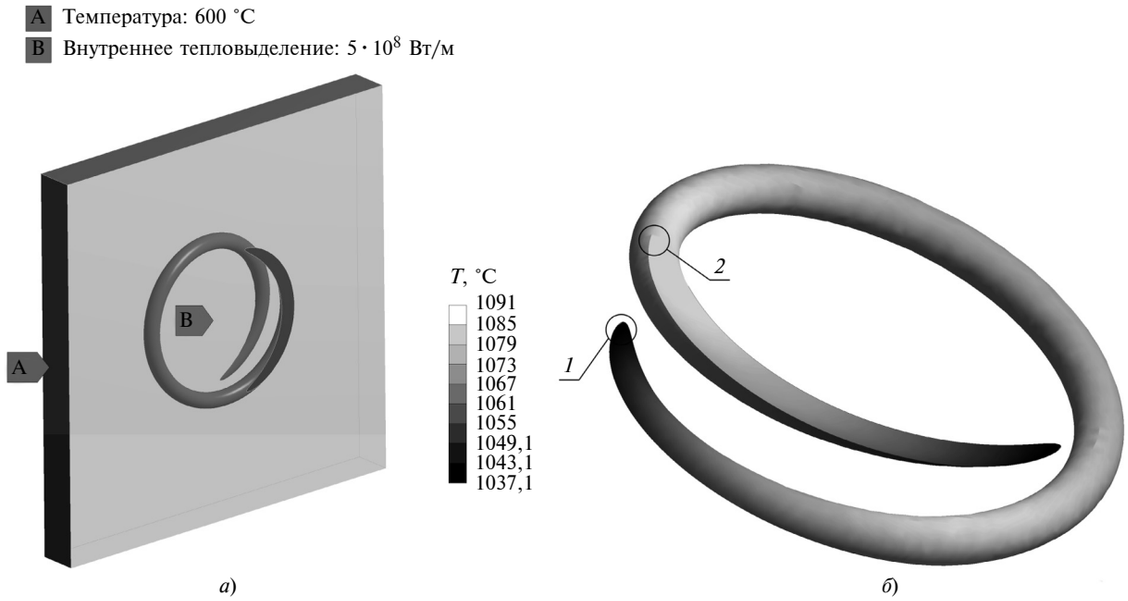


Рис. 4. Модель (*а*) и температурное поле (*б*) витка спирали с плоскими отсекающими границами

Ve718.fm Page 37 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

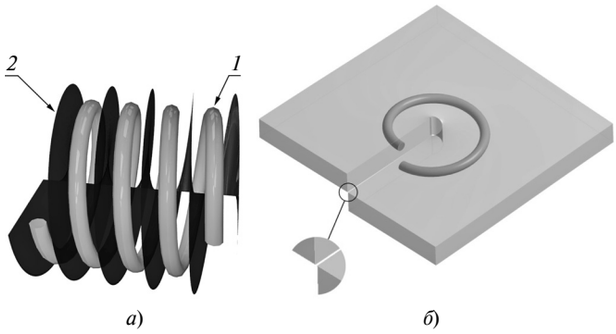


Рис. 5. Визуализация стационарной адиабатической поверхности спирали

а — геометрия геликоида; *б* — модель витка спирали с учетом стационарной адиабатической поверхности; *1* — нагреватель; *2* — геликоид

регревов в местах неплотного контакта нагревателя с электроизолятором.

Погрешность расчета по модели с плоскими отсекающими границами можно минимизировать увеличением числа анализируемых витков, но в этом случае резко возрастет объем вычислений.

Предположим, что в модели спирали, окруженной слоем электроизолятора, существует стационарная адиабатическая поверхность, которая повторяет геометрию спирали, т. е. представляет собой геликоид (винтовую поверхность), смещенный относительно нагревателя по его оси на 1/2 шага витка (рис. 5, *а*).

С учетом выдвинутых предположений сформирована расчетная геометрическая модель одного витка спирали, размещенного по центру квадратного паза (рис. 5, *б*). При формировании модели использованы те же геометрические параметры спирали, граничные условия и свойства материалов, что и в задаче, рассмотренной выше. Геометрия геликоида в области его оси достаточно сложна для обработки генератором сетки конечных элементов. Во избежание ошибок на этапе построения сетки предусмотрено осевое отверстие малого диаметра (1 мм). Такое упрощение практически не вносит погрешности в расчет, поскольку тепловые потоки в центре спирали в установившемся режиме близки к нулю.

Отметим, что геометрическая модель витка, приведенная на рис. 5, *б*, является неполной и составляет 99,9 % целого витка. Трехмерная твердотельная модель полного витка будет включать линию соединения с соседним витком (соединения двух геликоидов с образованием единой винтовой поверхности). Такую модель трудно корректно обработать в системах конечно-элементного анализа: будет выдана ошибка импорта геометрии объекта. Данное упрощение не влияет на результаты расчета — зазор между принятой и реальной конечными плоскостями витка спирали может быть сколь угодно малым. Значение 99,9 % получено опытным путем, дальнейшее уменьшение зазора не повышает точность расчета.

Модель изолятора с винтовыми поверхностями создана с помощью технологии поверхностного моделирования в системе КОМПАС-3D. Для построения геликоидов использованы цилиндрические спирали.

На рис. 6, *а* приведены результаты расчета температурного поля витка спирали в системе ANSYS. Видно, что температура распределяется симметрично относительно поперечных сечений витка, параллельных граням паза. Положение четырех областей повышенной температуры соответствует углам паза. Полученные результаты косвенно подтверждают сделанные ранее предположения: стационарная адиабатическая поверхность в модели спирали существует и представлена геликоидом.

Максимальная температура в объеме витка составила 1079,6 °С, минимальная — 1073,9 °С. Таким образом, перепад температуры спирали, определенный по неверной модели (см. рис. 4, *а*, *б*), отличается почти на порядок (в 9,5 раз). Средняя температура отличается на 13 °С. Следовательно, упрощенная геометрическая модель с плоскими отсекающими границами дает неверное представление о распределении температуры в объеме спирали, приводит к большим ошибкам при расчете перепада температур и может применяться только для оценки средней температуры спирали.

Отметим, что в силу симметрии достаточно рассмотреть 1/8 часть модели. Кроме того, в качестве второй адиабатической поверхности можно использовать геликоид, проходящий через осевую линию спирали (рис. 6, *б*), сократив тем самым расчет в 16 раз (по отношению к полному витку) и значительно повысив его точность за счет применения адиабатических поверхностей.

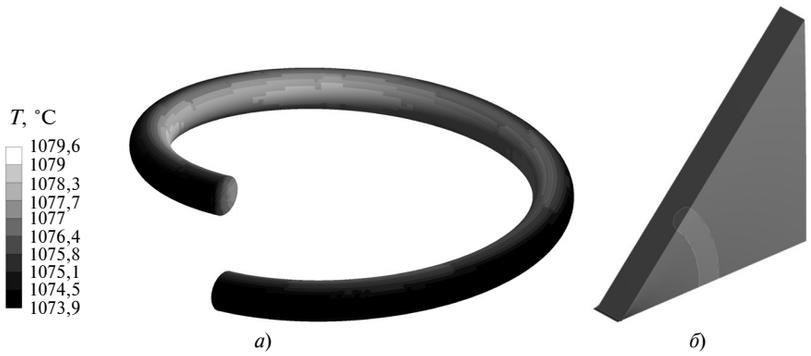


Рис. 6. Температурное поле (*а*) и 1/16 часть модели (*б*) витка спирали

Ve718.fm Page 38 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

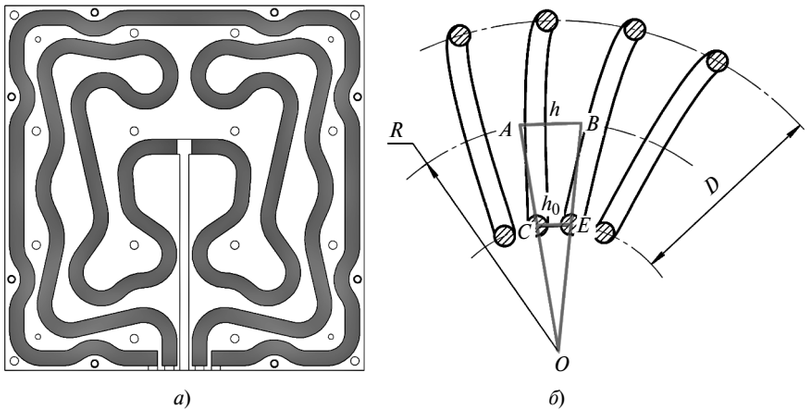


Рис. 7. Конфигурация нагревателей в плите для отпуска изделий (*а*) и разрез фрагмента изогнутой спирали (*б*)

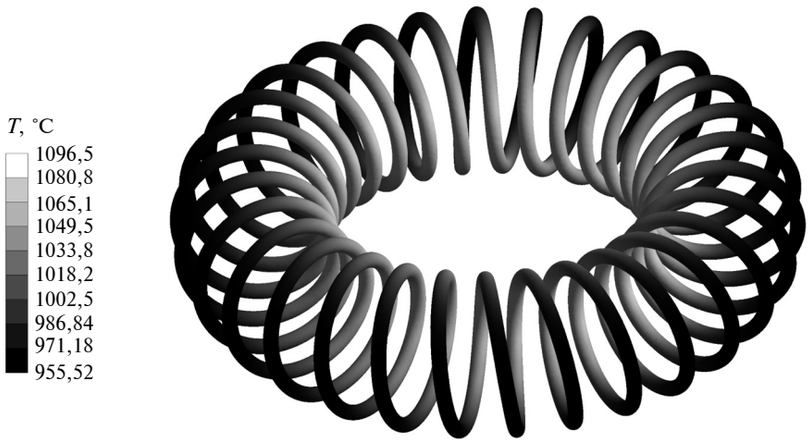


Рис. 8. Температурное поле замкнутой спирали

Оси спиральных нагревателей в реальных бытовых и промышленных объектах характеризуются множеством изгибов. В качестве примера на рис. 7, *а* приведен эскиз пазов для укладки спиральных нагревателей в плите гидравлического пресса для отпуска высокоточных изделий из металлов и сплавов.

На рис. 7, *б* показан фрагмент изогнутой спирали в разрезе. Так как треугольники *OAB* и *OCE* подобны, расстояние между витками по внутреннему радиусу можно рассчитать по формуле

$$h_0 = h - (hD/2R), \qquad (4)$$

где h — шаг намотки прямой спирали, м; D — диаметр намотки спирали по средней линии, м; R — радиус изгиба спирали по осевой линии, м.

Аналогично определяется расстояние между витками по внешнему радиусу:

$$h_1 = h + (hD/2R).$$

Как правило, минимально допустимый радиус $R_{\min}$ скругления паза определяется из условия

$$h_0 \geq 2d,$$

где d — диаметр проволоки нагревателя, м.

Используя модель замкнутой спирали, можно проверить адиабатические свойства отсекающих поверхностей. Рассмотрим замкнутую спираль из 30 витков, размещенную по центру паза квадратного сечения 20 × 20 мм. Параметры спирали: $D = 7{,}8$ мм, $d = 0{,}8$ мм, $R = 12$ мм. Пространство между проволокой, коэффициент теплопроводности которой $\lambda_{sp} = 16{,}5$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$, и стенками паза заполнено изолятором, коэффициент теплопроводности которого $\lambda_{iso} = 1$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$. На внешних поверхностях модели задается граничное условие I рода: $T_W = 600$ °С. Поверхностная мощность нагревателя $W = 10^5$ Вт/м^2. Объемное тепловыделение спирали из провода круглого сечения определяется по формуле

$$Q = 4W/d = 5 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^3.$$

Результаты расчета стационарного температурного поля спирали приведены на рис. 8. Максимальная температура 1096,5 °С спирали наблюдается на внутреннем радиусе изгиба. При этом неравномерность нагрева витков достигает 141 °С.

Расчет проведен в системе ANSYS. Для построения сетки конечных элементов спирали использовали элементы размером 0,1 мм при максимальном размере элементов изолятора 0,5 мм. Общее число узлов конечно-элементной сетки составило 1 399 748. Продолжительность расчета на компьютере производительностью 36 ГФлопс (процессор AMD Phenom II X4 920) составила 29,5 мин.

На рис. 9, *а* представлена модель такой же спирали, замкнутой внутри паза квадратного сечения, сформированная с применением адиабатических поверхностей. По двум цилиндрическим спиралям с изогнутой осью построены два геликоида, отстоящие друг от друга на 1/2 шага намотки спирали, определенного из условия ее замкнутости:

$$h = R\sqrt{2 - 2\cos\frac{2\pi}{n}},$$

где n — число витков.

Ve718.fm Page 39 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

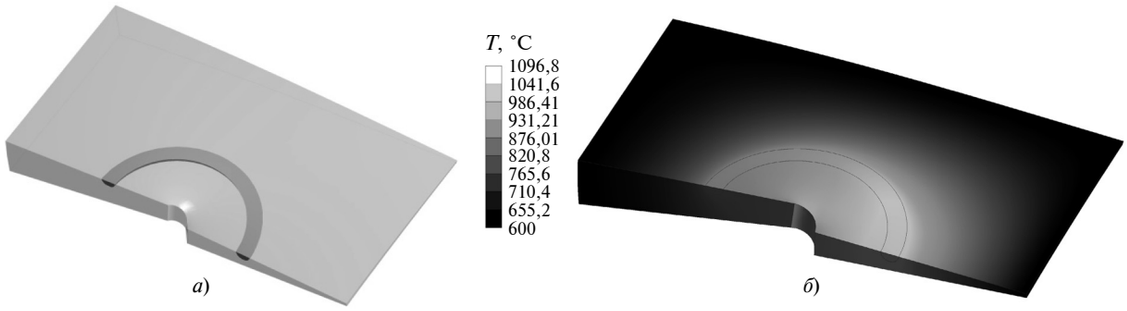


Рис. 9. Модель (*а*) и температурное поле (*б*) 1/4 части витка замкнутой спирали

Для условий данной задачи получили $h \approx 2{,}5087$ мм при межвитковом расстоянии по внутреннему радиусу $h_0 \approx 1{,}7$ мм. Сечение паза приведено к квадратной форме, создан кольцевой вырез в области осей геликоидов, смоделировано размещение витка спирали внутри паза. На рис. 9, *б* приведено температурное поле 1/4 части витка спирали, полученное при тех же граничных условиях и параметрах конечно-элементного разбиения, которые использовались для полной модели.

Результаты расчетов полной и усеченной моделей замкнутой спирали приведены в табл. 1. Относительная погрешность расчета, определенная по перепаду температур спирали, составила 0,8 %.

Приведенный пример подтверждает существование стационарной адиабатической винтовой поверхности в спиральных нагревателях. Полученные результаты показали также, что упрощение геометрии системы введением выреза малого диаметра в области оси геликоида (прямолинейного для прямой спирали и кольцевого для изогнутой) не вносит существенной погрешности в расчет.

При изгибе спирали витки сближаются по внутреннему радиусу, что является причиной ее перегрева и увеличивает вероятность межвитковых замыканий. Отметим, что традиционные методы расчета спиральных нагревателей основаны на эмпирических данных, причем влияние изгиба спирали на ее температуру не учитывается [9]. Практический интерес представляет определение допустимого радиуса изгиба оси спирали нагревателя. Для этого исследовали влияние радиуса изгиба на неравномерность нагрева спирали, используя модель спирали с параметрами: $D = 16$ мм, $d = 1{,}6$ мм, $h = 4{,}8$ мм, ширина паза $t = 32$ мм. Параметры нагрева: $W = 5{,}1 \cdot 10^4$ Вт/м^2, $T_W = 600$ °С. Коэффициенты теплопроводности материалов: $\lambda_{sp} = 16{,}5$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$ и $\lambda_{iso} = 1$ Вт · м$^{-1}$ · К$^{-1}$.

Из геометрических соображений радиус изгиба паза по средней линии должен составлять не менее половины его ширины: $R > t/2$. С учетом этого условия и выражения (4) межвитковое расстояние h_0 по внутреннему радиусу будет удовлетворять неравенству $0{,}5h < h_0 < h$. Результаты расчетов приведены в табл. 2.

На рис. 10 приведены зависимости минимальной T_{min} и максимальной T_{max} температур спирали от отношения h_0/h межвиткового расстояния по внутреннему радиусу изгиба к межвитковому расстоянию по средней линии. Совместный анализ данных, представленных в табл. 2 и на рис. 10, позволяет сделать вывод, что максимальная температура спирали повышается быстрее при уменьшении радиуса ее изгиба.

При увеличении поверхностной мощности нагревателя повышается не только средняя температура спирали, но и разность ΔT между максимальной и минимальной температурами. Например, для рассмотренной спирали при $W = 10^5$ Вт/м^2 и $R = 18$ мм разность температур $\Delta T = 356{,}4$ °С. Такая большая неравномерность нагрева может стать причиной преждевременного выхода нагревателя из строя вследствие перегрева, а также больших температурных напряжений. Следовательно, задавая допустимую неравномерность нагрева спирали, можно определить допустимый радиус изгиба ее оси и принять обоснованное решение о конфигурации паза для ее размещения.

Таким образом, показано, что применение адиабатических поверхностей позволяет многократно сократить объем расчетов температурных полей

Таблица 1

Результаты расчета температурного поля замкнутой спирали

Модель	T_{max}, °С	ΔT, °С	Число узлов сетки	Продолжительность расчета, с
Полная	1096,5	141,0	1 399 748	1773
Усеченная	1096,8	139,8	69 846	21

Таблица 2

Влияние радиуса изгиба спирали на неравномерность ее нагрева

h_0/h	$5/9 \approx 0{,}556$	0,6	0,75	0,9	1,0
R, мм	18	20	32	80	∞
T_{max}, °С	1065,1	1036,5	974,5	936,6	921,0
ΔT, °С	181,8	153,2	84,1	31,8	7,7

Ve718.fm Page 40 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

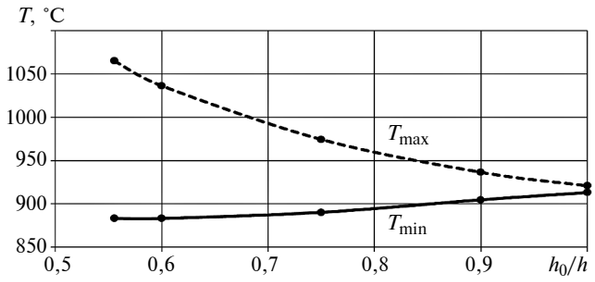


Рис. 10. Зависимости температуры *T* спирали от отношения h_0/h

электрических спиральных нагревателей в бытовых и промышленных устройствах. Для расчета в пазу квадратного сечения прямой спирали достаточно рассмотреть 1/16 часть витка, а для изогнутой спирали — 1/4 часть витка.

Исследование радиуса изгиба спирали на неравномерность ее нагрева показало необходимость учета этого фактора при проектировании новых нагревателей. В некоторых случаях перегрев спирали при сближении витков по внутреннему радиусу достигает критических значений (температура на 150÷200 °С выше средней по спирали, перепад температур по спирали может составлять более 350 °С).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Карпушкин С. В., Карпов С. В., Глебов А. О.** Моделирование устройств индукционного нагрева на примере индукционных нагревательных плит вулканизационных прессов (на английском языке) // Вестник Тамбовского ГТУ. 2011. Т. 17. № 1. С. 110—120.

2. **Глебов А. О., Карпов С. В., Карпушкин С. В.** Методика оптимизации режимных и конструктивных характеристик нагревательной плиты вулканизационного пресса // Вестник Тамбовского ГТУ. 2013. Т. 19. № 1. С. 137—151.

3. **Glebov A. O., Karpov S. V., Karpushkin S. V.** A comparison of modeling techniques for temperature fields of inductive heating plates // Automation and Remote Control. 2014. V. 75. Issue 6. P. 1120—1129.

4. **Mitra N. J., Guibas L. J., Pauly M.** Partial and approximate symmetry detection for 3D geometry // ACM Transactions on Graphics. ACM. 2006. V. 25. Issue 3. P. 560—568.

5. **Wickström U., Duthinh D., McGrattan K.** Adiabatic surface temperature for calculating heat transfer to fire exposed structures // Proceedings of the Eleventh International Interflam Conference. London: Interscience Communications. 2007. V. 167.

6. **Plates** in Hydraulic Presses with Ohmic Heaters / E. N. Malygin, S. V. Karpushkin, A. O. Glebov, S. V. Karpov. // Russian Engineering Research. 2016. V. 36. Issue 9. P. 708—712.

7. **Совершенствование** трубчатых электронагревателей / С. М. Балашов, С. С. Балашов, А. А. Фролов, М. С. Балашов // Теплоэнергетика. 2005. Т. 25. № 2. С. 53—56.

8. **Солдусова Е. А., Клебанов Я. М., Ботов М. И.** Анализ влияния воздушных зазоров между спиралью и электроизоляцией на температурное поле конфорок электрических плит // Вестник Самарского государственного технического университета. 2007. № 1. С. 123—130.

9. **Расчет** и конструирование нагревателей электропечей сопротивления / И. А. Фельдман, М. Б. Гутман, Г. К. Рубин, Н. И. Шадрич. М.—Л.: Энергия, 1966. 104 с.

Вниманию авторов

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

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

К статье прилагаются:

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

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

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

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

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

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

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

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

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

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

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

Ve718.fm Page 41 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 539.3

Г. Ж. САХВАДЗЕ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), Р. З. КАВТАРАДЗЕ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), М. У. НИКАБАДЗЕ, д-р физ.-мат. наук (МГУ им. М. В. Ломоносова), e-mail: sakhvadze@mail.ru

Использование метода собственных деформаций при моделировании технологий однократной и многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов[1]

Рассматриваются особенности конечно-элементного моделирования классической однократной и многократной технологий лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) материалов с использованием метода собственных деформаций (МСД). Анализируется распределение полей сжимающих остаточных напряжений, возникающих при этом в приповерхностных слоях.

Ключевые слова: ЛУВО, МСД, остаточные напряжения, метод конечных элементов.

Features of finite element modeling of classical single and multiple laser-shock-wave processing (LSWP) technologies of materials using the method of internal deformations (MID) are considered. The distribution of the fields of the compressive residual stresses, arising in this case in the near-surface layers, is analyzed.

Keywords: laser-shock-wave processing, method of internal deformations, residual stresses, finite element method.

Общая методология применения технологии лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) материалов состоит в следующем. Обрабатываемую поверхность исследуемого материала *5* (рис. 1, *а*) покрывают непрозрачным слоем *3* с низкой температурой испарения — черной краской, металлической фольгой или лентой. Сверху наносят прозрачный слой *2*, чаще это слой воды. Энергия лазерного импульса *1* поглощается непрозрачным слоем, что приводит к его нагреву, испарению и формированию высокотемпературной плазмы *6*, ограниченной с одной стороны поверхностью исследуемого материала, с другой — прозрачным слоем, сдерживающим распространение плазмы.

Вследствие ограниченности зоны *7* воздействия импульса *1* резко возрастает давление, которое в виде ударной волны *4* быстро распространяется в материале, что вызывает появление сжимающих остаточных напряжений (ОН). Если эти напряжения превышают предел упругости Гюгонио, то материал деформируется пластически [1].

Для реализации технологии ЛУВО необходим короткий (3÷30 нс) и интенсивный (>1 ГВт/см^2) лазерный импульс, направленный перпендикулярно на поверхность исследуемого материала. Поверхностный слой при этом мгновенно испаряется (явление абляции) и образуется приповерхностная плазма *6* с высокими температурой (≈10 000 К) и давлением (>2 ГПа). Расширяясь, плазма излучает ударные волны *4*, которые распространяются как в слоях *2* и *3*, так и в твердом теле *5*.

Основной практический результат применения технологии ЛУВО — создание в приповерхностной области полей значительных сжимающих ОН, которые благоприятно влияют на такие фундаментальные механические характеристики материалов, как прочность, долговечность, износо- и коррозионностойкость.

В настоящей работе численно исследуется применение технологии ЛУВО плоского образца из сплава ВТ6, которую также успешно можно использовать и для обработки больших и криволинейных поверхностей. При использовании классической модели ЛУВО [2] для таких поверхностей возникают значительные вычислительные трудности, избежать которые позволяет метод собственных деформаций (МСД).

Концепция МСД заключается в следующем. При однократной ЛУВО (см. рис. 1, *а*) под зоной *7* действия лазерного излучения в поверхностном слое образуются растягивающие пластические де-

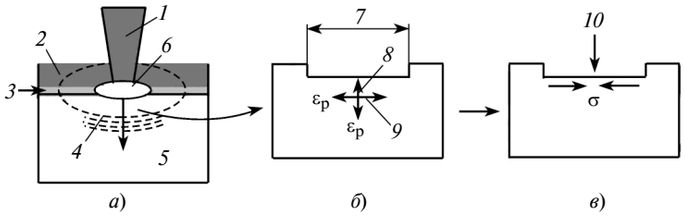


Рис. 1. Принципиальная схема технологии ЛУВО (*а*), схемы возникновения пластических деформаций в приповерхностной зоне во время ЛУВО (*б*) и ОН после ЛУВО (*в*):

1 — лазерный импульс; *2* и *3* — прозрачный и непрозрачный слои; *4* — ударная волна; *5* — исследуемый материал; *6* — плазма; *7* — зона воздействия лазерного импульса; *8* и *9* — сжимающие и растягивающие пластические деформации; *10* — релаксация деформируемого материала

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках Федеральной целевой программы "Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014—2020 годы". Соглашение о предоставлении субсидии № 14.607.21.0166 от 26.09.2017 г., проект RFMEFI60714X0166.

формации *9* (ε_p) в горизонтальной плоскости и сжимающие пластические деформации *8* в вертикальной плоскости (рис. 1, *б*). После прекращения действия лазерного импульса наступает период релаксации напряжений, во время которого деформированная часть материала подвергается сжатию со стороны недеформированной части материала (рис. 1, *в*). Таким образом, пластические деформации, вызванные ударной волной, созданной при ЛУВО, генерируют в материале поле сжимающих ОН. Отклик материала можно считать упругим, так как к началу релаксации пластические деформации уже полностью сформированы и стабильны. Предварительно введенные уже сформированные стабилизированные пластические деформации называются "собственными деформациями".

В настоящей работе предлагается практическая реализация сравнительно нового подхода для определения ОН при ЛУВО в конечно-элементных пакетах LS-DYNA и ANSYS. Данный подход основан на концепции собственных деформаций. Термин "собственные деформации" впервые ввел Рейснер в 1931 г. [3]. Под этим термином он понимал неупругие деформации, соответствующие самоуравновешенным остаточным напряжениям. В 1991 г. Мура [4] предложил более общее определение собственной деформации (eigenstrain), принятое в современной научной литературе. В рамках геометрически линейной теории это могут быть неупругие деформации любой природы (температурные, пьезоэлектрические, пластические, фазовые и др.). Использование термина "собственная деформация" позволяет исследователю абстрагироваться от природы возникновения той или иной пластической деформации [5].

Деформации будем считать малыми и аддитивными. В этом случае тензор малой деформации ε можно представить суммой упругой ε_e и собственной ε^* деформаций: $\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon^*$.

В большинстве случаев наличие в теле собственных деформаций (ε^*) для удовлетворения условия совместности деформаций требует наличия и упругих деформаций (т. е. в таких задачах собственные деформации выступают как своего рода источник несовместности деформаций [6]). Важно, чтобы эти упругие деформации удовлетворяли обобщенному закону Гука, устанавливающему линейную зависимость между упругими деформациями и упругими напряжениями.

В настоящее время МСД широко применяют для моделирования ОН как на части поверхности, так и на всей поверхности, включая поверхности сложной геометрии, при этом существенно сокращается время вычислений [7—9]. При отсутствии собственных деформаций любое упругое тело свободно от остаточных напряжений. Аналогично можно сказать, что наличие ОН представляет собой некое распределение полей собственных деформаций по исследуемому объему, что следует обязательно учитывать как при конечно-элементном моделировании, так и при аналитических исследованиях.

А. М. Корсунский предложил общий метод определения собственных деформаций [6], который нашел множество приложений, в частности, в задачах сварки, упрочнения, лазерной формовки. Его практическая важность подтверждается тем, что если определены собственные деформации, создаваемые ЛУВО для образцов с простой геометрией, то их можно распространять и на образцы более сложной геометрии. Этот принцип, впервые сформулированный А. М. Корсунским в работе [7], назван им "принципом переносимости собственных деформаций" ("Principle of Transferability of Eigenstrain").

В настоящей работе применен метод, разработанный Де Волдом и Хиллом [8], который предполагает, что полные ОН ($\sigma_{пол}$), возникающие в процессе ЛУВО (и остающиеся после), являются суперпозицией ОН, возникающих непосредственно при ЛУВО ($\sigma_{ЛУВО}$), и ОН, возникающих в материале как отклик на внешнее воздействие, необходимых для удовлетворения условий равновесия и формально называемых "остаточными напряжениями равновесия" ($\sigma_{равн}$):

$$\sigma_{полн} = \sigma_{ЛУВО} + \sigma_{равн}. \quad (1)$$

Полные ОН ($\sigma_{полн}$) в зоне действия ЛУВО являются тензором второго порядка с пространственным изменением во всех трех направлениях (в общем случае). Напряжения $\sigma_{полн}$ наиболее интересны для оценки рабочих характеристик материала образца, так как именно они присутствуют в образце непосредственно после ЛУВО. Однако ОН ($\sigma_{ЛУВО}$), непосредственно вызванные ЛУВО, как известно, являются геометрически независимыми [8], в то время как ОН равновесия ($\sigma_{равн}$) призваны удовлетворять уравнениям равновесия и обязательно являются геометрически зависимыми.

Остаточные напряжения $\sigma_{ЛУВО}$ можно определить из равенства (1):

$$\sigma_{ЛУВО} = \sigma_{полн} - \sigma_{равн}. \quad (2)$$

Рассматривая важный частный случай двухосного распределения напряжений в облучаемой ЛУВО области *xy*, из уравнения (2) получим:

$$\begin{cases} \sigma_{ЛУВО,\,xx}(z) = \sigma_{полн,\,xx}(z) - \sigma_{равн,\,xx}(z); \\ \sigma_{ЛУВО,\,yy}(z) = \sigma_{полн,\,yy}(z) - \sigma_{равн,\,yy}(z); \\ \sigma_{ЛУВО,\,zz}(z) = 0. \end{cases}$$

Ve718.fm Page 43 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

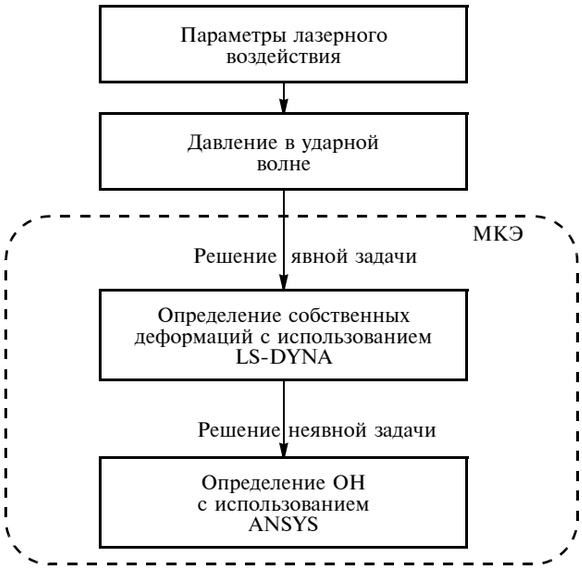


Рис. 2. Последовательность моделирования вычислений ОН при ЛУВО

Таким образом, собственные деформации, вызванные ЛУВО, можно определить линейными уравнениями Гука [3]:

$$\varepsilon^*_{\text{ЛУВО}} = \begin{bmatrix} \varepsilon^*_{\text{ЛУВО},\,xx}(z) \\ \varepsilon^*_{\text{ЛУВО},\,yy}(z) \\ \varepsilon^*_{\text{ЛУВО},\,zz}(z) \end{bmatrix} = -\frac{1}{E}\begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \sigma_{\text{ЛУВО},\,xx}(z) \\ \sigma_{\text{ЛУВО},\,yy}(z) \\ 0 \end{bmatrix}, \qquad (3)$$

где E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона.

Стратегия численной реализации технологии ЛУВО в конечно-элементной модели для нашего случая, как было сказано выше, состоит из двух шагов: шаг 1 — расчет собственных деформаций, вызванных применением ЛУВО, решение явной задачи динамического анализа посредством МКЭ-пакета LS-DYNA (номер лицензии 10312012); шаг 2 — решение неявной задачи в ANSYS (номер лицензии 660578), полученные на шаге 1 собственные деформации вводятся как входные данные и проводится упругое моделирование задачи для определения полных ОН, вызванных ЛУВО (рис. 2).

Для выбора оптимальной формы импульса и упрощения численного анализа лучше использовать экспериментальные данные, которые показывают [1], что давление сначала резко повышается, а затем медленно снижается. Поэтому ряд исследователей справедливо аппроксимировали изменение давления треугольным импульсом [10—15]. На рис. 3 приведены некоторые возможные варианты простых треугольных приближений: *а* — пиковое давление $p_{\max}$ продолжительностью $T_р$ действует в центре импульса; *б* — быстрое повышение давления с последующим постепенным снижением; *в* — аналогичен варианту *а*, но есть горизонтальный участок, соответствующий $p_{\max}$; *г* — аналогичен варианту *б*, но с билинейной формой снижения давления. Так как в настоящей работе основное внимание уделяется физическому моделированию возникновения ОН при ЛУВО, целесообразно выбрать относительно простую форму импульса, например треугольную (см. рис. 3, *а*), характеризующуюся только двумя параметрами ($p_{\max}$ и $T_р$), и при этом имеющую удовлетворительную сходимость с экспериментальными данными [16].

Рассмотрим конечно-элементное моделирование для расчета собственных деформаций, вызванных применением ЛУВО (явная задача). В качестве исследуемого материала выбрали титановый сплав ВТ6, на участок которого размером 3 × 3 мм (рис. 4,

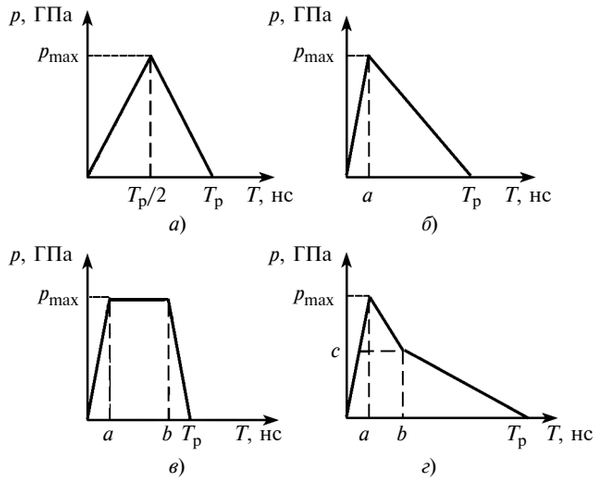


Рис. 3. Профили давления *p* в ударной волне при разном числе неизвестных параметров:

а — $p_{\max}$, $T_р$; *б* — $p_{\max}$, $T_р$, *a*; *в* — $p_{\max}$, $T_р$, *a*, *b*; *г* — $p_{\max}$, $T_р$, *a*, *b*, *c*

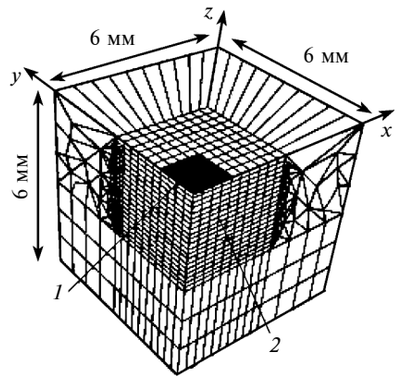


Рис. 4. Конечно-элементная модель 1/4 части образца из сплава ВТ6:

1 — зона ЛУВО с площадью 1,5 × 1,5 мм; *2* — конечно-элементная сетка вокруг зоны ЛУВО

Ve718.fm Page 44 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

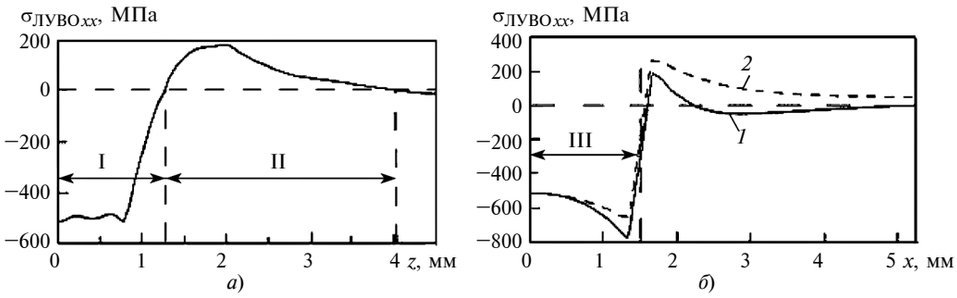


Рис. 5. Распределения ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ в центре лазерного импульса при ЛУВО:

а — по глубине *z* материала: I и II — зоны соответственно сжатия и растяжения; *б* — по поверхности материала в направлении осей *x* (*1*) и *y* (*2*), III — зона ЛУВО, ширина импульса

зона *1*) воздействует лазерный импульс. Симметричность задачи позволяет рассмотреть только 1/4 часть исследуемого образца.

Для расчета собственных деформаций, вызванных применением ЛУВО, сначала в LS-DYNA решается явная задача по распространению ударной волны в твердом материале со специфическим рассмотрением упругопластического поведения материала. При ЛУВО в результате воздействия большого по величине и кратковременного по времени давления скорость деформации в исследуемом материале достигает величин 10^6 с$^{-1}$ и более, поэтому при расчетах напряженно-деформированного состояния (НДС) в качестве определяющего соотношения использовали модель Джонсона — Кука пластического деформирования материала [2]:

$$\sigma = (A + B\bar{\varepsilon}^{n})(1 + C\dot{\bar{\varepsilon}}^{*})[1 - (T^{*})^{m}]. \qquad (4)$$

Здесь σ — эквивалентное напряжение по Мизесу; $\bar{\varepsilon}$ — эквивалентная пластическая деформация; $\dot{\bar{\varepsilon}}^{*} = \dot{\bar{\varepsilon}}/\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ — безразмерная эквивалентная скорость деформации ($\dot{\bar{\varepsilon}}_0 = 1$ с$^{-1}$); $T^{*} = (T - T_0)/(T_m - T_0)$ — гомологическая температура, связанная с абсолютной температурой *T*, где T_0 — нормальная температура; T_m — температура плавления материала образца.

Уравнение (4) содержит пять материальных констант, которые определяются эмпирическим путем: *A* — статический предел текучести; *B* — модуль деформационного упрочнения; *n* — показатель степени в законе деформационного упрочнения; *C* — коэффициент скорости деформации; *m* — показатель степени в законе температурного разупрочнения [14]. Модель Джонсона — Кука предполагает независимость относительного влияния деформационного упрочнения, скорости пластической деформации и повышения температуры при всех скоростях и температурах пластической деформации.

Упругое моделирование (неявная задача) решается после определения собственных деформаций, вызванных ЛУВО (шаг 1), которые используются как входные для упругого моделирования (шаг 2), что позволяет определять напряжения $\sigma_{полн}$, вызванные ЛУВО, для всего образца, а не только его участка с простой геометрией (как в нашем случае).

Полученные собственные деформации в соответствующей подпрограмме ANSYS вводятся как анизотропные коэффициенты α_{ij} теплового расширения [16]:

$$\alpha_{ij} = \varepsilon^{*}_{ЛУВО,\,ij},$$

которые включают шесть независимых компонентов. Процедура счета позволяет описать любые возможные сочетания собственных деформаций. Затем запускается неявный решатель ANSYS с температурной вариацией $\Delta T = 1$ и решается прямая термоупругая задача деформирования исследуемого образца:

$$\varepsilon_{упр,\,ij} = \alpha_{ij}\Delta T. \qquad (5)$$

Перерасчетом по закону Гука получим распределение ОН $\sigma_{ЛУВО}$ для всего образца на каждом шаге. В конечно-элементном анализе использовали тетраэдральный элемент C3D4T (с линейными изменениями смещения и температуры в узлах, в которых вводятся температурные деформации).

Как отмечалось выше, собственные деформации — это совокупность всех неупругих деформаций разного происхождения без возможности их разделения на компоненты. Поэтому при моделировании представление собственных деформаций в виде термических деформаций вполне корректно и дает те же результаты.

Рассмотрим результаты расчета ОН, возникших в материале в результате ЛУВО, используя МСД.

На рис. 5, *а*, *б* приведены распределения ОН соответственно по глубине и по поверхности исследуемого материала, полученные по вышеописанной процедуре. На рис. 5, *а* показано распределение ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ в центре лазерного импульса ($x = y = 0$) по глубине *z* материала: сжимающие ОН располагаются под импульсом до глубины ≈1,26 мм, ниже которой располагаются ОН, уравновешивающие растягивающие ОН. Отметим интересную закономерность: сжимающие ОН, наблюдаемые на

Ve718.fm Page 45 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

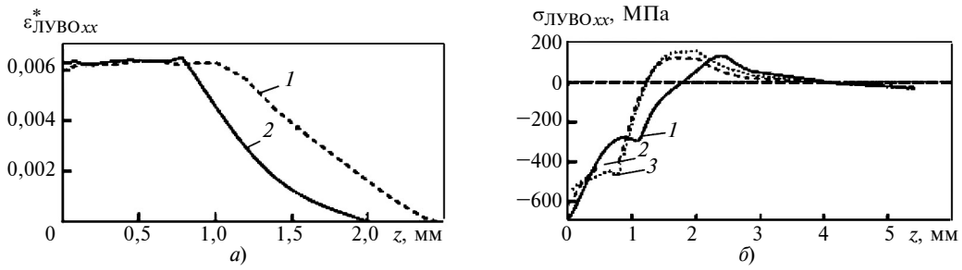


Рис. 6. Распределения при ЛУВО:

а — собственных деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$, сгенерированных при $I = 6$ (*1*) и 9 ГВт/см^2 (*2*); *б* — ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ по поверхности материала при $I = 9$ ГВт/см^2 в зоне с площадью 2 × 2 мм (*1*) и $I = 6$ ГВт/см^2 в зонах с площадью 2 × 2 мм (*2*) и 2,5 × 2,5 мм (*3*)

поверхности (≈510 МПа), незначительно изменяются (в пределах 490÷520 МПа) вплоть до глубины 0,77 мм. Далее сжимающие ОН довольно быстро уменьшаются и переходят в растягивающие ОН на глубине $1{,}26 < z < 4{,}1$ мм. Пиковое растягивающее ОН равно 180 МПа и расположено на глубине ≈2 мм.

На рис. 5, *б* приведено распределение напряжений $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ по поверхности вдоль осей x и y. Сжимающие ОН остаются почти однородными в центре импульса (занимая примерно 2/3 площади воздействия лазерного импульса). Острый пик распределения сжимающих ОН наблюдается на краю зоны ЛУВО (зона III), после чего ОН быстро уменьшаются. Очевидно, что распределение сжимающих ОН на краю зоны ЛУВО значительно зависит от распределения в ней собственных деформаций. Отметим, что расхождение между полученными данными и данными экспериментальных исследований [16] не превышает 6 %.

На рис. 6, *а* приведено распределение стабилизированных собственных деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$ в центре лазерного импульса ($x = y = 0$) по глубине z материала, сгенерированных при плотностях мощности лазерного излучения $I = 6$ (линия *1*) и 9 ГВт/см^2 (линия *2*). Несмотря на наличие краевых эффектов, генерируются почти одинаковые распределения полей собственных деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$. В приповерхностной области деформации почти одинаковы, однако глубина зоны с максимальной пластической деформацией ($\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx} \approx$ $\approx 0{,}006$) увеличивается с 0,88 до 1,1 мм при увеличении плотности мощности лазерного излучения с 6 до 9 ГВт/см^2. Аналогично, полная глубина пластически деформированной зоны увеличивается с 2 до 2,45 мм.

На рис. 6, *б* показано распределение полей ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ в центре лазерного импульса ($x = y = 0$) по глубине z материала при разных режимах нагружения лазерными импульсами. Видно, что для каждого случая зона напряжений сжатия образуется непосредственно в месте действия ЛУВО, после чего следует зона растяжения. Глубина зоны напряжений сжатия заметно увеличивается (с 1,25 до 1,8 мм) при увеличении плотности мощности лазерного излучения с 6 до 9 ГВт/см^2. Во всех случаях пиковые растягивающие ОН почти одинаковые (≈120÷160 МПа) и возникают там, где собственные деформации исчезают (т. е. на глубине примерно 2 и 2,45 мм ниже поверхности соответственно для $I = 6$ и 9 ГВт/см^2).

Полученные после каждого импульса (вычисленные с помощью пакета LS-DYNA) значения стабилизированных пластических деформаций передаются для статического анализа в конечно-элементом пакете ANSYS, где определяются распределения соответствующих полей ОН (согласно стратегии численного моделирования, см. рис. 2). Рассматривается случай, когда лазерные импульсы воздействуют на одно и то же место (т. е. имеем так называемое 100 %-е перекрытие импульсов). Этот метод также можно успешно использовать для анализа комплексных перекрывающихся моделей лазерных импульсов, например 30 %, 40 %, 50 % и т. д., хотя в этом случае процедуру использования МСД необходимо скорректировать.

На практике для усиления эффекта обычную классическую технологию ЛУВО применяют несколько раз для одного и того же места (так называемая технология МЛУВО [9]), что позволяет получить сжимающие ОН в более глубоком слое. Метод собственных деформаций можно успешно использовать для исследования этого эффекта, а также для установления закономерности реагирования уже возникших пластических деформаций на последующие импульсные воздействия в том же месте.

На рис. 7, *а* показано распределение пластических деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$ в центре импульса ($x = y = 0$) после одного, двух, трех и четырех импульсов. После действия первого импульса (линия *1*) пластические деформации практически не изменяются до глубины ≈0,86 мм. Распределение напряжений $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$ по глубине после действия последующих импульсов более сложное — нет зон с постоянной пластической деформацией. Как следовало ожидать, и пластические деформации (на заданной глубине), и глубина пластической зоны увеличиваются с каждым последующим импуль-

Ve718.fm Page 46 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

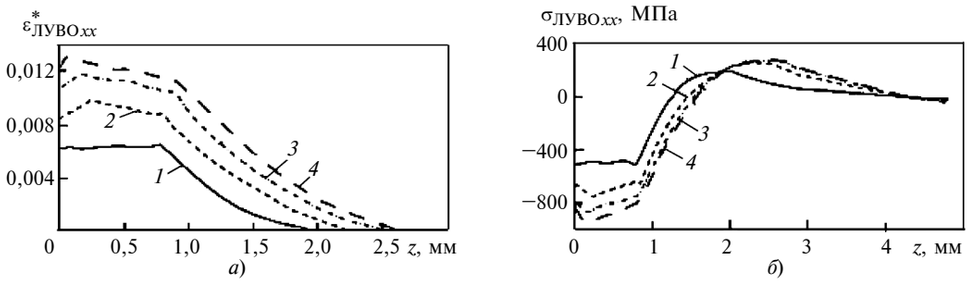


Рис. 7. Распределения при МЛУВО:

а — собственных деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$; *б* — ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ в центре лазерного импульса по глубине *z* материала при числе импульсов: 1 (*1*), 2 (*2*), 3 (*3*) и 4 (*4*)

сом. Отметим, что пластические деформации после каждого импульса больше увеличиваются в приповерхностной области.

На рис. 7, *б* показаны распределения полей ОН $\sigma_{ЛУВО,\,xx}$ в центре импульса по глубине *z* при разном числе импульсов, полученные по распределениям пластических деформаций $\varepsilon^*_{ЛУВО,\,xx}$ (см. рис. 7, *а*). Видно, что изменения ОН соответствуют изменениям пластических деформаций, но отличаются тем, что сжимающие ОН на поверхности заметно возрастают (с 510 до 830 МПа) с увеличением числа импульсов. Кроме того, глубина зоны сжатия увеличивается с 1,26 до 1,60 мм при увеличении числа импульсов от 1 до 4. Естественно, для того чтобы компенсировать увеличение поверхностных сжимающих ОН, необходимо увеличивать пиковые растягивающие ОН со 180 до 275 МПа между первым и четвертым импульсами. Глубина расположения этого пика также увеличивается с 2 до 2,6 мм (при увеличении числа импульсов от 1 до 4).

Таким образом, представленные особенности использования численной конечно-элементной модели лазерно-ударно-волновой обработки материалов с использованием метода собственных деформаций можно успешно реализовать и при многократной лазерно-ударно-волновой обработке материалов.

Авторы выражают благодарность старшему научному сотруднику Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН Бубнову М. А. за помощь в проведении расчетов в конечно-элементных пакетах LS-DYNA и ANSYS.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Peyre P., Chaieb I., Braham C.** FEM calculations of residual stresses induced by laser shock processing in stainless steels // Model. Simul. Mater. Sci. Eng. 2007. V. 15. P. 205—221.

2. **Morales M., Ocaña J. L., Molpeceres C.** Model based optimization criteria for the generation of deep compressive residual stress fields in high elastic limit metallic alloys by ns-laser shock processing // Surf. Coat. Tech. 2008. V. 202 (11). P. 2257—2262.

3. **Reissner H.** Eigenspannungen und Eigenspannungsquellen // Z. Angew. Math. Mech. 1931. V. 11. P. 1—8.

4. **Mura T.** Micromechanics of Defects in Solids / 2nd ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publisher. 1991. P. 587.

5. **Лохов В. А., Туктамышев В. С.** Исследование условий отсутствия механических напряжений в системах с собственными деформациями // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Физико-математические науки. 2013. № 2 (26). С. 198—207.

6. **Korsunsky A. M.** Residual elastic strain due to laser shock peening: modelling by eigenstrain distribution // J. Strain Anal. Eng. Des. 2006. V. 41 (3). P. 195—204.

7. **Jun T. S., Korsunsky A. M.** Evaluation of residual stresses and strains using the eigenstrain reconstruction method // Int. J. Solids Struct. 2010. V. 47 (13). P. 1678—1686.

8. **DeWald A. T., Hill M. R.** Eigenstrain-based model for prediction of laser peening residual stresses in arbitrary three-dimensional bodies Part 1: model description // J. Strain Anal. Eng. Des. 2009. V. 44. P. 1—11.

9. **Сахвадзе Г. Ж., Гаврилина Л. В.** Лазерно-ударно-волновая обработка материалов при однократных и многократных импульсных воздействиях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 6. С. 75—80.

10. **Сахвадзе Г. Ж., Гаврилина Л. В., Киквидзе О. Г.** Влияние эффекта перекрытия лазерных пятен на остаточные напряжения при лазерно-ударно-волновой обработке материалов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 3. С. 77—84.

11. **Сахвадзе Г. Ж., Булекбаева Г. Ж., Киквидзе О. Г.** Исследование качества поверхностных слоев, упрочненных лазерно-ударно-волновой технологией при различных степенях перекрытия лазерных пятен // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 2. С. 132—141.

12. **Сахвадзе Г. Ж., Булекбаева Г. Ж., Киквидзе О. Г.** Особенности применения технологии двухсторонней лазерно-ударно-волновой обработки материалов для тонкостенных конструкций // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 3. С. 127—138.

13. **Сахвадзе Г. Ж., Пугачев М. С., Киквидзе О. Г.** Особенности упрочнения материалов технологией лазерно-ударно-волновой обработки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. № 9 (141). С. 20—25.

14. **Sakhvadze G. Zh., Pugachev M. S., Kikvidze O. G.** Two-Sided Laser Shock Processing // Russian Engineering Research. 2017. V. 37. N. 1. P. 40—45.

15. **Sakhvadze G., Shokhin A., Kikvidze O.** Residual Stresses distribution in Ti—6Al—4V titanium alloys during Laser Shock Processing // Vibroengineering PROCEDIA. 2016. V. 8. P. 422—427.

16. **Achintha M., Nowell D., Shapiro K., Withers P. J.** Eigenstrain modelling of residual stresses generated by arrays of laser peening shots and determination of the complete stress field using limited strain measurements // J. Surf. & Coating Tech. 2013. V. 216. P. 68—77.

Ve718.fm Page 47 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 62-97/-98

Д. З. ЯМПОЛЬСКИЙ, канд. техн. наук (ООО "УДАРМАШ", г. Москва), В. С. ВАНАЕВ, канд. техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: vvanaev@mail.ru

Анализ методики испытаний электрических машин с целью определения энергии удара

Дается сравнительный анализ испытаний электрических ударных машин и измерения энергии удара по Методике Европейской Ассоциации Производителей Электроинструмента и по методике, приведенной в ГОСТ 55162—2012, с использованием установки УИПУ-4М, разработанной в ООО "УДАРМАШ". Показаны возможности совершенствования методов испытаний и измерений, повышения их точности и воспроизводимости.

Ключевые слова: электрический отбойный молоток, элетроперфоратор, энергия удара, методика измерений, Европейская Ассоциация Производителей Электроинструмента, предложения по совершенствованию методики.

The comparative analysis of tests of electric shock machines and impact energy measurement according to the Methodology of the European Association of Manufacturers of Power Tools and using the procedure given in GOST 55162—2012, using the UIPU-4M device developed at "UDARMASH" LLC is given. The possibilities of improving the methods of testing and measurements, increasing their accuracy and reproducibility are shown.

Keywords: electric jackhammer, electric perforator, impact energy, measurement technique, European Association of Manufacturers of Power Tools, proposals for improving the methodology.

В 2009 году Европейская Ассоциация Производителей Электроинструмента (The European Power Tools Association — далее Ассоциация EPTA) выпустила корпоративный стандарт "Методика измерения энергии единичного удара перфораторов и отбойных молотков" (Procedure 05 "Measurement of the single impact energy of rotary hammers and breakers" — далее Методика, Методика EPTA). В октябре 2016 года вышла вторая редакция стандарта. С 1 января 2018 года все производители электроинструмента, входящие в данную Ассоциацию[1], обязаны указывать сведения об энергии удара отбойных молотков и перфораторов, полученные в соответствии с данным стандартом.

Традиционно под энергией удара машины ударного действия понимается кинетическая энергия ударника перед его ударом по рабочему инструменту [1—4].

При ударе в инструменте машины возникает волна деформации сжатия — ударный импульс. В Методике EPTA под энергией единичного удара понимается энергосодержание этой волны деформации — **энергия ударного импульса**.

В отличие от традиционной энергии удара, энергия ударного импульса полнее характеризует эффективность ударной машины, поскольку это энергия инструмента, который непосредственно выполняет работу по ударному разрушению.

Переход к измерению энергии ударного импульса является важным и весьма прогрессивным шагом в развитии методов регистрации ударных процессов [4—7], в исследовании и разработке машин ударного действия. Методика EPTA представляет собой первый опыт нормирования энергии ударного импульса и первый опыт стандартизации метода испытаний электроинструмента, разработанного для этой цели. В этом авторы видят большое позитивное значение Методики EPTA.

Энергия ударного импульса всегда меньше соответствующей кинетической энергии ударника. Разница в их величине может быть значительной (более 10 %). Поэтому переход к Методике EPTA, принятой в 2009 г., привел к резкому снижению энергетических параметров электрических ударных машин, что отразили каталоги ведущих производителей электроинструмента.

Энергия ударного импульса измеряется тензометрическим методом с помощью специализированной аппаратуры и измерительных преобразователей в виде длинных штанг (пик) с тензодатчиками [5—7]. Суть метода — регистрация ударных деформаций в зависимости от времени. При этом энергия ударного импульса рассчитывается по формуле

$$W = cES\int_0^T \varepsilon^2(t)\mathrm{d}t, \qquad (1)$$

где c, E, S — соответственно скорость звука, модуль Юнга и площадь поперечного сечения измерительной штанги; T — длительность ударного импульса; $\varepsilon(t)$ — относительная деформация датчика в момент времени t.

В настоящей статье дается анализ Методики EPTA в сравнении с ГОСТ 55162—2012 [6] на испытания отбойных молотков и с установкой

[1] В Ассоциацию EPTA входят 16 крупнейших производителей электрических машин: Hilti, BOSCH, Makita, Hitachi, Ingersoll Rand, Metabo, SPARKY, BAIER, Интерскол и др.

Ve718.fm Page 48 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

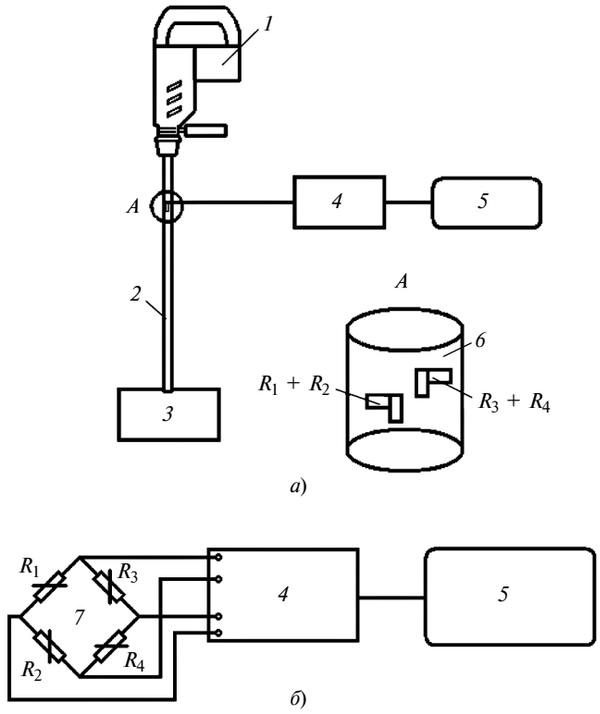


Рис. 1. Измерительная система согласно Методике ЕРТА:
а — общий вид; *б* — схема включения тензодатчиков; *1* — электроинструмент; *2* — измерительная штанга; *3* — бетонный блок; *4* — усилитель постоянного тока с блоком питания тензодатчиков; *5* — цифровое интегрирующее и записывающее устройство; *6* — расположение тензодатчиков на поверхности штанги; *7* — мост Уитстона; R_1, R_2, R_3, R_4 — тензодатчики

УИПУ-4М [7], предназначенной для измерения энергетических параметров отбойных молотков.

Установка УИПУ-4М, разработанная в ООО "УДАРМАШ", является результатом развития тензометрического метода за последние 50 лет. Она создана на базе серии установок УИПУ, прошедших государственную метрологическую аттестацию.

В ГОСТ 55162—2012 обобщен советский и российский опыт испытаний ручных машин ударного действия. Методологически этот опыт сводится к следующему [8, 9]:

1) метод измерения должен содержать сведения об используемой аппаратуре, способах ее калибровки, измерительной процедуре и погрешностях измерений;

2) метод испытаний должен предусматривать выбор испытательной системы и ее компонентов, способа нагружения машины, определения погрешностей испытаний и оценки воспроизводимости получаемых результатов.

Измерительная система, используемая в Методике ЕРТА (рис. 1, *а*), включает: электроинструмент *1* (молоток), в патроне которого устанавливается измерительная штанга *2*; бетонный блок *3*; тензометрический усилитель *4*; цифровое записывающее устройство *5* (АЦП и ПЭВМ).

Измерительная штанга изготовлена из инструментальной стали 115CrV3 (Германия). Концы штанги закалены до твердости 55 ± 5 *HRC*, соударяемый торец имеет радиус не более 100 мм. На штангу диаметрально противоположно наклеиваются четыре одинаковых тензодатчика (тензорезистора): два вдоль и два поперек оси штанги. Тензодатчики соединяются по схеме моста Уитстона (рис. 1, *б*). Штанга не должна иметь выступов (буртов). Длину штанги выбирают исходя из типа ее хвостовика: для SDS-PLUS (TE-C) и SDS-TOP (TE-T) — 600 мм, для SDS-MAX (TE-Y) — 800 мм; при этом отраженная от бетонного блока волна (отраженный импульс) не должна накладываться на ударный импульс.

Физические константы измерительной штанги в Методике ЕРТА жестко заданы: плотность — 7850 кг/м^3, модуль Юнга — 210 ГПа, скорость продольной волны (скорость звука) — 5180 м/с, коэффициент Пуассона — 0,29.

Размеры бетонного блока должны быть не менее 800 × 500 × 200 мм; предел прочности бетона на сжатие от 40 до 50 Н/мм^2.

Методика ЕРТА рекомендует следующие технические характеристики измерительной аппаратуры:

Число тензорезисторов	4
Длина сетки тензорезистора	< 6 мм
Электрическое сопротивление тензорезистора	> 350 Ом
Частотный диапазон тензоусилителя (по уровню —1 дБ)	От 0 Гц до 100 кГц
Напряжение питания моста тензодатчиков	≥ 5 В
Нестабильность напряжения питания тензодатчиков	< 0,5 %
Разрядность АЦП	≥ 12 бит
Частота дискретизации измерительных данных	≥ 1 МГц

Соответствующие технические характеристики установки УИПУ-4М даны в работе [7].

С использованием приведенной на рис. 1 измерительной схемы для расчета энергии ударного импульса Методика ЕРТА дает формулу

$$W_{\text{ЕРТА}} = \frac{4cES}{[k\beta U_0(1+\mu)]^2} \int_0^T U_M^2(t)\mathrm{d}t, \qquad (2)$$

где k — коэффициент усиления тензоусилителя; β — коэффициент тензочувствительности тензорезистора; U_0 — напряжение питания моста Уинстона; μ — коэффициент Пуассона материала измерительной штанги; $U_M(t)$ — измеряемый сигнал по напряжению в момент времени t.

Сложность измерения энергии ударного импульса состоит в том, что эта величина определяется путем косвенных измерений, для нее нет образцовых мер, с которыми можно было бы сопоставить по-

лученные результаты, поэтому при расчетах по формулам (1) и (2) остается вопрос: "Насколько результат измерения соответствует реальной энергии?".

Методика ЕРТА предлагает следующее решение этого вопроса.

Провести проверочное испытание измерительной штанги путем соударения с ней груза массой m с одновременной регистрацией ударного импульса деформации, предударной скорости $v_у$ груза и скорости $v_о$ его отскока. При этом разность кинетической энергии ΔA груза до удара и после него нужно сравнить с энергией ударного импульса, рассчитанной по формуле (2).

Штанга признается пригодной для измерений по Методике ЕРТА, если значения ΔA и $W_{ЕРТА}$ отличаются менее чем на 10 %.

Для испытаний Методика ЕРТА предлагает использовать специальный стенд с оптической системой регистрации скорости груза непосредственно перед ударом по штанге и после него. Ускорение груза на стенде осуществляется за счет сжатого воздуха или силы тяжести[2]. Скорость удара нормируется в пределах 10 ± 3 м/с. Допускаемая погрешность измерения скорости удара и скорости отскока 1 %.

Рассмотрим баланс энергии, соответствующий проверочному испытанию измерительной штанги:

$$\frac{m}{2}v_у^2 = W_{ЕРТА} + \frac{m}{2}v_о^2 + Z + Q, \qquad (3)$$

где Z — потенциальная энергия собственных колебаний груза; Q — совокупные потери энергии на сопутствующие удару явления [7].

Из равенства (3) следует:

$$\frac{\Delta A - W_{ЕРТА}}{\Delta A} = \frac{Z+Q}{\Delta A} > \frac{Z+Q}{A_у}, \qquad (4)$$

где $A_у = mv_у^2/2$ — кинетическая энергия груза перед ударом.

В зависимости от геометрии груза потенциальная энергия Z собственных колебаний может достигать 10 % от его кинетической энергии перед ударом. Соотношение (4) показывает, что в данном случае штанга, согласно Методике ЕРТА, должна быть признана непригодной для измерений, хотя истинной причиной ее выбраковки будет неправильный выбор груза.

Известно, что механический удар сопровождается множеством нежелательных при измерениях явлений — это магнитострикция, магнитоиндукция, трибоэффект и др. Эти явления генерируют помехи, существенно снижающие точность измерений. Минимизировать помехи можно специальной заделкой выводов тензодатчиков. Без заделки нестабильность измерений может составлять 3÷4 % [7]. Аналогичные погрешности могут быть связаны с намагниченностью штанги и расклепкой торца ее хвостовика.

Методика ЕРТА не устанавливает требований к стабильности (наличию помех) измерительных штанг. Таким образом, по критерию Методики ЕРТА годной может быть признана и нестабильная штанга с высоким уровнем помех.

Проверка измерительной штанги, как она прописана в Методике ЕРТА, не позволяет определить погрешность измерения энергии ударного импульса, она дает лишь ее верхнюю оценку — 10 %. Для разработки ручного инструмента на сегодняшний день такая погрешность измерений слишком велика.

Авторы предлагают **альтернативную методику аттестации измерительной штанги** с помощью установки УИПУ-4М, которая, по их мнению, позволит упростить процесс измерений, повысить их точность и воспроизводимость.

Установка УИПУ-4М включает прецизионный градуировочный стенд СГУ-3, представляющий собой пневматический разгонный механизм с калиброванной оптической базой. Принципиальная схема стенда приведена в работе [6]. Стенд позволяет выполнять единичные удары по измерительному преобразователю (штанге, пике), обеспечивая высокую стабильность амплитуды ударного импульса.

Для аттестации штанги выполним одиночный удар на стенде СГУ-3 и воспользуемся законом сохранения количества движения при ударе, записанном в скалярном виде (ось координат направлена в сторону удара):

$$mv_у = ES\int_0^T \varepsilon(t)\mathrm{d}t - mv_о, \quad v_у > 0. \qquad (5)$$

Поскольку относительная деформация $\varepsilon(t)$ прямо пропорциональна регистрируемому электрическому напряжению $U(t)$, т. е. $\varepsilon(t) = \lambda U(t)$, где λ — коэффициент пропорциональности, то из соотношений (1) и (5) следует

$$\lambda = \frac{m(v_у + v_о)}{ES\int_0^T U(t)\mathrm{d}t}. \qquad (6)$$

Физический смысл коэффициента λ состоит в следующем: он представляет собой чувствительность всего измерительного тракта по отношению к относительной деформации, включая тензодатчики, усилители, АЦП и конечный показывающий прибор. Таким образом, используя закон сохранения количества движения, мы фактически проводим сквозную калибровку измерительного тракта.

[2] Конструкция стенда в Методике не дается.

Ve718.fm Page 50 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

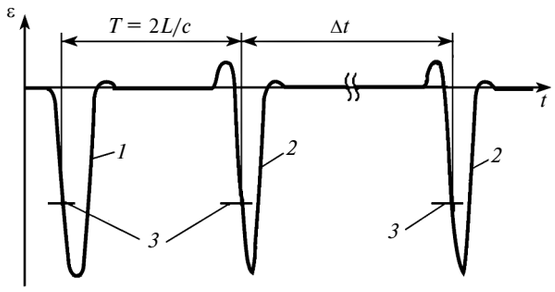


Рис. 2. Определение скорости звука в измерительной штанге:

1 — ударный импульс; *2* — отраженный и все последующие импульсы; *3* — уровень сигнала для определения скорости звука и соответствующие точки волнового фронта

Теперь для выполнения измерений на ударной машине нет необходимости знать коэффициент тензочувствительности тензорезисторов, напряжение питания тензодатчиков, коэффициент усиления тензоусилителя и коэффициент Пуассона, — т. е. значения, которые используются в Методике ЕРТА [см. формулу (2)]. Выполнив образцовый удар на стенде СГУ-3 и определив коэффициент λ, мы аттестуем измерительный преобразователь, а энергию ударного импульса рассчитываем по формуле

$$W_{\text{УИПУ}} = \lambda^2 cES\int_0^T U_{\text{э}}^2(t)\mathrm{d}t, \qquad (7)$$

где $U_{\text{э}}(t)$ — ударный импульс, регистрируемый при работе машины.

Рассмотрим преимущества, какие дает использование предлагаемой методики.

С помощью установки УИПУ-4М можно определить фактическую скорость звука c в измерительной штанге. Пусть длина штанги L. Выполним образцовый удар по ней на градуировочном стенде СГУ-3 и зарегистрируем волновой процесс в течение интервала времени, равного n-кратному прохождению ударного импульса по измерительной штанге от одного ее конца до другого и обратно, как показано на рис. 2. Соответствующие точки волнового фронта, отстоящие друг от друга на временной интервал Δt, позволяют рассчитать скорость звука по формуле

$$c = 2nL/\Delta t.$$

Модуль Юнга E рассчитывается по известной зависимости $E = \rho c^2$. Определение плотности ρ штанги и площади S ее поперечного сечения не представляет сложности и выполняется стандартными методами.

Таким образом, имея градуировочный стенд типа СГУ-3, при выполнении одного образцового удара можно определить и коэффициент λ чувствительности измерительного тракта, и скорость c звука в измерительной штанге, и модуль Юнга E — все параметры, необходимые для расчета энергии ударного импульса по формуле (7). Определить эти величины экспериментально, а не брать их из текста Методики ЕРТА. По оценке авторов, градуировочный стенд позволяет получить высокоточные значения указанных параметров и обеспечить погрешность измерения энергии ударного импульса ±2 % [7].

Согласно Методике ЕРТА испытание ударной машины проводит оператор (рис. 3), требования к позе которого при работе не нормируются. Усилие нажатия, производимое оператором, контролируется с помощью напольных весов, оно должно быть достаточным для стабильной работы машины. Если машина не имеет виброзащиты, то усилие нажатия в Методике ЕРТА ограничивается величиной 250 Н. Для машин с виброзащитой усилие нажатия не должно вызывать ее выключения в процессе работы.

Диаметр отверстия в бетонном блоке должен быть равен диаметру штанги, а глубина отверстия — от 5 до 10 мм. Штанга закрепляется в блоке вертикально. При измерениях не должно быть заклинивания штанги в отверстии. Также необходимо исключить изгибный момент от несоосности усилия нажатия и продольной оси штанги, иначе силы трения в патроне ударной машины могут привести к искажению результатов измерений.

Авторы считают, что отверстие глубиной 5÷10 мм не обеспечивает положение штанги в пространстве при испытании, оно лишь фиксирует ее свободный конец на плоскости бетонного блока, не позволяя штанге перемещаться по его поверхности. Поэтому обеспечивать положение электроинструмента и штанги в пространстве должен оператор.

Рассмотрим схему испытаний электроинструмента, представленную на рис. 3, *а*, с учетом ре-

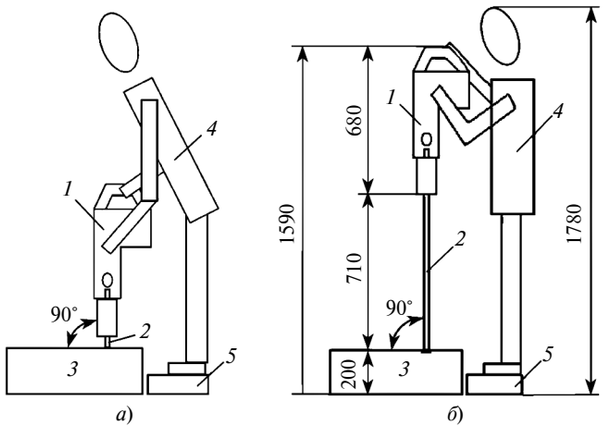


Рис. 3. Схема испытаний электроинструмента по Методике ЕРТА:

а — регламентируемая поза оператора электромолотка; *б* — реальная поза оператора при испытании молотка BOSCH GSH 11 VC Professional; *1* — электроинструмент; *2* — измерительная штанга; *3* — бетонный блок; *4* — оператор; *5* — напольные весы для измерения усилия нажатия

Ve718.fm Page 51 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

альных размеров составляющих ее элементов. Для примера возьмем мощный электромолоток BOSCH GSH 11 VC Professional, который имеет длину 680 мм и патрон SDS-MAX.

Выбираем бетонный блок, минимальная высота которого равна 200 мм. В соответствии с рекомендациями Методики ЕРТА выбираем измерительную штангу длиной 800 мм. Из суммы всех длин вычитаем длину хвостовика штанги 90 мм и получаем 1590 мм — высоту, на которой находится рукоятка электромолотка. Средний рост оператора 178 см. Следовательно, рукоятка молотка во время испытаний будет находиться на уровне лица оператора (рис. 3, *б*).

Таким образом, во время испытаний оператор должен стоять, подняв руки вверх, и при этом не только удерживать молоток, но и осуществлять требуемое усилие нажатия 200÷250 Н. Согласно Методике ЕРТА оператор должен контролировать это усилие по шкале весов, расположенных под ногами, поддерживать его постоянным и одновременно сохранять вертикальное положение штанги, не допуская ее изгиба. В описанной позе вряд ли возможно корректно осуществить заданную процедуру испытаний.

По мнению авторов, в схеме испытаний по Методике ЕРТА следует предусмотреть подставку под ноги оператора и оговорить ее размеры, чтобы сохранить правильную позу оператора при работе с электроинструментом.

Исследования, проведенные в Институте горного дела им. А. А. Скочинского (ИГД), Московском институте охраны труда (ВЦНИИОТ ВЦСПС), Институте гигиены труда и профзаболеваний показали, что работа ручной машины в руках человека-оператора дает большой разброс экспериментальных данных. Поэтому в СССР разработали концепцию применения специальных стендов для испытаний ручных машин. Такой стенд моделирует типовую рабочую операцию ударной машины, механические свойства человека-оператора и объект обработки (объект разрушения).

Практика показала, что стенды обеспечивают высокие стабильные результаты испытаний. На стендах типа СОРП [10] с 1980 г. в ИГД и на Томском электромеханическом заводе им. В. В. Вахрушева проводили испытания отбойных, рубильных, клепальных молотков (типовые, периодические, приемо-сдаточные, сертификационные), а с 2001 г. — бетоноломов. Сравнительные испытания, проведенные в разных лабораториях, показали расхождение результатов измерений энергии удара и ударной мощности молотков не более 1,5 % [7][3].

[3] Методика ЕРТА не приводит сведений о воспроизводимости изложенного в ней метода испытаний.

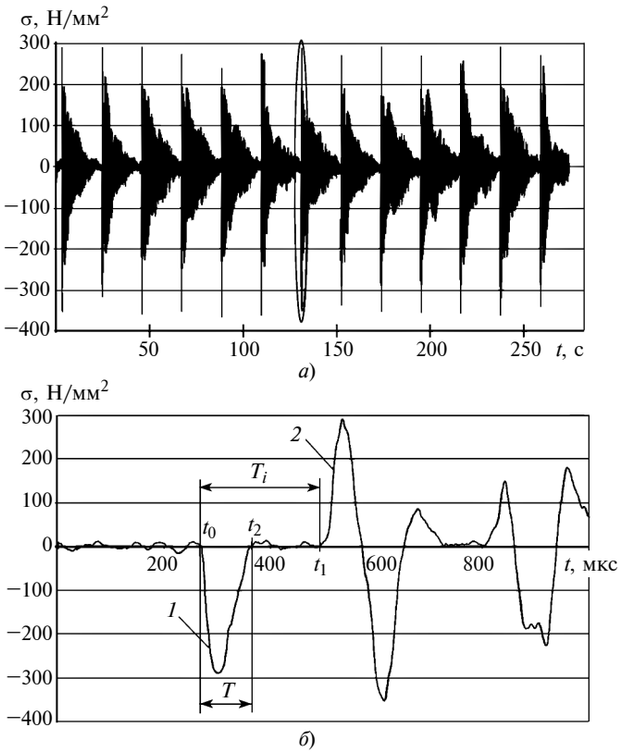


Рис. 4. Сигнал с измерительной штанги:
а — выделение первого ударного импульса; *б* — ударный импульс в увеличенном масштабе времени

В целях повышения воспроизводимости результатов испытаний авторы рекомендуют для исключения человеческого фактора из Методики ЕРТА использовать стенды, обеспечивающие более стабильные условия испытаний ручных машин.

Согласно Методике ЕРТА в процессе испытаний ударной машины записывается волновой процесс в измерительной штанге в течение не менее 3 с (минимум 75 ударов). Типовой сигнал [напряжение в штанге $\sigma(t)$] показан на рис. 4, *а*. Из волнового процесса выделяются первые ударные импульсы, соответствующие каждому удару, и выполняется коррекция нуля импульса по уровню сигнала в течение 1,5 мс перед импульсом. Область, в которой находится первый ударный импульс, выделена на рис. 4, *а* эллипсом. На рис. 4, *б* эта область показана в увеличенном масштабе времени. Ударный импульс ограничен моментами времени t_0 и t_2, в которых деформация равна нулю. Длительность ударного импульса, т. е. длительность удара $T = t_2 - t_0$.

В момент времени t_2 разрывается контакт ударника с измерительной штангой, и он отскакивает от нее. Ударный импульс полностью сформирован и далее в неизменном виде движется к противоположному концу измерительной штанги. Все, что происходит после момента времени t_2 и регистрируется тензодатчиками, не имеет отношения к удар-

Ve718.fm Page 52 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

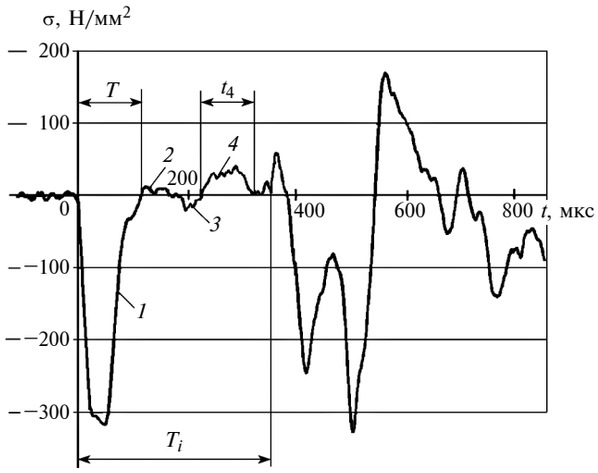


Рис. 5. Определение пределов интегрирования

ному импульсу, и потому не должно рассматриваться, измеряться и входить в расчеты.

Но Методика ЕРТА предлагает расширить расчетный интервал времени T_t до момента прихода первого отраженного импульса t_1 (см. рис. 4, *б*). В частном случае, показанном на рис. 4, *б*, ошибка интегрирования сигнала будет невелика, так как на интервале $[t_2, t_1]$ сигнал близок к нулю, а при расчетах по формуле (2) он возводится в квадрат.

С данным предложением можно было бы согласиться, если бы такой сигнал наблюдался постоянно. Но на примере, взятом из Методики ЕРТА (рис. 5), показана совершенно иная картина. За основным ударным импульсом *1* последовательно наблюдаются три импульса — *2*, *3* и *4*. Амплитуды импульсов *2* и *3* небольшие и действительно мало влияют на результат интегрирования, чего нельзя сказать об импульсе *4*, длительность (t_4) которого сопоставима с длительностью (T) ударного импульса ($t_4 \approx T$), а его амплитуда составляет 12,7 % от амплитуды ударного импульса.

Авторы численно проинтегрировали сигнал, показанный на рис. 5. Совокупная энергия импульсов *2*, *3* и *4* составила соответственно 1,47 % от энергии ударного импульса и 1,45 % от всей энергии сигнала. Это достаточно большая методическая ошибка, если к тому же принять во внимание, что импульсы *2* и *4* — это импульсы растяжения, которые физически не могут совершать полезную работу по ударному разрушению[4].

Согласно Методике ЕРТА для проверки алгоритма расчета энергии ударного импульса используются предоставляемые Ассоциацией ЕРТА специальные данные, имитирующие сигнал реальной ударной машины. С набором данных даются расчетные значения энергии каждого ударного импульса. Средние значения энергии не должны отличаться более чем на ±1 % от расчетных значений, предоставленных ЕРТА. Допустимые отклонения в значениях энергии для каждого удара составляют не более ±2,5 %.

Наряду с проверкой программного обеспечения авторы предлагают выполнять проверку измерительного комплекса в целом. Для этого необходимо иметь аттестованные эталонные молотки, для которых определены энергетические параметры в соответствии с Методикой ЕРТА. Было бы целесообразно установить критерии такой проверки и таким образом аттестовать измерительные системы, разработанные членами Ассоциации ЕРТА.

Согласно Методике ЕРТА для проведения испытаний отбирают три образца электроинструмента, для каждого из образцов выполняют три измерения и получают три значения энергии ударного импульса, из которых рассчитывают среднеарифметическое значение энергии. Ни одно из значений энергии не должно отличаться от среднего значения более чем на ±5 %. Измерения повторяют до выполнения этого условия. Полученные значения энергии для каждой из трех машин снова усредняют. Результат округляют до одного десятичного знака после запятой и декларируют с пометкой **"в соответствии с Методикой 05 ЕРТА"**[5].

Следует отметить, что в международных и отечественных стандартах на методы испытаний ручных машин [11, 12] измеряемая характеристика машины декларируется в виде двух числовых значений: среднего арифметического измеряемой величины и неопределенности среднего значения. Величина неопределенности устанавливается (рассчитывается) в соответствии с погрешностью измерений и погрешностью испытаний, а также с учетом имеющейся информации о воспроизводимости метода испытаний.

Методика ЕРТА не содержит сведений о неопределенности декларируемых значений энергии ударного импульса и не дает методик ее расчета. В этом авторы видят существенный недостаток Методики.

Согласно рекомендациям, предложенным авторами выше, проведены испытания электроинструмента [7]. Были выбраны отбойные молотки

[4] Импульсы, наблюдаемые после разрыва контакта измерительной штанги с ударником, могут возникать в результате отражений ударной волны от геометрических особенностей хвостовика штанги, а также в результате помех, вызванных явлениями, сопутствующими удару. Эти импульсы в силу их малой амплитуды не могут влиять на процесс разрушения, и потому рассматриваться и интегрироваться не должны.

[5] Методика ЕРТА не отвечает на вопрос, будет ли достоверным декларированное значение энергии, если средние значения энергии ударного импульса для выбранных машин значительно (например, более 5 %) отличаются друг от друга.

Ve718.fm Page 53 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

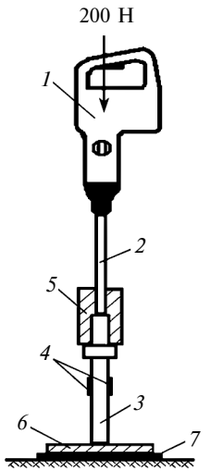


Рис. 6. Стенд для испытаний электроинструмента:
1 — молоток; *2* — рабочий инструмент; *3* — измерительная пика; *4* — тензорезисторы; *5* — переходник; *6* — металлическая пластина; *7* — лист невулканизированной резины

ИНТЕРСКОЛ М-10/1100Э, Hilti TE 500, Makita HMC0871C и электроперфоратор BOSCH GBH-5-4-DCE Professional (далее — молотки).

Для измерения энергии ударного импульса использовали установку УИПУ-4М. Испытания проводили на специальном стенде, показанном на рис. 6. Постоянное усилие нажатия на молоток (200 Н) создавалось пневматическим прижимным устройством. Молоток *1* устанавливался вертикально, его рабочий инструмент *2* опирался на измерительную пику *3* по ГОСТ 55162—20012 [6] с тензодатчиками *4* и центрировался переходником *5*. Приемником энергии удара служила металлическая пластина *6* толщиной 6 мм, лежащая на листе невулканизированной резины *7* толщиной 10 мм.

Результаты испытаний показаны на рис. 7. Энергию ударного импульса рабочего инструмента вычисляли по формуле

$$W = \alpha^2 W_{\text{УИПУ}}, \qquad (8)$$

где $\alpha = [1 + d^2/d_{\text{м}}^2]/2$ — коэффициент прохождения волны через границу сопряжения рабочего инструмента и измерительной пики [13]; d = 24 мм и $d_{\text{м}}$ = 18 мм — диаметры измерительной пики и рабочего инструмента молотка соответственно.

Сопоставим паспортные значения энергии ударного импульса по Методике ЕРТА со значениями, полученными авторами (рис. 7, *а*): для молотка HILTI по паспорту — 7,5 Дж, наш результат — 8,3 Дж, т. е. больше на 10,7 %; для перфоратора BOSCH соответственно 8,8 и 8,3 Дж, т. е. меньше на 5,7 %; для молотка Makita — 8,1 и 10,9 Дж, т. е. больше на 34,6 %[6].

[6] По Методике фирмы Makita энергия удара молотка HMC0871C составляет 11,6 Дж.

Полученные расхождения связаны с использованием разных методик испытаний и аппаратуры. Необходимы детальные исследования, которые будут выполнены в дальнейшем. Но следует дать некоторые комментарии.

Испытания молотков выполнялись по единой методике, на стенде в стабильных условиях, с помощью стабильной аппаратуры и были получены стабильные результаты. По нашим данным, энергия ударного импульса молотка Makita на 31,3 % больше, чем перфоратора BOSCH и молотка Hilti. По Методике ЕРТА наоборот: энергия удара молотка Makita на 8 % меньше, чем перфоратора BOSCH, а молоток Hilti на 8 % слабее перфоратора. По нашим данным, сила удара молотка Makita на 10 % больше, чем молотка Hilti и перфоратора BOSCH (рис. 7, *г*); и, несмотря на сниженную частоту ударов (рис. 7, *б*), молоток Makita обладает самой высокой ударной мощностью из всех испытанных машин (рис. 7, *в*).

Поскольку каждый производитель электроинструмента самостоятельно проводит испытания своей продукции по Методике ЕРТА, несоответствие полученных данных поднимает вопросы о межлабораторных сличительных испытаниях в Ассоциации ЕРТА и о воспроизводимости результатов испытаний по этой Методике.

В заключение оценим погрешность полученных значений энергии ударных импульсов. В соответствии с паспортом Установки УИПУ-4М основная погрешность измерения энергии θ_W удара составляет 2,0 % [7]. Относительные погрешности величин, входящих в формулы для расчета энергии ударного импульса (7) и (8), составляют (используем данные Методики ЕРТА) соответственно: погрешность скорости звука θ_c = 0,02 %; погрешность модуля Юнга θ_E = 0,04 %; погрешность площади поперечного сечения штанги θ_S = 0,08 %; погрешность коэффициента λ, установленная при калибровке измерительного тракта, θ_λ = 0,50 %; погрешность коэффициента α [см. формулу (8)] θ_α = 0,14 %.

Согласно работе [7] для каждого из испытанных молотков статистика экспериментальных данных содержит 200 последовательных ударных импульсов. Разброс их амплитуд не превышает 7 % средних значений. Таким образом, общую погрешность измерений θ при доверительной вероятности 0,97 можно рассчитать по формуле

$$\theta = \sqrt{(2\theta_\alpha)^2 + (2\theta_\lambda)^2 + \theta_c^2 + \theta_E^2 + \theta_S^2 + \theta_W^2 + \left\{2{,}20\frac{2}{\sqrt{200}}\left[\frac{7{,}0}{2}\right]^2\right\}} = 2{,}8\ \%.$$

Подведем итоги. Методика ЕРТА является корпоративным нормативным документом организации "The European Power Tools Association" и, види-

Ve718.fm Page 54 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

мо, поэтому до сих пор не опубликована в широкой, доступной прессе. По своему статусу Методика ЕРТА является обязательной для всех производителей электроинструмента на европейском рынке и (отчасти) на азиатском рынке[7]. Авторы полагают, что такой документ не может быть закрытым от потребителей ударных машин и научной общественности, которые вправе знать, какими методами оцениваются энергетические параметры ударных машин, поступающих на международный рынок. Эти методы должны быть обсуждаемыми, поскольку без обсуждения не может быть их развития. Принимая во внимание многочисленные и принципиальные, с точки зрения авторов данной статьи, недостатки Методики ЕРТА, отмеченные выше, считаем целесообразным опубликовать ее для широкого обсуждения в кругу заинтересованных организаций и лиц.

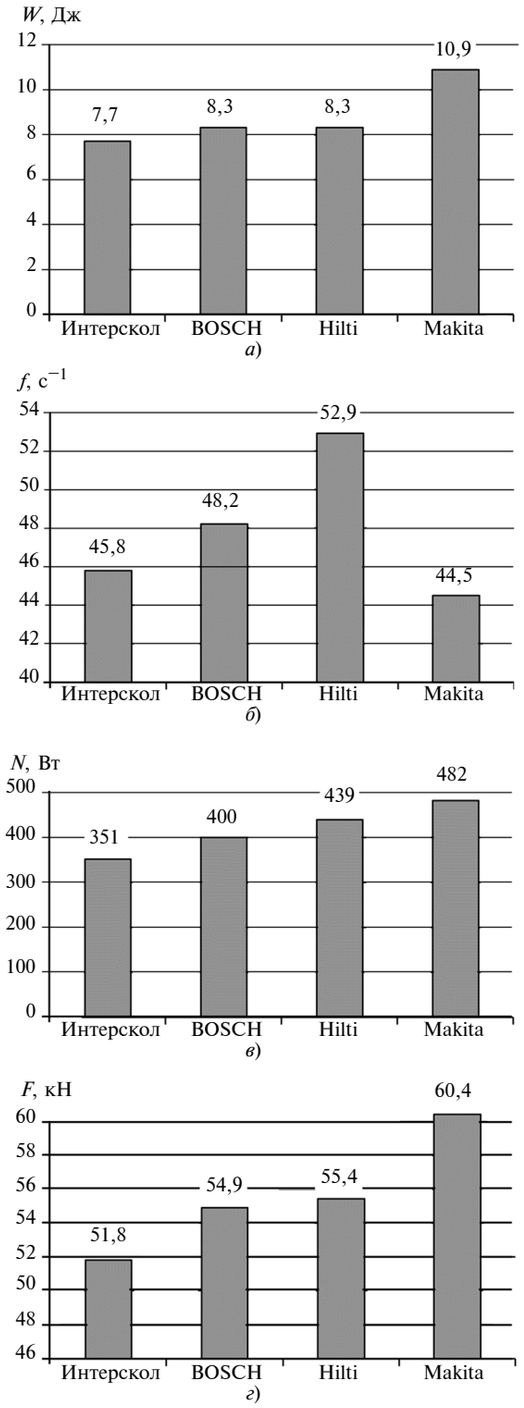


Рис. 7. Результаты испытаний, проведенных в ООО "УДАРМАШ":

а — энергия ударного импульса W, Дж; *б* — частота ударов f, с$^{-1}$; *в* — ударная мощность $N = Wf$, Вт; *г* — сила удара $F = ES\varepsilon_{max}$, кН

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Александров Е. В., Соколинский В. Б.** Прикладная теория и расчеты ударных систем. М.: Наука, 1969. 201 с.
2. **Соколинский В. Б.** Машины ударного разрушения (Основы комплексного проектирования). М.: Машиностроение, 1982. 184 с.
3. **Суднишников Б. В., Есин Н. Н., Тупицын К. К.** Исследование и конструирование пневматических машин ударного действия. Новосибирск: Наука, 1985. 226 с.
4. **ISO 2787:1984.** Rotary and percussive pneumatic tools. Performance tests. 2017. 15 p.
5. **Кашаев В. А.** Определение энергетических параметров пневматических молотков тензометрическим методом // Сб. науч. тр. ИГД СО АН СССР. Новосибирск, 1987. С. 104—107.
6. **ГОСТ 55162—2012.** Оборудование горно-шахтное. Молотки отбойные пневматические. Требования безопасности и методы испытаний. М.: Стандартинформ, 2014. 28 с.
7. **Кашаев В. А., Ямпольский Д. З.** Тензометрический метод измерения удара. Российский опыт. Достижения и перспективы // Вестник научно-технического развития: Интернет-журнал. 2017. № 2 (114). http://www.vntr.ru/ftpgetfile.php?id=1011 (дата обращения: 6 декабря 2016 г.).
8. **ГОСТ 16844—93.** Межгосударственный стандарт. Вибрация. Требования к испытаниям механических молотков. М.: Стандартинформ, 2006. 6 с.
9. **Р 50-609-32—87.** Рекомендации. Методика аттестации средств контроля вибрации ручных машин / ВЦНИИОТ ВЦСПС. Утверждены приказом Горьковского филиала ВНИИНМАШ от 31.12.87 № 119. М.: Ротапринт ВНИИНМАШ, 1988. 44 с.
10. **Оценка** вибрационной безопасности отбойных молотков посредством стендовых испытаний / В. С. Ванаев, Я. Г. Готлиб, В. А. Кашаев и др. // Безопасность жизнедеятельности. 2016. № 4 (184). С. 3—17.
11. **ГОСТ 30873.5—2006** (ИСО 8662-5:1992). Ручные машины. Измерения вибрации на рукоятке. Часть 5. Бетоноломы и молотки для строительных работ. М.: Стандартинформ, 2008.
12. **ГОСТ 31337—2006** (ИСО 15744:2002). Шум машин. Машины ручные неэлектрические. Технический метод измерения шума. М.: Стандартинформ, 2007. 34 с.
13. **Манжосов В. К., Слепухин В. В.** Моделирование продольного удара в стержневых системах неоднородной структуры. Ульяновск: УлГТУ, 2011. 208 с.

[7] Кроме европейских стран, Методика ЕРТА распространяется на Азербайджан, Армению, Грузию, Казахстан, Кыргызстан, Россию, Туркменистан и Узбекистан.

Ve718.fm Page 55 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 681.5

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

Концепция интеллектуального построения маршрута беспилотных транспортных средств с использованием облачных технологий и дополненной реальности в условиях Арктики и Крайнего Севера[1]

Разработана концепция построения маршрута беспилотного транспортного средства для условий Крайнего Севера и Арктики с применением элементов искусственного интеллекта и беспилотных летательных аппаратов.

Ключевые слова: беспилотное транспортное средство, маршрут, искусственный интеллект, нейронные сети, беспилотный летательный аппарат.

The concept of construction of an unmanned vehicle route for the conditions of the Far North and the Arctic with the use of artificial intelligence and unmanned aerial vehicles was developed.

Keywords: unmanned vehicle, route, artificial intelligence, neural networks, unmanned aerial vehicle.

В повышении экономического потенциала России важным является освоение Крайнего Севера и Арктики, включая побережье и шельф арктических морей.

В настоящее время беспилотные транспортные средства (БТС) применяют в основном в условиях города [1], автопилоты используют на автострадах с регламентированным движением. Электроника осуществляет ориентирование внутри размеченных полос и заранее отслеживает приближение нужного поворота. Разработаны системы навигации на дорогах общего пользования, которые строят маршрут исходя из ограничений дорожного движения. Сегодня производители автомобилей и, в частности, Jaguar Land Rover [2] считают, что для езды по бездорожью тоже следует применять автопилоты. Заметим, что разработка систем автономного вождения началась именно для машин повышенной проходимости военного назначения.

В рамках первого демонстрационного заезда два Range Rover Sport объединили с помощью беспроводной сети DSRC малого радиуса. При езде по автостраде информация о местности находится в памяти управляющей программы. Для уверенного вождения в случае съезда с автострады на бездорожье компьютер должен предоставить трехмерную карту местности, при этом бортовому помощнику придется собирать информацию в режиме реального времени. Для этого он оснащен системой Surface identification and 3D path sensing с видеокамерой, ультразвуковыми и лазерными датчиками, лидаром (активный дальномер оптического диапазона) для кругового сканирования местности. Лидар и видеокамера составляют цифровой план, а ультразвуковые датчики определяют тип поверхности на пять метров вперед, активируя требуемый режим Terrain Response для асфальта, снега, песка, травы. Оборудование сканирует объекты над и под машиной, фиксируя их высоту и прокладывая маршрут. Если на крыше закреплены велосипеды, то электроника покажет запрет езды под деревьями. Внедорожный автопилот работает на малых скоростях и может передавать информацию другим автомобилям, составляющим колонну.

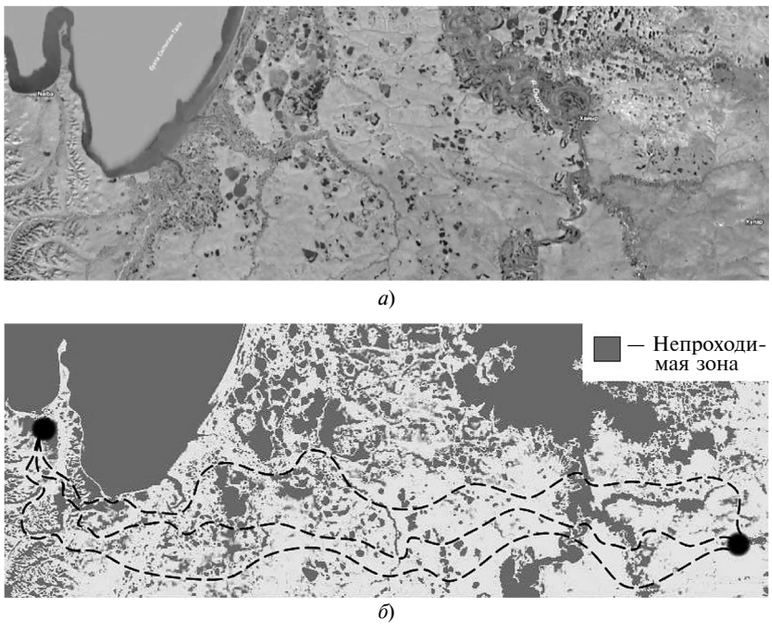
Наилучшие результаты по системам управления БТС достигнуты фирмой Nvidia [3], которая разработала мощный графический процессор Titan X с памятью на 12 Гб. Основой видеокарты является чип GM с 3072 ядрами CUDA с памятью на 384 бит. Данные разработки уже применяют американские автопроизводители, используя платы Nvidia в системах управления и диагностики.

Ученые Нижегородского технического университета им. Р. Е. Алексеева используют технологии CUDA при разработке подобных систем управления и диагностики технологических систем в машиностроении [4, с. 36].

При движении транспортного средства в условиях Крайнего Севера и особенно Арктики возможны значительные трудности, наибольшие проблемы связаны с прокладкой маршрута ввиду ограниченности информации о местности, сложности распознания природных объектов (склоны, горные и лесные массивы и т. д.),

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

Ve718.fm Page 56 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM



а)

б)

Рис. 1. Исходная карта (полученная со спутника) (*а*) и схема проходимости с вариантами маршрутов (*б*)

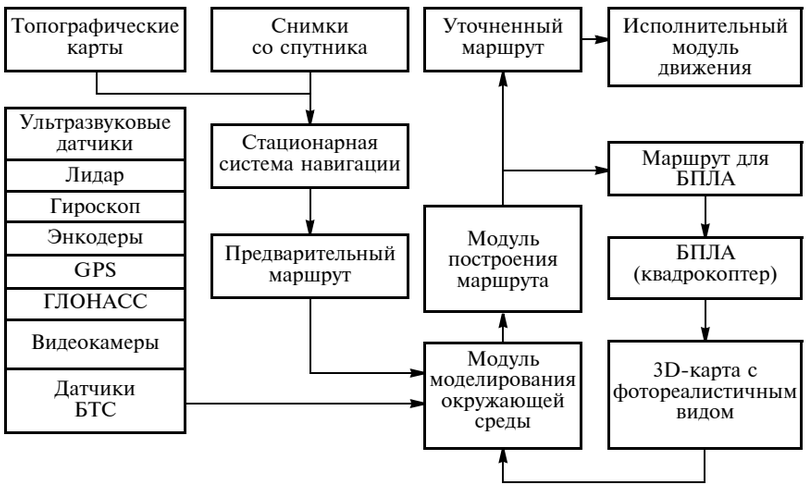


Рис. 2. Схема формирования маршрута транспортного средства в условиях Крайнего Севера и Арктики с использованием разработанного бортового компьютера

так как Арктика — незаселенная часть Земли.

В Нижегородском ГТУ им. Р. Е. Алексеева ведутся работы по прокладыванию маршрута БТС с использованием беспилотного летательного аппарата (БПЛА) в три этапа.

Первый этап — построение маршрута по снимкам из космоса (рис. 1) и топографическим картам с помощью бортового компьютера, встроенного в систему управления БТС.

Второй этап — подробное картографирование и создание 3D-модели местности на основании полученного маршрута, которая формируется с помощью аэросъемки и лидара, установленного на БПЛА. Один или несколько БПЛА, модернизированные для арктических условий (низкие температуры), выполняют полеты в зоне маршрута. Выходными данными с БПЛА являются: множество точек, характеризующих рельеф местности, и фотоизображения объектов.

Третий этап — обработка полученных с БПЛА данных и датчиков, установленных на БТС.

Моделирование показало, что уже можно проложить точный маршрут на 15 м от БТС с учетом особенностей рельефа и наличия снега, мерзлого грунта, воды и пр.

Второй и третий этапы на бортовом компьютере обрабатываются параллельно.

Бортовой компьютер включает в себя такие модули, как модуль моделирования окружающей среды, модуль построения маршрута, исполнительный модуль движения.

Схема формирования маршрута транспортного средства в условиях Крайнего Севера и Арктики с использованием бортового компьютера, разработанного в НГТУ, показана на рис. 2.

Полученные с помощью БПЛА фотоснимки местности и координаты точек, характеризующих рельеф, принимаются радиоприемником БТС и накапливаются в базе данных (БД). Далее они поступают в бортовой компьютер, оснащенный программой распознавания типа грунта и рельефа местности, для моделирования оптимального маршрута и режимов движения БТС. При построении маршрута учитывается вектор состояния транспортного средства и составляется карта проходимости по данной местности, представляющая собой сетку из ячеек определенного размера с привязкой к глобальным координатам GPS и ГЛОНАСС. Каждая ячейка характеризуется набором параметров, необходимых для расчета оптимального режима движения транспортного средства. Для распознавания объектов на местности используется сверхточная нейронная сеть и технология Nvidia CUDA, позволяющая классифицировать входные данные большой размерности с высокой скоростью обработки информации.

Ve718.fm Page 57 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

Выбрав оптимальный маршрут, БТС начинает движение. При этом осуществляется постоянная корректировка режима движения на основании данных от системы распределенных сенсоров, собирающих более подробную информацию о местности и динамическом состоянии транспортного средства. Реальное состояние БТС рассчитывается также с использованием нейронной сети, на вход которой поступает информация с акселерометров и тензометрических датчиков, закрепленных на ответственных узлах БТС, а также с ультразвуковых датчиков и лидаров, закрепленных по периметру корпуса БТС. Особенностью нейронной сети, используемой для оценки реального состояния БТС, является аппаратная реализация на основании расширяемой платформы нейросетевых чипов NeuroStack.

Объединение 16 плат CM1K позволило значительно ускорить отклик системы на динамические изменения в окружающей среде. Это было достигнуто удалением из вычислительной системы дополнительных протоколов обмена данными между сенсорами, программным обеспечением и исполнительными механизмами. Таким образом, система оценки состояния БТС работает в режиме реального времени. Данные по оптимальному маршруту и его корректировке передаются на контроллер движения БТС, представляющий собой программируемую логическую интегральную схему (ПЛИС), подключенную к блоку управления исполнительными механизмами БТС (рис. 3).

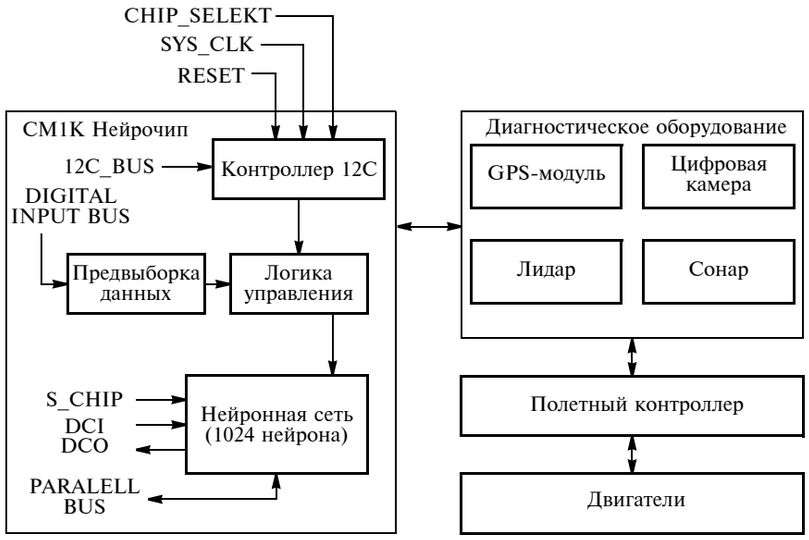


Рис. 3. Схема системы управления полетом БПЛА и ориентации на местности

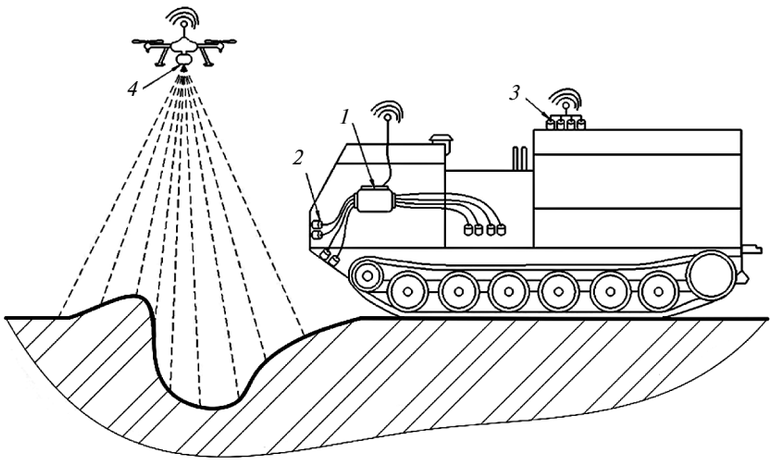


Рис. 4. Схема интеллектуальной системы управления транспортным средством в условиях Арктики:

1 — бортовой компьютер с вычислительной системой и системами управления, диагностики, терморегуляции, беспроводной передачи данных; *2* — датчики с проводной связью; *3* — датчики с беспроводной связью; *4* — БПЛА, оснащенный лидаром и нейроплатой

Роботизированный комплекс позволяет не только строить маршрут и осуществлять движение, но также выполнять различные операции, например поиск полезных ископаемых, мониторинг экологической ситуации, мониторинг и диагностика нефте-газопроводов. Для более точной ориентации БПЛА на местности, распознавания наземных объектов и осуществления взлета и посадки БПЛА предусмотрена система управления БПЛА на основании нейронной системы с использованием нейропроцессора CM1K и системы сенсоров (цифровая камера, лидар, сонар). Нейропроцессор CM1K имеет небольшой вес и отличается малым энергопотреблением, поэтому его можно встраивать в большинство БПЛА, он может взаимодействовать с полетным контроллером дрона.

Мобильность и автономность комплекса позволяет использовать разные виды доставки до начальной точки маршрута, в том числе и десантирование с грузовых самолетов и вертолетов.

На рис. 4 показана схема системы управления полетом и ориентации на местности БПЛА, разработанная в НГТУ им. Р. Е. Алексеева.

Для повышения безопасности движения целесообразно использовать два БТС и более для возможности буксирования при ава-

рийных ситуациях. Уточненные карты местности и проложенные маршруты можно использовать для других БТС. Для этого предусмотрено использование облачной технологии для обработки данных. Все разведывательные дроны и БТС объединены в единую сеть и подключены к удаленному серверу, который может размещаться на отдельном БТС или станциях обслуживания. Вся информация о местности и режимах движения сохраняется в БД. Однако, учитывая ограниченность вычислительных ресурсов каждой автономной системы, необходимо обеспечить периодическую передачу данных в единый центр, представляющий собой масштабируемый кластер с искусственными нейронными сетями (ИНС), архитектура которых аналогична архитектуре ИНС автономных БТС, но с большей вычислительной мощностью, рассчитанных на больший объем информации с возможностью самоадаптации к новым данным. Это позволяет постоянно накапливать и систематизировать информацию о местности и режимах перемещения БТС в постоянно изменяющейся среде и оптимизировать маршруты групп БТС с учетом состояния каждого агента транспортной системы. Транспортные средства с близкими векторами динамического состояния могут обмениваться информацией для выбора оптимальных маршрутов и режимов движения.

При движении транспортного средства в режиме ручного управления оператору необходима дополнительная информация о планируемом маршруте, режимах движения и текущем состоянии транспортного средства. Для этого используется модуль дополненной реальности, позволяющий отображать советы по движению и оценки состояния транспортного средства в данный момент времени, а также информацию о местности, получаемую с дронов в виде цифровых изображений со специальными метками и пояснениями. Это снижает риск возникновения ошибок и ускоряет принятие решения в трудных климатических условиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Автомобили** Tesla станут полностью автономными. URL: http://www.popmech.ru/technologies/280502-avtomobili-tesla-stanut-polnostyu-avtonomnymi
2. **Jaguar** Land Rover. Новости. URL: http://www.jaguar.ru/about-jaguar/news/jlr-all-terrain-autonomy.html
3. **Бортовой** компьютер с искусственным интеллектом для беспилотных автомобилей. URL: http://www.nvidia.ru/object/drive-px-ru.html
4. **Кабалдин Ю. Г., Лаптев И. Л., Шатагин Д. А.** Диагностика выходных параметров процесса резания в режиме реального времени на основе фрактального и вейвлет анализов с использованием программно-аппаратных средств National Instruments и Nvidia CUDA // Вестник машиностроения. 2014. № 8. С. 36.

УДК 658.512

В. А. ДОЛГОВ, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), А. А. КАБАНОВ, канд. техн. наук (МАИ),
А. А. ПОДКИДЫШЕВ, И. В. ДАЦЮК (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: v-dolgov@yandex.ru

Экспертно-аналитический метод определения технологического оборудования при проектировании многономенклатурных машиностроительных предприятий

Предложен экспертно-аналитический метод определения состава и числа технологического оборудования для изготовления деталей заданной производственной программы при проектировании многономенклатурных машиностроительных предприятий. Установлены ограничения и область применения разработанного метода.

Ключевые слова: техническое перевооружение, машиностроительное предприятие, экспертно-аналитический метод, группирование, детали.

The expert-analytical method is proposed for determining the composition and number of technological equipment for manufacturing of parts of a given production program when designing multi-nomenclature machine-building enterprises. The limitations and application field of the developed method are determined.

Keywords: technical re-equipment, machine-building enterprise, expert-analytical method, grouping, parts.

Качество проектных технологических решений при техническом перевооружении машиностроительных предприятий во многом зависит от достоверности и полноты информации о технологических процессах (ТП) изготовления изделий.

Как правило, техническое перевооружение выполняется при изменении номенклатуры и/или программы выпуска изделий, а также с целью сокращения затрат на изготовление существующей номенклатуры изделий. Это приводит к необходимости изменения технологических методов и ТП изготовления изделий. Следовательно, для формирования достоверных исходных данных при проектировании многономенклатурных машиностроительных предприятий необходимо уточнять номенклатуру изделий и ТП их изготовления.

Формирование исходной информации требует значительных временных и финансовых затрат. Для сокращения объемов проектных работ применяют

Ve718.fm Page 59 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

проектирование по приведенной программе, которое заключается в определении трудоемкости изготовления изделий по ограниченной номенклатуре — изделиям-представителям, объем выпуска которых приводится к объему выпуска всех изделий в соответствующих группах.

Трудоемкость $T_{\text{шт}i}$ изготовления i-й детали приводят к значению трудоемкости $T_{\text{шт д.п}}$ изготовления детали-представителя с учетом отличий конструктивно-технологических параметров, учитываемых коэффициентом $K_{\text{пр}i}$ приведения [1]:

$$T_{\text{шт}i} = K_{\text{пр}i} T_{\text{шт д.п}}.$$

Использование данного метода при проектировании многономенклатурных предметно-замкнутых производственных цехов ограничивается следующими факторами:

значительное число разнотипных деталей;

недостаточная формализация правил определения признаков для группирования изделий;

недостаточная формализация правил определения значений признаков для группирования;

недостаточная формализация методики расчета коэффициента приведения;

большая трудоемкость разработки ТП изготовления изделий-представителей.

Анализ существующих методов, основанных на группировании изделий по признакам их назначения [2], конструктивным и технологическим признакам [1, 3], по модулям поверхностей [4], а также группирование в соответствии с Общероссийским классификатором изделий и конструкторских документов (ОК 012-93) показал их недостаточную эффективность для группирования изделий номенклатуры предметно-замкнутых цехов, составляющую тысячи и десятки тысяч позиций.

Особенности данных методов заключаются в предварительном формировании групп изделий и определении критериев отнесения деталей к каждой группе. Предварительное формирование групп подразумевает проведение предварительного анализа номенклатуры изделий, что не всегда возможно при техническом перевооружении предприятия ввиду большого числа номенклатуры и сжатых сроков.

Существующие методики группирования деталей используют для решения задач технологической подготовки производства, включая разработку типовых и групповых ТП [1, 3]. Подходы определения признаков подобия деталей предназначены для формирования групп деталей из относительно небольших выборок — десятки и сотни номенклатурных позиций.

Можно выделить методы группирования, применяемые при технологической подготовке производства, и методы, применяемые при техническом перевооружении (табл. 1).

Предлагается выделять укрупненные методы группирования, применяемые при техническом перевооружении предприятия, и более детальные ме-

Таблица 1

Применение и аспекты сравнения разных методов группирования деталей

Аспекты сравнения	Технологическая подготовка производства	Техническое перевооружение
Цели	Сокращение трудоемкости разработки ТП Унификация и типизация технологической оснастки	Сокращение трудоемкости определения состава и числа ТО Унификация и типизация ТО
Задачи	Разработка маршрута ТП Нормирование операций ТП Определение технологической оснастки	Разработка маршрута ТП Нормирование операций ТП
Число номенклатурных позиций	Десятки, сотни	Тысячи, десятки тысяч
Число конструктивно-технологических параметров для каждой детали	Увеличивается	Сокращается
Детализации группирования деталей по конструктивным признакам	Высокая	Низкая
Маршрут изготовления деталей	В каждой группе принимается по маршруту изготовления детали-представителя	Разрабатывается для каждой детали экспертно
Состав ТО	Известен	Неизвестен
Предварительная сортировка и итерационный просмотр чертежей	Возможна	Ограничены или исключены
Число групп исполнителей	Одна	Несколько
Требования к формализации принятия проектных решений	Невысокие	Высокие (согласование нескольких команд исполнителей)

тоды группирования, применяемые при технологической подготовке производства.

Результаты группирования, полученные при техническом перевооружении, в дальнейшем следует применять для группирования деталей при технологической подготовке производства.

Информационные модели номенклатуры деталей и технологического оборудования (ТО), сформированные при техническом перевооружении, в дальнейшем используют для информационной поддержки процессов технологической подготовки производства. Таким образом, обеспечиваются информационные связи между работами, выполняемыми на разных этапах, что необходимо для реализации концепции цифрового производства [5].

В настоящей работе рассматривается группирование деталей при техническом перевооружении.

Точность определения спецификации ТО по приведенной трудоемкости зависит от числа групп изделий: чем больше групп, тем точнее значения конструктивно-технологических признаков деталей в каждой группе. Однако увеличение числа групп увеличивает число деталей-представителей, а следовательно, и объемы работ по разработке ТП их изготовления.

Для повышения точности спецификации ТО и сокращения трудоемкости проектных работ при проектировании многономенклатурных цехов предложен экспертно-аналитический метод определения состава и числа ТО для изготовления деталей заданной производственной программы, состоящий из трех этапов:

формирование исходных данных;

расчет приведенной трудоемкости;

разработка спецификации ТО.

Проектные процедуры, выполняемые на данных этапах, приведены в табл. 2.

На первом этапе при выполнении проектных процедур (см. табл. 2) заполняют исходные конструктивно-технологические параметры по каждой номенклатурной позиции в результате анализа чертежей деталей.

Для сокращения перечня заполняемых конструктивных параметров деталей выполняют предварительное группирование.

Практика технического перевооружения позволила выделить следующие группы:

группа 1 — стандартные детали (детали, конструкция которых регламентирована нормативными документами ГОСТ, ОСТ, нормали и т. д.);

группа 2 — унифицированные детали, близкие по конструкции к стандартным деталям;

группа 3 — детали характерной для рассматриваемой номенклатуры однотипной конструкции;

группа 4 — специальные детали (уникальные), имеющие конструкцию, которую невозможно отнести ни к одной из выделенных групп.

При предварительном группировании в группах также определяют подгруппы.

Подгруппы деталей в группе 1 определяют по названию деталей.

В группах 2 и 3 подгруппы определяют анализом сборочных чертежей изделий, в спецификацию которых входят детали заданной номенклатуры.

При предварительном группировании разбиение деталей группы 4 на подгруппы не выполняют.

Состав подгрупп определяют по следующим признакам:

назначение;

геометрические формы и их повторяемость;

габаритные размеры (учитываются приблизительно).

Данный подход позволяет сформировать базовый состав подгрупп деталей, который можно дополнить новыми подгруппами при анализе чертежей деталей.

Таблица 2

Проектные процедуры этапов экспертно-аналитического метода определения состава и числа ТО

Этап	Проектные процедуры
1. Формирование исходных данных	Предварительное группирование Разработка концептуальных решений построения производственно-технологической системы Разработка процессного описания изготовления деталей Экспертное нормирование технологических операций изготовления деталей
2. Расчет приведенной трудоемкости	Уточненное группирование Определение деталей-представителей Разработка ТП изготовления деталей-представителей Расчет приведенной трудоемкости изготовления для всех номенклатурных позиций
3. Разработка спецификации ТО	Уточнение типов ТО Предварительный расчет числа ТО Уточненный расчет числа ТО с использованием имитационного моделирования производственных процессов

В рамках предварительного группирования определяют группы и подгруппы деталей, а также критерии отнесения деталей к каждой подгруппе.

Процедура разработки концептуальных решений построения производственно-технологической системы включает в себя решение следующих задач:

определение степени автоматизации технологических, транспортных и складских операций;

разработка технологических методов изготовления деталей.

В рамках разработки процессного описания изготовления деталей с учетом концептуальных решений построения производственно-технологической системы для каждой номенклатурной позиции определяют укрупненный маршрут изготовления деталей, который включает в себя наименование и последовательность выполнения технологических операций, а также тип ТО (табл. 3).

Процедура экспертного нормирования технологических операций выполняется одновременно с процедурой разработки процессного описания изготовления деталей.

С учетом особенностей группирования деталей при решении задач технического перевооружения предприятий (см. табл. 2) в качестве критерия сложности деталей предложено использовать значения трудоемкости технологических операций по каждой детали, определяемые экспертно.

Экспертная оценка трудоемкости технологических операций значительно зависит от квалификации исполнителя. Для снижения человеческого фактора перед началом экспертного нормирования технологических операций и разработки процессного описания изготовления деталей исполнителей обучают рассчитывать трудоемкости разных технологических операций обработки заготовок из разных материалов. При этом согласовывают подходы к выбору инструмента и технологических режимов с учетом совмещения основных и вспомогательных переходов, формируют ограничительный ряд значений трудоемкостей.

На втором этапе в рамках уточненного группирования в каждой подгруппе определяют типы деталей по следующим конструктивно-технологическим признакам:

массогабаритные параметры;

точность размеров и форм;

укрупненный маршрут изготовления;

марка материала;

тип заготовки;

критерий сложности (экспертная трудоемкость).

Точность расчета числа ТО зависит от выбора деталей-представителей.

В качестве деталей-представителей выбирают детали с наибольшей экспертной трудоемкостью

Таблица 3

Пример укрупненного маршрута изготовления детали

Обозначение операции	Расшифровка
ВФ3/2	Вертикальное фрезерование ТО и число одновременно управляемых координат (не менее трех) Обработка за две установки
ВФ4 + 1/1(2)	Вертикальное фрезерование ТО и число одновременно управляемых координат (не менее четырех + одна дискретно управляемая координата) Обработка за одну установку (2 поз.)
ТО	Термообработка
Сл	Слесарная обработка

производственной программы, которую для j-й детали определяют по формуле

$$T_j^n = \sum_{i=1}^{m_j} T_{\text{штк}j}^i n_j,$$

где $T_{\text{штк}j}^i$ — экспертное штучно-калькуляционное время выполнения i-й технологической операции ТП изготовления j-й детали; m_j — число технологических операций изготовления j-й детали; n_j — годовая программа выпуска j-й детали, шт./год.

Для группирования деталей при техническом перевооружении предлагается применять принцип Парето, согласно которому можно выделить 20 % номенклатуры деталей, обеспечивающих 80 % от общей трудоемкости изготовления всей номенклатуры с учетом заданной программы.

Таким образом, вся номенклатура деталей ранжируется по убыванию экспертного значения T_j^n и выделяется номенклатура деталей, сумма T_j^n значений которых превышает 80 % от общей трудоемкости изготовления всей номенклатуры, определенной экспертно, с учетом заданной программы (табл. 4).

Среди определенных таким образом деталей-представителей будут детали, отнесенные к одному и тому же типу, однако детали других типов могут не попасть в этот перечень. Поэтому на следующем этапе анализируют альтернативные детали-представители одного и того же типа и выбирается одна деталь-представитель.

Кроме того, анализируют типы деталей, у которых ни одна из деталей не вошла в сформированный перечень деталей-представителей, и принимают решение о целесообразности выделения детали-представителя или принятии в качестве приведенной трудоемкости ранее экспертно определенные трудоемкости.

Исключением являются специальные детали, отнесенные к группе 4, для которых в каждом типе выбирают деталь-представитель.

Ve718.fm Page 62 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

Таблица 4

Анализ трудоемкости изготовления деталей

Номенклатурная позиция	Трудоемкость производственной программы, мин	Относительная трудоемкость, %	Нарастающая трудоемкость по итогу, %
1	2088,60	9	9
2	1895,81	8	17
3	782,90	3	20
4	596,89	2	22
5	412,70	2	24
6	355,70	1	25
7	354,70	1	26
8	339,08	1	27
9	336,28	1	28
10	336,08	1	29
11	327,58	1	30
12	316,46	1	31
13	312,37	1	32
14	308,70	1	33
15	305,60	1	34
16	298,50	1	35
17	258,90	1	36
...	...	...	...
T_0, ч	**24 325,43**	**100**	**100**

Для сформированного перечня деталей-представителей разрабатывают ТП изготовления. При этом уточняют состав типов ТО и рассчитывают трудоемкость технологических операций.

Предложенный подход обеспечивает закрепление каждой технологической операции изготовления номенклатуры деталей за конкретным типом ТО. При этом технологический маршрут не задают для деталей одного типа в соответствии с маршрутом изготовления детали-представителя, а разрабатывают для каждой детали. Это позволяет учесть индивидуальные особенности изготовления каждой детали. При необходимости его уточнения корректируют трудоемкость, а не состав операций.

На основании рассчитанной трудоемкости определяют приведенную трудоемкость [1, 3].

На третьем этапе в рамках уточнения типов ТО разрабатывают технические требования к каждому типу ТО, в соответствии с которыми определяют альтернативные модели оборудования.

Предварительный расчет числа ТО выполняют для каждого типа (каждой модели) ТО в соответствии с нормами технологического проектирования машиностроительных, приборостроительных и металлообрабатывающих предприятий (ОНТП 14-93), которые основываются на укрупненном расчете по средним показателям загрузки рабочих мест, трудоемкости и эффективного годового фонда работы оборудования, т. е. производственные показатели принимаются постоянными.

Нормы проектирования не учитывают принятые организационные решения по использованию средств автоматизации (применение роботов для выполнения вспомогательных переходов, автоматических сменщиков паллет, применение систем ЧПУ и др.). Также не учитывается изменение числа одновременно обрабатываемых на разных операциях заготовок. Например, число устанавливаемых на паллете заготовок может отличаться от числа заготовок, одновременно закладываемых в печь для термической обработки.

Для уточненного расчета числа ТО применяют имитационное моделирование производственных процессов, которое учитывает изменение производственных показателей во времени, что значительно повышает точность расчета состава ТО [6—8].

Существенным ограничением применения имитационного моделирования для многономенклатурных машиностроительных предприятий является отсутствие достоверных и непротиворечивых исходных данных [9]. В предложенном методе исходными данными для построения имитационной модели являются данные, сформированные при выполнении проектных процедур.

Применение имитационного моделирования в предложенном экспертно-аналитическом методе определения состава и числа ТО существенно повышает качество проектных решений при незначительном увеличении трудоемкости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Вороненко В. П., Соломенцев Ю. М., Схиртладзе А. Г.** Проектирование машиностроительного производства / Под ред. Ю. М. Соломенцева. М.: Дрофа, 2006. 380 с.
2. **Колесов И. М.** Основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 1997. 592 с.
3. **Аверченков В. И., Казаков Ю. М.** Автоматизация проектирования технологических процессов. М.: ФЛИНТА, 2011. 229 с.
4. **Базров Б. М.** Модульная технология в машиностроении. М.: Машиностроение, 2001. 368 с.
5. **Григорьев С. Н., Кутин А. А., Долгов В. А.** Принципы построения цифровых производств в машиностроении // Вестник МГТУ "СТАНКИН". 2014. № 4 (31). С. 10—15.
6. **Dolgov V. A.** Simulation of technological systems in custom production // Russian Engineering Research September 2010. V. 30. I. 9. P. 95—955.
7. **Kutin A., Dolgov V., Sedykh M.** Information Links between Product Life Cycles and Production System Management in Designing of Digital Manufacturing. Procedia CIRP. 2016. V. 41. P. 423—426.
8. **Долгов В. А., Кабанов А. А., Андреев Н. С., Дацюк И. В.** Повышение эффективности разработки имитационных моделей при проектировании новых многономенклатурных машиностроительных цехов // Тр. 7-й Всерос. науч.-практ. конф. "Имитационное моделирование. Теория и практика", 21—23 окт. 2015 г. Ин-т проблем упр. им. В. А. Трапезникова РАН, Т. 1. С. 73—79.
9. **Долгов В. А., Луцюк С. В., Подкидышев А. А.** Организация сбора и верификации информации при проведении обследования машиностроительного предприятия // Автоматизация и современные технологии. 2014. № 9. С. 43—46.

Ve718.fm Page 63 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.7

В. Н. ГАДАЛОВ, д-р техн. наук, С. Г. ЕМЕЛЬЯНОВ, д-р техн. наук, И. В. ВОРНАЧЕВА, И. А. МАКАРОВА, Е. А. ФИЛАТОВ (Юго-Западный ГУ, г. Курск), e-mail: Don_filius@mail.ru

Пути повышения работоспособности оснастки и инструмента штампового оборудования

Проанализированы причины изнашивания рабочих поверхностей оснастки и инструмента штампового оборудования. Рассмотрены способы улучшения поверхностного слоя рабочих элементов инструмента для повышения его ресурса.

Ключевые слова: штамповка, оборудование, инструмент, изнашивание, прочность, покрытия.

The reasons for wear of the working surfaces of the tooling and tools of the die equipment are analyzed. The ways of improving the surface layer of the working elements of the tool for increasing its life are considered.

Keywords: stamping, equipment, tool, wear, strength, coating.

При изготовлении деталей штамповкой большое значение имеет стойкость инструмента. От эксплуатационных свойств инструмента и оснастки зависят качество деталей и ресурс оборудования. Важными эксплуатационными показателями инструмента и оснастки являются точность размеров, твердость и шероховатость рабочих поверхностей.

Выход из строя инструмента, как правило, связан с изнашиванием и разрушением рабочих поверхностей.

Основные причины разрушений инструмента:

неоднородность в поверхностном слое исходного материала, а следовательно, неравномерность физико-химических показателей, что при последующей химико-термической обработке приводит к механическим и молекулярным взаимодействиям контактирующих поверхностей, сопровождающимися внедрением и сцеплением отдельных участков и образованием адгезионных связей;

наличие микровыступов и впадин даже после полирования, неравномерность наклепа при абразивной обработке, остаточные напряжения от растяжения и сжатия;

повышенные температуры и химические реакции при обработке;

недостаточная жесткость оборудования, приводящая к дополнительным напряжениям и воздействиям на рабочие поверхности;

нарушение режимов эксплуатации и хранения оснастки.

Для повышения стойкости оснастки и инструмента применяют следующее:

улучшают структуру, чистоту и эксплуатационные свойства инструментальных сталей;

повышают точность и жесткость оборудования (прессов, литейных машин, станков);

применяют смазочно-охлаждающие жидкости;

упрочняют поверхности и, в частности, наносят различные покрытия.

Перечисленные выше способы повышения стойкости оснастки имеют преимущества и недостатки, а их эффективность зависит от вида оснастки и инструмента [1—5].

Известно, что чем выше твердость, тем выше ее противоизносные свойства. Для упрочнения поверхностного слоя, как правило, применяют комбинированные воздействия, которые приводят к изменению структуры материала и замене растягивающих напряжений сжимающими на глубине до 3 мм.

Способы улучшения поверхностного слоя можно разделить на три вида:

нанесение покрытий или упрочнение в специальных условиях: в камерах или печах, в разряженной газовой среде, например, аэротермоакустическая обработка, т. е. звуковая обработка, СУВ-покрытия (сферические ударные волны), РУВ-покрытия (резонансные ударные волны);

нанесение покрытий или упрочнение поверхностного слоя на воздухе (газоплазменное напыление, плазменно-дуговая наплавка, ультразвуковая обработка для термически необработанных изделий);

химико-термическая обработка (азотирование, нитроцементация и т. п.).

Применение вышеперечисленных способов позволяет повысить стойкость инструмента в 1,5—3 раза при следующих условиях:

если создаваемый слой прочно связан с основным металлом и отличается более высокими твердостью, теплостойкостью, коррозионной стойкостью, лучшими антифрикционными свойствами, чем нижние слои;

если учитываются характер изнашивания, переточка и сечение инструмента;

если учитывается вид воздействующих нагрузок (статические, динамические).

Так, финишное плазменное упрочнение позволяет улучшить параметр *Ra* шероховатости поверхности в 2,3 раза, а параметр *Rz* уменьшается в 1,6.

Данные обработки целесообразны, если на инструменте полностью или частично сохраняется улучшенный слой после переточки, а также для инструмента с низким ресурсом (резьбовые и червячные

фрезы, долбяки, протяжки, фасонные резцы, метчики, сверла, зенкеры, длинные пуансоны, рабочие части пресс-форм, гибочные и выдавливающие штампы).

Существует мнение, что не следует применять традиционную химико-термическую обработку для повышения твердости инструмента небольшого диаметра (до 5 мм) или с очень тонкой кромкой во избежание хрупкого разрушения.

Любое поверхностное упрочнение эффективно только при соблюдении правил подготовки (очистки) обрабатываемой поверхности. Качество поверхности инструмента зависит не только от свойств материала, но и от технологии его изготовления, особенно от финишной операции, формирующей поверхностный слой.

Способы улучшения поверхностного слоя инструмента, требующие обработки каждого изделия на специальной установке, имеют низкую производительность, в отличие от химико-термической обработки, аэротермоакустической обработки и др. с применением печей или камер, в которые закладывают изделия партиями. Кроме того, при применении данных способов выделяются вредные вещества, поэтому необходимы вытяжки и другое специальное оборудование. Поэтому они не нашли широкого применения за рубежом. Исключением является газоплазменное напыление, т. е. нанесение защитных покрытий из порошкового материала толщиной 1÷2 мм на крупногабаритные конструкции (мосты, опоры и т. п.) при нагревании до температуры, не превышающей 150 °С. Широко используют также PVD- и CVD-покрытия.

К данным покрытиям предъявляются следующие требования:

низкий коэффициент трения (0,15÷0,35);

высокая термостойкость (900÷1200 °С);

высокая стойкость к окислению при температурах 800÷1000 °С;

химическая устойчивость к инструментальному материалу;

высокие твердость и вязкость;

низкая теплопроводность [0,3÷0,5 Вт/(м · К)];

высокая стойкость к абразивному изнашиванию.

PVD-покрытие наносят физическим осаждением при температурах до 550 °С, что обусловливает его применение для упрочнения быстрорежущего инструмента.

CVD-покрытие наносят химическим осаждением при температурах до 1100 °С или до 800 °С (так называемое холодное нанесение).

Другим важным показателем, определяющим ресурс инструмента, является материал его рабочих частей. В настоящее время в России применяют следующие инструментальные материалы. Для пуансонов и матриц используют хромосодержащие стали с твердостью 55÷64 *HRC* и твердые сплавы ВК8 и ВК15 (ГОСТ 3882—65) при рабочих температурах, не превышающих 150÷300 °С. Для горячего формообразования применяют стали 4Х5МФС, 4Х2ГМ (40÷55 *HRC*), при этом рабочие части инструмента нагреваются до температур 300÷400 °С, а поверхностные слои периодически испытывают воздействие горячего металла. Пресс-формы для пластмассовых изделий изготовляют из сталей 40Х13, 40Х5МФ, 12ХН3А при рабочих температурах 120÷180 °С. Для режущего инструмента используют быстрорежущие стали Р18, Р6М5, Р9Ф5 с твердостью 62÷68 *HRC* и твердые сплавы ВК6, DR8, Т14К8, ТТ20К9, В14М7К25.

Основные причины выхода из строя стальных матриц: разрушение, изнашивание, выкрашивание, смятие рабочих поверхностей. Большинство штамповой оснастки в России изготовляют из инструментальных сталей, так как изготовление оснастки из твердого сплава дороже, более трудоемко и требует специальных условий. При этом высокий ресурс изделий из твердого сплава не всегда востребован ввиду небольших партий изготавливаемых деталей, что в инструментальном производстве в ближайшее время сохранится.

Наилучшие результаты при химико-термической обработке достигаются в отсутствие поверхностных дефектов, при высокой чистоте поверхности и однородности структуры. Высокую чистоту поверхности, обусловленную хорошей полируемостью, обеспечивают стали, прошедшие переплавку (рафинирование, электрошлаковый переплав) один или несколько раз. Переплавка улучшает и механические свойства стали.

Высокой устойчивостью к истиранию отличаются стали, полученные методом порошковой металлургии (твердые металлы). В их состав входит значительное количество карбидов, которые равномерно распределены в кристаллической решетке, т. е. нет карбидной и элементной неоднородности. В зависимости от марки и производителя в стали может содержаться до 50 % карбида титана. Такое высокое содержание карбида обеспечивает высокую износостойкость материала. При термообработке данные сплавы обладают чрезвычайно низкой деформацией. Хорошо улучшают структуру стали кузнечная обработка (ковка) и прокатка в поперечном и продольном направлениях.

В европейских странах многие изделия из инструментальных сталей обрабатывают в вакуумных печах, оборудованных устройствами мониторинга, что позволяет создать оптимальный режим обработки, улучшить механические свойства при объемном упрочнении и получить поверхности, качество которых сравнимо с качеством глубоких слоев (например, исключается безуглероживание поверхности).

Термическая обработка в вакуумных печах с конвекционным нагреванием садков позволяет: сократить время обработки; обеспечить равномерное

Ve718.fm Page 65 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

нагревание, что снижает термические напряжения и появление трещин и деформации; снижает экологическую нагрузку на окружающую среду и улучшает условия труда; улучшает эксплуатационные показатели изделия.

Ресурс оснастки во многом зависит от правильности эксплуатации. При длительной работе прессового оборудования жесткость подвижных частей снижается, а жесткость штампа повышается, при этом нагрузки на колонки, втулки и особенно на рабочие части увеличиваются, что приводит к их ускоренному изнашиванию.

Основным способом повышения жесткости прессов является установка специальных элементов на направляющих для повышения жесткости и точности работы оборудования.

Для предотвращения преждевременного выкрашивания и появления разгарных трещин при штамповке, прессовании, литье или резании используют смазочные материалы. Для холодной и горячей штамповки разработаны смазочные материалы, повышающие ресурс оснастки. Для нанесения смазочного материала применяются автоматические разбрызгиватели, обеспечивающие своевременное и качественное смазывание.

Большое влияние на срок эксплуатации пресс-форм оказывает и качество обрабатываемого материала. При обработке низкокачественных материалов наблюдается ускоренное загрязнение оснастки, что сокращает время работы между техническими обслуживаниями оборудования.

Снизить эксплуатационные затраты можно применением таких современных способов удаления загрязнений, как струйная обработка гранулами, накатноструйная обработка, гидроабразивная, ультразвуковая и термическая очистка. Для выявления причин отказа инструмента необходимо накапливать статистические данные о его ресурсе до переточки и о характерах дефектов, а также классифицировать их для разработки мероприятия по устранению. Для штампов и пресс-форм такие данные, как правило, фиксируют в паспорте.

Так, эксплуатация показала, что вырубные штампы выходят из строя в результате поломки крайнего пуансона. Было установлено, что крайний пуансон из-за недостаточной ширины рубит только половиной кромки, а вторая половина в работе не участвует. При этом силы, действующие на пуансон со стороны заготовки и штампа, распределены неравномерно по длине кромки и частично направлены под углом к траектории пуансона, что вызывает его смешение, а это приводит к изнашиванию инструмента. Поэтому было рекомендовано или увеличить ширину материала, или развернуть вырубку на некоторый угол.

При отсутствии статистических данных о работе оснастки, т. е. при освоении нового технологического процесса, особенно для детали сложной конфигурации, необходимо знать рабочую температуру, напряжения в рабочем поверхностном слое и объеме штампа, скорость перемещения обрабатываемого металла вдоль гравюры и пр. Некоторые данные можно получить расчетом, однако это требует высокой квалификации исполнителя и даже инженерной интуиции. Поэтому все чаще используют компьютерное моделирование с расчетами напряженно-деформированных состояний изделия и оборудования, учитывающие теплообмен между штампом, обрабатываемым металлом и окружающей средой с оценкой возможных разрушений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Горелик М. Е.** Защита инструмента — назревшая необходимость // Двигатель. 2009. № 2. (62) С. 101—107.
2. **Повышение** ресурса работы штампов, пресс-форм и экструзионного инструмента за счет нанесения композиционных PVD-покрытий. ttp:/termoplast-instrumen.ru-prom.net/al829-povyshenie-resursa-raboty.html.
3. **Изучение** процессов износа штамповой оснастки / В. Н. Гадалов, С. Г. Емельянов, Н. А. Кореневский, Т. Н. Розина // Известия ЮЗГУ. 2014. № 3 (54). С. 98—105.
4. **Гадалов В. Н., Розина Т. Н., Абакумов А. В.** Применение импульсного лазерного облучения для повышения стойкости штампового оборудования // Прогрессивные технологии и процессы. 2015. Т. 1. С. 221— 223.
5. **Износ** и повышение стойкости штампов / В. Н. Гадалов, С. Г. Емельянов, Д. Н. Романенко, Т. Н. Розина // Новые решения в области упрочняющих технологий. 2016. Т. 1. С. 46—48.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

Ve718.fm Page 66 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.791.92

Е. Н. ЕРЕМИН, д-р техн. наук, А. С. ЛОСЕВ, С. А. БОРОДИХИН, А. Е. МАТАЛАСОВА, И. А. ПОНОМАРЕВ (Омский ГТУ), e-mail: weld_techn@mail.ru

Порошковая проволока для наплавки коррозионно-стойкой и износостойкой стали[1]

Исследовано влияние карбида бора на структуру металла, наплавленного высокохромистой порошковой проволокой, с целью повышения эксплуатационных свойств коррозионно-стойких покрытий в трибологических сопряжениях. Установлено, что мартенситная матрица с уменьшенными фрагментами структуры, образующимися в результате выделения дисперсных боридных фаз, повышает твердость и износостойкость наплавленного металла.

Ключевые слова: наплавка, коррозионно-стойкая сталь, порошковая проволока, бориды, структура, твердость, износостойкость.

The influence of boron carbide on the structure of a metal, deposited by a high-chromium flux-cored wire, is studied to improve the operational properties of corrosion-resistant coatings in tribological couplings. It is determined, that a martensite matrix with reduced fragments of structure, formed as a result of the separation of dispersed boride phases, increases the hardness and wear resistance of the weld metal.

Keywords: surfacing, corrosion-resistant steel, flux-cored wire, borides, structure, hardness, wear resistance.

При производстве машин и механизмов, эксплуатируемых в сложных условиях, часто применяют поверхностное упрочнение деталей из относительно дешевых сталей, что существенно удешевляет изделие. Одним из таких способов упрочнения является наплавка рабочих поверхностей износостойкими порошковыми проволоками.

Для широкой номенклатуры деталей химического и нефтегазового машиностроения требуется нанесение покрытий из коррозионно-стойких сталей на железо-хромовой основе, сочетающих в себе высокую прочность и коррозионную стойкость. Для наплавки используют порошковые проволоки ПП-10Х14Т, ПП-15Х13, ПП-12Х14Н3, ПП-15Х14М, ПП-20Х17 (ГОСТ 26101—84). Однако большинство покрытий, полученных наплавкой данными порошковыми проволоками при работе в условиях трения металл—металл имеют низкую износостойкость. Это связано с малым количеством упрочняющих фаз в структуре покрытий, наплавленных данными материалами. Поэтому актуальным является разработка новых составов экономнолегированных порошковых проволок, обеспечивающих получение коррозионно-стойких наплавленных металлов повышенной износостойкости.

Одним из способов упрочнения наплавленного металла является легированние бором [1—5]. В ряде работ для этого предлагается использовать карбид бора [3, 6]. В работах [7—9] показана эффективность применения боридных соединений при наплавке мартенситностареющих сталей [7—9]. В то же время в хромистых порошковых проволоках, обеспечивающих наплавленный металл мартенситного класса, карбид бора не используют.

Цель настоящей работы — исследование структуры, фазового состава и износостойкости металла, наплавленного экономнолегированной хромистой порошковой проволокой с карбидом бора.

В работе исследовали металл, полученный наплавкой порошковой проволокой, содержащей 15 % хрома и 2 % карбида бора. Введение в шихту хрома обеспечивает получение уже в первом слое наплавленного металла мартенситную структуру, обладающую высокой коррозионной стойкостью, характерной для сталей 20Х13. Концентрация карбида бора в шихте проволоки выбрали исходя из результатов ранее выполненных исследований. Для снижения образования пор в наплавленном металле в состав порошковой проволоки введено 0,5 % кремнефтористого натрия. В качестве оболочки использовали стальную ленту 08кп размером 15 × 0,8 мм (ГОСТ 503—81) с коэффициентом заполнения 0,3.

Для сравнения исследовали металл, наплавленный стандартной сплошной проволокой Св-20Х13.

Наплавку выполняли на пластины из стали Ст3 размером 200 × 50 × 10 мм опытными порошковыми проволоками диаметром 2,4 мм в аргоне в три слоя. Режим наплавки: сила тока 230 А; напряжение 24 В; скорость наплавки 20 м/ч.

Металлографические исследования наплавленного металла проводили на оптическом микроскопе AXIO Observer Alm (Carl Zeiss).

Дюрометрические исследования осуществляли на образцах из металла после наплавки с помощью твердомеров ТК-2 (метод Роквелла) и Shimadzu HMV-2 (метод Виккерса).

Износостойкость наплавленного металла исследовали на машине трения ИИ 5018 при сухом трении по схеме диск—колодка. Материал диска — сталь У7 (63 *HRC*); нагрузка на образец составляла 600 Н; скорость вращения диска — 0,26 м/с. Износ оценивали по изменению массы образца с помощью аналитических весов с погрешностью 0,5 мг.

[1] Работа профинансирована грантом Российского научного фонда, проект № 17-19-01224.

Ve718.fm Page 67 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

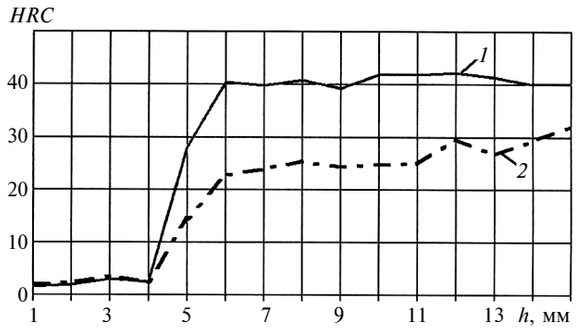


Рис. 1. Распределение твердости *HRC* в материале покрытия по глубине *h* от линии сплавления при использовании проволок ПП-10Х15 + 2 % B_4C (*1*) и Св-20Х13 (*2*)

Топографию поверхностей образцов после испытания на износостойкость изучали с помощью оптического интерферометра Zygo NewVieW TM 7300.

Сопоставление твердостей покрытий, полученных наплавкой, показало эффективность использования карбида бора.

На рис. 1 показано распределение твердости в материале покрытия по глубине *h* от линии сплавления при использовании проволок Ш1-10Х15 + + 2 % B_4C и Св-20Х13. Твердость металла с бором составляет 55÷58 *HRC*, что существенно превосходит твердость металла, наплавленного проволокой Св-20Х13, находящейся в пределах 40÷43 *HRC*.

Для выявления причин установленных различий были проведены металлографические исследования.

Металл, полученный наплавкой проволокой Св-20Х13, имеет структуру высокохромистого мартенсита (рис. 2, *а*, см. обложку). Микротвердость матрицы данного металла составляет 410÷430 *HV*, а микротвердость упрочняющих фаз — 550÷610 *HV*.

Металл, наплавленный порошковой проволокой с карбидом бора, имеет композиционную структуру (рис. 2, *б*, см. обложку), которая состоит из перенасыщенного твердого расплава с мартенситной матрицей и большого количества эвтектики, образующей каркасное строение.

Микротвердость составляющих структуры такого наплавленного металла значительно превосходит микротвердость составляющих структуры металла без бора: для матрицы она составляет 500÷600 *HV*, для эвтектики — 860÷930 *HV*.

Для определения механизма формирования данной структуры выполнили энергодисперсионный анализ структурных составляющих на анализаторе Inca-350 с помощью растрового электронного микроскопа JEOL JSM-6610-LV.

На рис. 3, *а—г* (см. обложку) показаны микроструктура с зонами сканирования и карты распределения основных легирующих химических элементов. Установлено, что углерод и бор располагаются в основном в эвтектике, а в матрице находятся железо и хром (таблица).

Весь бор находится в эвтектике, которая состоит из боридов и карбоборидов хрома и железа, в матрице бора нет. Повышенная концентрация углерода в зонах сканирования объясняется его накоплением в процессе энергодисперсионного анализа, что усложняет точное определение химического состава структур и дисперсных фаз.

Следовательно, структура исследуемого металла представляет собой железо-хромистую мартенситную матрицу с эвтектической составляющей, образованной большей частью боридами хрома и железа типа $(Fe, Cr)_2B$ и дисперсными включениями карбоборидов типа $(Cr, Fe)_7(C, B)_3$. Вследствие их большого количества (см. рис. 3, *б*) боридная эвтектика имеет высокую микротвердость.

Испытания на износостойкость покрытий при сухом трении показали, что изнашиваемость металла с бором в 11 раз ниже изнашиваемости металла, полученного наплавкой проволокой Св-20Х13.

Анализ топографии поверхностей образцов после испытаний показал адгезионно-абразивный механизм их изнашивания. Это объясняется тем, что при трении в результате высокого локального поверхностного давления и интенсивного тепловыделения вследствие адгезии в контактных зонах происходит холодная сварка контртела и исследуемого наплавленного покрытия, которые при дальнейшем движении разрываются [10]. Это приводит к образованию задиров, пустот и гребней на поверхности наплавленного металла.

Описанный механизм изнашивания соответствует металлу, наплавленному проволокой Св-20Х13, который отличается меньшей твердостью относительно металла, наплавленного проволокой с боридами, что является одним из основных факторов для возникновения холодной сварки. Это подтверждают профилограммы и 3D-профили изношенных поверхностей (рис. 4, *а—г*, см. обложку).

У образцов из металла, полученного порошковой проволокой с карбидом бора, глубина контактного взаимодействия меньшая, чем у металла без боридов (см. рис. 4, *в*, *г*). Это можно объяснить тем, что в отличие от металла контртела (сталь У7) исследуемый металл имеет развитую композиционную структуру, включающую в себя мартенситную матрицу с боридной эвтектикой в виде каркаса, ко-

Содержание химических элементов в покрытии, наплавленном порошковой проволокой ПП-10Х15 + 2 % B_4C, %

Зона (см. рис. 3, *а*)	C	B	Cr	Fe
1	22,70	20,34	8,81	48,15
2	21,92	24,89	7,70	45,49
3	9,16	0	15,50	75,34
4	12,10	5,17	14,39	68,34
5	7,59	0	13,78	78,63

Ve718.fm Page 68 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 669.295

С. В. ПУТЫРСКИЙ, А. Л. ЯКОВЛЕВ, Н. А. НОЧОВНАЯ, д-р техн. наук (ВИАМ, г. Москва),
e-mail: admin@viam.ru

Преимущества и применение высокопрочных титановых сплавов и перспективные направления при разработке новых

Рассмотрены преимущества наиболее перспективных высокопрочных титановых сплавов, их применение. Показаны перспективные направления в создании новых высокопрочных конструкционных титановых сплавов.

Ключевые слова: высокопрочный титановый сплав, легирование, ($\alpha + \beta$)-титановые сплавы, механические свойства, показатели.

The advantages of the most prospective high-strength titanium alloys and their application are considered. Promising trends in the development of new high-strength structural titanium alloys are shown.

Keywords: high-strength titanium alloy, alloying, ($\alpha + \beta$)-titanium alloys, mechanical properties, indicators.

Такие свойства титановых сплавов, как низкая плотность, высокие механические показатели при температурах от криогенных до умеренно повышенных, высокая коррозионная стойкость в большинстве агрессивных средах обусловили их широкое применение [1].

Высокопрочные титановые сплавы имеют предел прочности $\sigma_в \geq 1000$ МПа. Наилучшими соотношениями показателей прочности, пластичности, трещиностойкости и других, обеспечивающими высокие ресурс, надежность и снижение веса изделия, обладают сплавы со стабильной ($\alpha + \beta$)-структурой [2]. По структуре после закалки высокопрочные сплавы делятся на два класса: мартенситные и переходные.

Мартенситные сплавы менее легированы и в равновесном состоянии содержат 5÷25 % β-фазы. В результате закалки образуется структура мартенсита α' (или α'' в более легированных сплавах). К этому классу относятся высокопрочные сплавы ВТ6, ВТ14 и ВТ16.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 66)

торая препятствует адгезионному схватыванию, поэтому он не склонен к холодной сварке. При этом эвтектика воспринимает часть нагрузки контактного взаимодействия, распределяя ее по поверхности большой площади. Кроме того, при трении боридные фазы выполняют функцию твердого смазочного материала, что увеличивает стойкость наплавленного металла, работающего в условиях истирания против задиров.

Таким образом, введением карбида бора в состав порошковой проволоки на основе высокохромистой коррозионно-стойкой стали получают наплавленный металл композиционной структуры, имеющий повышенные твердость и износостойкость в результате упрочнения мартенситной матрицы карбоборидными фазами. Предложенная для поверхностного упрочнения порошковая проволока значительно повышает ресурс и надежность наплавленных уплотнительных узлов запорной арматуры.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лякишев Н. П., Плинер Ю. Л., Лаппо С. И.** Боросодержащие стали и сплавы. М.: Металлургия, 1986. 192 с.

2. **Формирование** композиционной структуры износостойкого наплавленного металла с боридным упрочнением / А. А. Артемьев, Г. Н. Соколов, Ю. Н. Дубцов, В. И. Лысак // Изв. вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2011. № 2. С. 44—48.

3. **Шеенко И. Н., Орешкин В. Д., Репкин Ю. Д.** Современные наплавочные материалы. Киев: Наукова думка, 1970. 238 с.

4. **High** boron iron-based alloy and its modification / L. Zhong, C Xiang, L. Yan-xiang, H. Kai-hua // J. of Iron and Steel Research, International. 2009. V. 16. No. 3. P. 37—42.

5. **Raghavan V.** B—Cr—Fe—Ti // Journal of Phase Equlibria. 2003. V. 24. N. 5. P. 459—460.

6. **Данькин А. А., Светлополянский В. И., Каледа В. Н.** Электрошлаковая наплавка карбидов бора и кремния на стальные изделия // Сварочное производство. 1993. № 2. С. 8—10.

7. **Еремин Е. Н., Лосев А. С.** Влияние боридных соединений на структуру и свойства мартенситно-стареющей стали, наплавленной порошковой проволокой // Сварка и диагностика. 2013. № 3. С. 32—35.

8. **Лосев А. С., Еремин Е. Н., Румянцев Г. П.** Исследование термической стойкости наплавленного мартенситностареющего металла с композиционной структурой // Омский научный вестник. 2011. № 2 (100). С. 94—97.

9. **Лосев А. С., Еремин Е. Н., Филиппов Ю. О.** Исследование влияния боридов на упрочнение мартенситностареющей стали // Омский научный вестник. 2010. № 2 (90). С. 131—134.

10. **Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю.** Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 460 с.

Переходные сплавы содержат больше легирующих химических элементов и соответственно больше β-фазы (25÷50 %) в равновесной структуре. Наличие большого количества β-фазы обеспечивает переходным сплавам самую высокую прочность среди (α + β)-сплавов [3]. Так, сплав ВТ22 имеет после отжига такое же вре́менное сопротивление, как сплав ВТ6 после закалки и старения [4].

Рассмотрим наиболее значимые и перспективные для промышленности высокопрочные титановые сплавы.

Сплав ВТ6 (ВТ6ч) — один из наиболее применяемых титановых сплавов, легирован: 6 % Al, 4 % V; его зарубежный аналог — Ti-6-4. Упрочняющей термической обработкой можно получить деталь прочностью $\sigma_в$ = 1000 МПа. Оптимальные механические показатели сплава ВТ6, достигаемые без резкого снижения надежности: предел прочности $\sigma_в$ = 950 МПа, относительное удлинение δ = 8 % [5]. Сплав ВТ6ч (модификация сплава ВТ6) используют в 54 деталях и узлах самолета Сухой SuperJet: кронштейны навески пилона, вилки, штыри, фиксаторы, втулки, рычаги, кронштейны, винты и др.

Сплав ВТ16 разработан для нормализованных деталей крепежа и используется в деформационно-упрочненном состоянии, его предел прочности $\sigma_в$ = 1050÷1115 МПа. Особенность сплава ВТ16 проявляется, например, в том, что из отожженного прутка с $\sigma_в \approx$ 850 МПа в холодном состоянии без промежуточных отжигов можно получить высаживанием головку болта, редуцированием — стержень, хвостик и накатать резьбу. Благодаря холодному деформированию готовый болт имеет гарантированный предел прочности $\sigma_в \geq$ 1050 МПа и сопротивление срезу $\tau_{ср} \geq$ 650 МПа (табл. 1). Данная технология в 2—3 раза экономичнее традиционной горячей высадки головки болтов.

Впервые технология холодной высадки была использована при производстве титанового крепежа для сверхзвукового пассажирского самолета Ту-144 и освоена на предприятии "Нормаль" (г. Нижний Новгород). Многолетняя эксплуатация показала высокие ресурс и надежность деталей, изготовленных по данной технологии.

Таблица 1

Показатели механических свойств сплава ВТ16 в разных состояниях

Состояние материала	$\sigma_в$, МПа	δ, %	ψ, %	$\tau_{ср}$, МПа	ε, % при T = 20 °C
Отожженное	815÷930	⩾14	⩾60	⩾630	⩾75
Холодно-деформированное, ε = 50 %	1030÷1180	7÷9	40÷50	670÷720	—

Примечание. ψ — относительное сужение; ε — степень деформации; T — температура.

Сплав ВТ22 разработан для крупногабаритных изделий с прочностью $\sigma_в \geq$ 1080 МПа при $\delta \geq$ 10 %. Особенность сплава ВТ22 — высокая прокаливаемость (до 200 мм), что характерно для титановых сплавов. Упрочняющая термообработка обеспечивает при крупногабаритной штамповке высокую прочность: $\sigma_в$ = 1200 МПа.

Из сплава ВТ22 можно серийно изготовлять поковки, штамповки, кованые и катаные прутки, плиты, прессованные трубы. Сплав используют для изготовления [6] силовых деталей и сварных узлов планеров (силовые балки, лонжероны, шпангоуты, узлы навески агрегатов, нервюры, рельсы закрылков и предкрылков), силовые детали и узлы шасси (подкосы, коромысла тележки, шлиц-шарниры, тормозные рычаги).

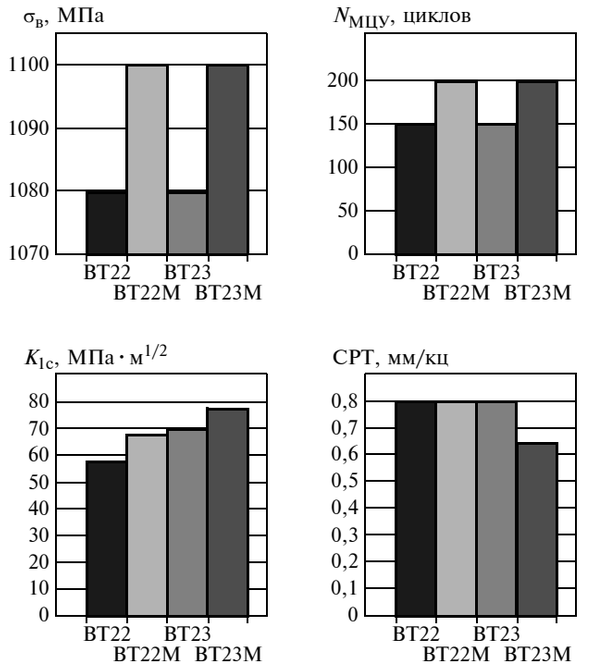
Уникальные свойства данного сплава позволили изготовить элементы шасси. Наибольшее применение сплав ВТ22 нашел в шасси широкофюзеляжных пассажирских и транспортных самолетов ИЛ-86, ИЛ-96 и ИЛ-76. Общий вес силовых конструкций шасси пассажирского самолета ИЛ-96 (три стойки основного шасси и одна стойка носового шасси) составляет 900 кг. Доля деталей из сплава ВТ22 в конструкциях шасси составляет ≈30 %.

Для снижения затрат при производстве точных штамповок был разработан сплав ВТ22И повышенной технологичности. Сплав ВТ22И является модификацией сплава ВТ22 и отличается пониженным содержанием алюминия, поэтому имеет более высокую технологическую пластичность по сравнению со сплавом ВТ22. Применение сплава ВТ22И для изготовления штамповок изотермическим деформированием обеспечивает получение полуфабрикатов с однородной мелкозернистой структурой, высокими и стабильными механическими свойствами: $\sigma_в$ = 1150÷1250 МПа; δ = 10÷16 %. Штамповки можно изготовлять на механически обрабатываемых поверхностях с припусками до 0,5 мм, на механически необрабатываемых поверхностях — с припусками до ±0,1 мм. При этом трудоемкость механической обработки при изготовлении деталей снижается на 30÷40 % и в 2 раза повышается коэффициент использования металла (КИМ).

Разработана модификация сплава ВТ22 — сплав ВТ22М, с более высокими эксплуатационными показателями.

Сплав ВТ23 [7] предназначен для изготовления силовых деталей, а также сварных и паяных конструкций летательных аппаратов авиационной, космической и ракетной техники: лонжероны, шпангоуты, балки, гидроцилиндры, обшивки, закладные элементы композиционных конструкций, детали шасси, емкости высокого давления. Сплав ВТ23 обеспечивает изготовление таких полуфабрикатов, как листы, ленты, фольги. Также из сплава ВТ23 изготовляют горячекатаные и холоднокатаные трубы, поковки, штамповки, плиты, ко-

Ve718.fm Page 70 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM



Диаграммы показателей $\sigma_в$, СРТ, $N_{МЦУ}$, K_{1c} механических свойств сплавов ВТ22, ВТ22М, ВТ23, ВТ23М

ваные и катаные прутки, прессованные профили. Из сплава ВТ23 изготовляют детали авиакосмической техники: комплекс Буран-Энергия, аппарат Астрон, самолеты Бе-200, Як-54, Як-55, Су-26, Су-29, Су-31, Су-31М, Су-31СК, Т-50. В основном данный сплав применяют после термической обработки, обеспечивающей $\sigma_в$ = 1080 МПа при $\delta \geq 8$ %.

В настоящее время ввиду уникального сочетания прочностных и эксплуатационных показателей рассматривается применение сплава ВТ23М [8] в конструкциях истребителей пятого поколения [9].

Сплавы ВТ22М и ВТ23М по сравнению со сплавами ВТ22 и ВТ23 имеют повышенные эксплуатационные показатели (рисунок) благодаря сокращению интервалов легирования, снижения содержания примесей (кислорода, азота и углерода), оптимизации режимов термической обработки и горячего деформирования [10]. Кроме того, данные сплавы обеспечивают высокую прочность сварных соединений [11—13], которая составляет 90 % от прочности основного металла (табл. 2).

Одним из направлений в совершенствовании техники является повышение надежности и долговечности [14, 15]. В ФГУП "ВИАМ" разработан новый высокопрочный титановый сплав ВТ43 [16—18].

Высокопрочный титановый сплав ВТ43 [19] имеет высокие показатели прочности ($\sigma_в \geq 1150$ МПа), вязкости разрушения ($K_{1c} \geq 80$ МПа · м$^{1/2}$), долговечности при малоцикловой усталости (МЦУ) ($N_{МЦУ}$ = 250 килоциклов при напряжении $\sigma_{max\ нет}$ = 290 МПа и теоретическом коэффициенте концентрации напряжений K_t = 2,6), высокую удельную прочность ($\sigma_в/\gamma$ = 25,3, где γ — плотность), которая превосходит удельную прочность конструкционной стали на 15÷20 %.

Сравнение сплава ВТ43 с американским аналогичным сплавом Ti—10V—2Fe—3Al показало, что плотность сплава ВТ43 (γ = 4544 кг/м^3) ниже плотности сплава Ti—10V—2Fe—3Al (γ = 4650 кг/м^3) при более высокой прочности, удельной прочности и трещиностойкости (табл. 3).

Сплав ВТ43 превосходит на 22 % сплав Ti—10V—2Fe—3Al (США) по пределу прочности сварного соединения, на 40 % по коэффициенту K_{1c} вязкости разрушения сварного соединения, на 20 % по удельной прочности $\sigma^{20}_{с\ св.с}/\gamma$. Сплав ВТ43 легче, его себестоимость на 20 % меньше, на 50 % меньше энергоемкость термообработки, на 20 % меньше трудоемкость обработки давлением и на 30 % резанием.

В табл. 3 сравниваются показатели сплава ВТ43 с показателями широко используемых сплавов ВТ23 и Ti—10V—2Fe—3Al.

Преимуществами сплава ВТ43 являются экономное легирование и высокая технологичность. Данный сплав предназначен для изготовления деталей и узлов авиакосмической и ракетной техники: баллонов, шпангоутов, лонжеронов, стрингеров, нервюр, деталей крепления, сварных конструкций гидроаккумуляторов и емкостей, а также из них можно изготовлять крупногабаритные поковки, штамповки и плиты.

Поэтому дальнейшее создание новых высокопрочных титановых сплавов с требуемыми свойствами весьма актуально. Особенно перспективным является создание силовых конструкций из композиционных материалов на базе титановых сплавов — титанополимерных материалов, дисперсно-упрочненных и пр. [13, 20].

Можно выделить следующие направления по созданию новых высокопрочных конструкционных титановых сплавов:

разработка систем легирования высокопрочных титановых сплавов, в том числе экономнолегиро-

Таблица 2

Прочность сварных соединений из сплавов ВТ22М и ВТ23М

Сплав	$\sigma_{в\ о.м}$, МПа	$\sigma_{в\ св.с}$, МПа	$\sigma_{в\ св.с}/\sigma_{в\ о.м}$	γ, кг/м^3
ВТ22М	1100	957	0,87	4620
ВТ23М	1100	990	0,90	4570

Примечание. $\sigma_{в\ о.м}$ и $\sigma_{в\ св.с}$ — пределы прочности при растяжении при нормальной температуре (T = 20 °С) соответственно основного металла и сварного соединения; $\sigma_{в\ св.с}/\sigma_{в\ о.м}$ — коэффициент ослабления шва.

Таблица 3

Показатели свойств сплавов ВТ43, ВТ23 и Ti—10V—2Fe—3Al

Сплав	$s_в$, МПа	МЦУ при $\sigma_{нет}$ = 294 МПа и K_t = 2,6, килоциклов	K_{1c}, МПа · м$^{1/2}$	СРТУ при ΔK = 31 МПа · м$^{1/2}$, мм/килоциклов
ВТ43	⩾1100	200	81	⩽0,65
ВТ23	⩾1080	150	70	⩽0,80
Ti—10V—2Fe—3Al	⩾1100	100 (K_t = 3,1)	60	⩽1,00
Преимущества ВТ43 относительно ВТ23/Ti—10V—2Fe—3Al, %	**2/2**	**33/—**	**16/35**	**18/35**

Примечание. СРТУ — скорость роста трещины усталости.

ванных и с применением редкоземельных элементов [8];

разработка температурных и деформационных режимов обработки давлением;

повышение эксплуатационных температур;

разработка технологий получения тонких листов (толщина ≤ 0,5 мм) и обработки их поверхности с целью применения в титанополимерных слоистых материалах;

разработка технологий формования титанополимерных слоистых материалов на основе тонких листов из титановых сплавов и препрегов на основе различных связующих;

уменьшение диапазона легирования титановых сплавов для повышения стабильности их механических свойств.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Каблов Е. Н.** Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 г. // Авиационные материалы и технологии. 2012. № S. С. 7—17.

2. **Хорев А. И., Белов С. П., Глазунов С. Г.** Металловедение титана и его сплавов. М.: Металлургия. 1992. 352 с.

3. **Моисеев В. Н.** Высокопрочные титановые сплавы для крупногабаритных деталей авиационного двигателя // МИТОМ. 2000. № 2. С. 34—36.

4. **Конструкционные** материалы: Справочник / Б. Н. Арзамасов, В. А. Брострем, Н. А. Буше и др.; под общ. ред. Б. Н. Арзамасова. М.: Машиностроение, 1990. 688 с.

5. **Авиационные** материалы: Справочник / Под общ. ред. Е. Н. Каблова. М.: ВИАМ, 2010. 96 с.

6. **Свойства** сварных соединений высокопрочного титанового сплава ВТ22 / Кирилов Ю. Г., Куликов Ф. Р., Моисеев В. Н. и др. // Сб. Легирование и термическая обработка титановых сплавов. ОНТИ ВИАМ. 1977. С. 159—170.

7. **Хорев А. И.** Титановый сплав ВТ23 и его сравнение с лучшими зарубежными сплавами // Титан. 2006. № 1 (18). С. 47—52.

8. **Яковлев А. Л., Ночовная Н. А.** Влияние термической обработки на свойства листов из высокопрочного титанового сплава ВТ23М // Авиационные материалы и технологии. 2013. № 4. С. 8—13.

9. **Эффективность** применения титанового сплава ВТ23 в новых изделиях "ОКБ Сухого" / А. Л. Яковлев, А. А. Филатов, А. А. Бурханова и др. // Титан. 2013. № 2 (40). С. 39—42.

10. **Разработка** теоретической процедуры оценки сбалансированности химического состава жаропрочного титанового сплава нового поколения и создание на этой основе методики оптимизации составов титановых сплавов / И. А. Логачев, В. И. Разумовский, И. М. Разумовский и др. // Титан. 2012. № 4 (38). С. 27—32.

11. **Хорев А. И.** Комплексное легирование и микролегирование титановых сплавов // Сварочное производство. 2009. № 6. С. 21—30.

12. **Ночовная Н. А., Панин П. В.** Анализ остаточных макронапряжений в сварных соединениях титановых сплавов разных классов // Тр. ВИАМ. 2014. № 5. С. 1—17.

13. **Расчетные** значения характеристик прочности авиационных материалов / В. С. Ерасов, А. В. Гриневич, В. Я. Сеник и др. // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 2. С. 52—59.

14. **Тарасов Ю. М., Антипов В. В.** Новые материалы ВИАМ для перспективной авиационной техники производства ОАО "ОАК" // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 2. С. 5—6.

15. **Перспективы** разработки новых титановых сплавов / В. Г. Анташев, Н. А. Ночовная, А. А. Ширяев, А. Ю. Изотова // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2011. № S2. С. 60—67.

16. **Хорев А. И.** Основы термической обработки и сварки высокопрочных (α + β)-титановых сплавов // Технология машиностроения. 2013. № 8. С. 5—11.

17. **Перспективы** разработки новых титановых сплавов / В. Г. Анташев, Н. А. Ночовная, А. А. Ширяев, А. Ю. Изотова // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2011. № S2. С. 60—67.

18. **Каблов Е. Н.** Шестой технологический уклад // Наука и жизнь. 2010. № 4. С. 2—7.

19. **Хорев А. И.** Фундаментальные и прикладные работы по конструкционным титановым сплавам и перспективные направления их развития // Тр. ВИАМ (Электронный журнал). 2013. № 2. С. 1—19.

20. **Каблов Е. Н.** Материалы и химические технологии для авиационной техники // Вестник Российской академии наук. 2012. Т. 82. № 6. С. 520—530.

21. **Хорев А. И., Ночовная Н. А., Яковлев А. Л.** Микролегирование редкоземельными металлами титановых сплавов // Авиационные материалы и технологии. 2012. № S. С. 206—212.

Ve718.fm Page 72 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 539.219.2

А. М. ПАШАЕВ, д-р физ.-мат. наук, академик НАН Азербайджана, А. Х. ДЖАНАХМЕДОВ, д-р техн. наук, А. А. АЛИЕВ (Национальная Академия Авиации, г. Баку, Азербайджан), e-mail: a.aliyev@naa.edu.az

Оценка статической прочности лакокрасочного покрытия обшивки самолета

Дана оценка механических свойств тонких пленок лакокрасочных покрытий (ЛКП) воздушных судов с учетом полетных нагрузок, усадочных и термических напряжений. Предложены критерии выбора лакокрасочных материалов (ЛКМ) по условиям прочности и алгоритм расчета их статического напряженно-деформированного состояния. Отмечена необходимость определения прочностных характеристик ЛКМ, задающих границы их работоспособности.

Ключевые слова: ЛКП, полетные нагрузки, термические и усадочные напряжения, деформация, коэффициент запаса, статический расчет, воздушное судно, ЛКМ.

The estimation of mechanical properties of thin films of paint and varnish coatings (PVC) of aircrafts is given taking into account flight loads, shrinkage and thermal stresses. The criteria for selecting paint and varnish materials (PVM) according to the strength conditions and the algorithm for calculating their static stress-strain state are proposed. The necessity to determine the strength characteristics of paintwork materials, defining the limits of their performance, is noted.

Keywords: paint and varnish coatings, flight loads, thermal and shrinkage stresses, deformation, safety factor, static calculation, aircraft, paintwork materials.

Одним из наиболее распространенных методов повышения долговечности и устойчивости конструкционных материалов, подвергающихся внешнему физико-механическому воздействию, является применение лакокрасочных покрытий (ЛКП), удовлетворяющих требованиям по защите материалов от коррозионных и других повреждений. Поэтому при проектировании конструкционных элементов авиационной техники (АТ) обязателен расчет на прочность, подтверждающий несущую способность ЛКП [1].

Лакокрасочный материал[1] (ЛКМ), нанесенный на поверхность детали в виде покрытия, также воспринимает все ее термомеханические нагрузки, способные привести к его микроразрывам (нарушению сплошности), и, как следствие, появлению коррозии и тому подобных повреждений.

Значительное механическое воздействие воспринимает внешнее ЛКП обшивки, которое на магистральных воздушных судах (ВС) должно служить не менее четырех лет [2]. В недоступных для контроля и ремонта внутренних зонах планера ЛКП должно сохранять защитные свойства в течение всего его периода эксплуатации — порядка 25÷30 лет [3].

Для подтверждения прочности ЛКП необходимо рассчитать его напряженно-деформированное состояние (НДС) в условиях эксплуатации. Из действующих на наружные покрытия нагрузок можно выделить:

внутренние напряжения в пленке, возникающие в результате ее усадки при отверждении [4];

деформации пленки и защищаемой детали (подложки) от перепадов температуры (от +60 °С на земле до −60 °С на высоте или 333÷213 К);

деформации подложки и покрытия от действия полетных нагрузок.

Специфические условия эксплуатации ВС требуют наличия у ЛКП ряда физико-химических и механических свойств, указанных в ГОСТ 9.072—77. Из них к прочностным (механическим) относятся такие свойства, как адгезия, прочность при ударе, эластичность (гибкость) и твердость. При выборе ЛКМ для наружных покрытий по физико-механическим свойствам руководствуются в основном рекомендациями работы [2], согласно которым при испытаниях на прочность при растяжении глубина вдавливания пуансона должна составлять не менее 5 мм, а работа a_c при испытаниях на прочность при ударе — не менее 5 Дж. Также важна величина разности коэффициентов термического расширения покрытия и металла [5].

Отметим, что оценка прочности ЛКМ по указанным критериям является косвенной и не дает представления о реальной несущей способности покрытия, поскольку отсутствует однозначная связь между глубиной вдавливания пуансона и работой удара со значениями пределов прочности. Требуется уточнение параметров выбора ЛКМ по механическим свойствам.

Геометрической характеристикой ЛКП служит его толщина. Приемлемой считается подложка с шероховатостью $Rz < 40$ мкм, при этом толщина наносимого слоя покрытия должна как минимум на 20 % превышать максимальную высоту микронеровностей [6]. Так как минимальная высота неровностей профиля $Rz = 0{,}032$ мкм, то минимальная толщина слоя должна быть не менее 0,038 мкм. На практике существуют методы нанесения ЛКМ, при

[1] Различие между лакокрасочными материалами (ЛКМ) и лакокрасочными покрытиями (ЛКП) до некоторой степени условно и предполагает, что первые определяют физико-химические свойства, вторые — геометрический размер и механические свойства защитного слоя.

которых минимальная толщина одного слоя покрытия составляет ≈ 20 мкм, поэтому исходную минимальную толщину можно считать заданной.

Согласно работе [7] обобщающей характеристикой устойчивости пленки к разрыву в данных условиях может служить безразмерный критерий Ω трещинообразования:

$$\Omega = h_c\sigma_c^2/(E_c\Gamma_c), \qquad (1)$$

где h_c — толщина пленки[2], м; σ_c — напряжение в пленке, Па; E_c — модуль упругости ЛКМ, Па; Γ_c — ударная вязкость, Дж/м^2.

По аналогии с критерием[3] сплошности Пиллинга — Бэдвордса для параметра Ω также существует критическое значение: пленка не растрескивается при $\Omega < 2$.

Чтобы по условию (1) сделать предварительный выбор ЛКМ, выполним ряд преобразований. Классическое условие статической прочности:

$$[\sigma_c] \le \sigma_т/n, \qquad (2)$$

где $[\sigma_c]$ — максимальное допускаемое напряжение, Па; $\sigma_т$ — предел текучести ЛКМ, Па; $n = 1{,}5$ — минимальный коэффициент запаса, принимаемый по рекомендациям авиационных правил.

Подставим неравенство (2) в уравнение (1) и после преобразований получим:

$$[\Omega] = h_c\sigma_т^2/(E_c\Gamma_c) < 4{,}5, \qquad (3)$$

где [Ω] — критерий трещинообразования при максимальном допускаемом напряжении

Задав толщину пленки (h_c = 20 мкм), на основании условия (3) можно предварительно выбрать ЛКМ по модулю упругости, ударной вязкости и пределу текучести. Из множества доступных ЛКМ, удовлетворяющих критерию (3), рекомендуется выбрать материал с минимальными плотностью ρ_c и усадкой ε_c^u, коэффициент α_c линейного расширения которого в диапазоне рабочих температур максимально близок к коэффициенту α_s линейного расширения подложки.

Для определения основных прочностных свойств полимерных пленок — предела прочности при разрыве $\sigma_в$, предела текучести $\sigma_т$ (в том числе условного) и относительного удлинения δ, предусмотрен ГОСТ 14236—81. Однако до настоящего времени эти и другие важные механические характеристики ЛКП (модули упругости и сдвига, предел выносливости и др.) при выборе ЛКМ можно было не принимать во внимание и не определять их в обязательном порядке.

[2] Индекс "*c*" (coating) обозначает параметры покрытия, индекс "*s*" (surface) — подложки.

[3] Критерий, характеризующий антикоррозионную защиту оксидной пленки через соотношение объемов образованного оксида и исходного металла.

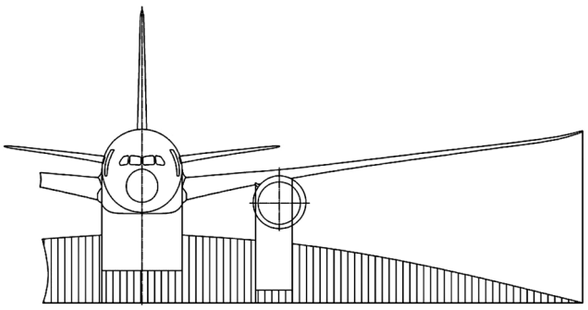


Рис. 1. Типичная расчетная эпюра по размаху крыла самолета

Несмотря на очевидную необходимость, методика расчета НДС авиационных полимерных покрытий на статическую прочность пока не разработана. Поэтому создание подобной методики в условиях сложившейся классической схемы проектировочного и поверочного расчетов на прочность весьма актуально.

Цель настоящей работы — разработка методики выбора ЛКМ и прочностного расчета ЛКП ВС, заключающегося в определении коэффициента запаса статической прочности, подтверждающих возможность использования данного ЛКМ с заданной толщиной слоя пленки по условиям прочности.

Для расчета пленки ЛКП на прочность следует определить ее НДС (напряжения и перемещения) в некоторой критической зоне планера.

При расчете предполагается:

ЛКП и подложка являются изотропными материалами, которые имеют известные физико-механические и геометрические характеристики и при работе деформируются линейно (упруго);

ЛКП и подложка имеют общую деформацию, что при пренебрежимо малой жесткости полимерного покрытия в сравнении с металлической подложкой обусловливает двухосное растяжение пленки;

максимальная деформация ε_s^f подложки при действии полетных нагрузок заранее известна из расчета детали на прочность для наиболее нагруженного режима, проведенного по стандартам "Авиационных правил".

Как следует из типичной расчетной эпюры по размаху (рис. 1), максимальные нагрузки сконцентрированы в корневой части крыла [8].

В качестве расчетного элемента из наружных окрашиваемых деталей корневой части крыла выделили зализ — кожух, закрывающий место стыка корневой части крыла с фюзеляжем от встречных потоков набегающего воздуха.

Расчет на статическую прочность выполняли по допускаемым напряжениям. В общем виде алгоритм выбора включает следующие этапы:

1) базу данных физико-механических свойств ЛКМ ВС: наименование ЛКМ, модуль упругости E_c, коэффициент μ_c Пуассона, предел $\sigma_т$ текучести, ударную вязкость Γ_c, температурный коэффициент

α_{Tc} линейного расширения для диапазона рабочих температур (+60÷−60 °С = 333÷213 К), усадку ε_c^u при высыхании (определяется по ГОСТу [9]), плотность ρ_c;

2) предварительный выбор ЛКМ по критерию (3), минимальные значения ε_c^u и ρ, значение α_c, по возможности близкое к значению α_s; толщину h_c = 20 мкм;

3) задание максимальной деформации ε_s^f подложки, вызываемой полетными нагрузками (определяется заранее расчетом детали на статическую прочность по стандартам "Авиационных правил");

4) расчет коэффициента $n_{ст}$ запаса статической прочности ЛКП.

Расчет показал: при $n_{ст} \geq 1{,}5$ требуемый результат достигнут и расчет окончен; при $n_{ст} < 1{,}5$ возвращаемся к п. 2 расчета и выбираем ЛКМ со следующими значениями Ω, $\sigma_т$, ρ_c, ε_c^u и α_c, расчет повторяем до тех пор, пока не получим $n_{ст} \geq 1{,}5$.

Так как покрытие деформируется упруго, общее напряжение с учетом двухосного НДС можно выразить через его суммарную деформацию ε_c [10] формулой

$$\sigma_c = E_c\varepsilon_c/(1 - \mu_c). \quad (4)$$

Суммарную деформацию ε_c ЛКП, вызываемую полетными нагрузками, температурными деформациями и усадкой, определим по формуле

$$\varepsilon_c = \varepsilon_c^t + \varepsilon_c^u + \varepsilon_s^f.$$

Здесь $\varepsilon_c^t = (\alpha_{Tc} - \alpha_{Ts})(T - T_0)$ — разность температурной деформации подложки и покрытия, где α_{Ts} — среднее значение коэффициента линейного расширения материала подложки в диапазоне температур $T_0 \div T$, где T_0 — температура на аэродроме взлета; T — забортная температура на данной высоте полета.

Как пример, для расчета ЛКП АТ рассмотрим двухкомпонентный полиэфируретановый (ПЭУ) лак [11], высокий уровень защитных свойств которого подтвержден рядом испытаний [12], а механические свойства удовлетворяют требованиям ОСТа: модуль упругости E_c = 30 МПа; ударная вязкость Γ_c = 25 кДж/м^2; предел текучести $\sigma_т$ = 30 МПа; коэффициент Пуассона μ_c = 0,35; коэффициент термического расширения $\alpha_{Tc} = 70 \cdot 10^{-6}$ К$^{-1}$; усадка при высыхании ε_c^u = 0,05 %.

Рассчитаем на прочность покрытие ПЭУ зализа магистрального самолета (рис. 2, см. обложку) для диапазона рабочих температур +60÷−60 °С (333÷213 К). На рис. 2 зализ разделен на несколько последовательно расположенных друг за другом секций (1—1, ..., 1—8), из которых основные аэродинамические нагрузки воспринимает секция 1—1, расположенная на лобовом участке крыла.

Рассмотрим вариант зализа, изготовленного из сплавов Д16, ВТ5, 08Х18Н10Т и МЛ8, механические свойства и другие данные для расчета которых приведены в табл. 1. Толщину h_s зализов задали на основании опыта расчета АТ ГА и требований АП-25 и предварительно определили экстремальные значения их деформаций ε_s^f.

Таблица 1

Механико-геометрические характеристики зализов из разных сплавов

Параметр	Д16	ВТ5	08Х18Н10Т	МЛ8
h_s, мкм	600	500	300	700
E_s, МПа	7100	160 000	220 000	4300
α_{Ts}, 10^{-6} К$^{-1}$ [13, 14]	21,6	8,6	13	25
ε_s^f, %	0,06	0,03	0,002	0,07
μ_s	0,35	0,32	0,27	0,31

Таблица 2

Напряжения и фактические коэффициенты запаса

Параметр	Д16	ВТ5	08Х18Н10Т	МЛ8
σ_c, МПа	5	3,53	2,14	5
$n_{ст}^ф$	6	8,5	14	6

Допускаемое напряжение ПЭУ ЛКП определили по формуле

$$[\sigma_c] = \sigma_т/n = 30/1{,}5 = 20 \text{ МПа}.$$

Критерий трещинообразования ПЭУ ЛКП при максимальном допускаемом напряжении составил:

$$[\Omega] = \frac{h_c\sigma_т^2}{E_c\Gamma_c} = \frac{20 \cdot 10^{-6} \times 30\,000^2}{50\,000 \times 25\,000} = 144 \cdot 10^{-7} < 4{,}5.$$

По предварительной оценке покрытие можно считать пригодным.

Фактический коэффициент запаса статической прочности определили по формуле

$$n_{ст}^ф = \sigma_т/\sigma_c. \quad (5)$$

Для четырех материалов подложек рассчитанные по формулам (4) и (5) значения σ_c и $n_{ст}^ф$ приведены в табл. 2. Расчеты показали, что независимо от подложки ПЭУ ЛКП имеет более чем шестикратный запас статической прочности.

Таким образом, на примере ПЭУ покрытия проведен его расчет на статическую прочность на подложках из типичных авиационных сплавов Д16, ВТ5, МЛ8, 08Х18Н10Т, который показал, что разработанная методика линейного суммирования повреждений, вызванных полетными нагрузками и используемая для определения напряженного состояния ряда материалов, может быть использована и для изучения такого специфического объекта, как покрытия воздушных судов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Авиационные** правила, раздел С. Прочность, п. 25.609, п. 25.303.

Ve718.fm Page 75 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 534:531.43

А. Ю. АЛБАГАЧИЕВ, д-р техн. наук (МИРЭА, ИМАШ РАН), А. С. КРАСКО, Е. С. СТРАМЦОВА (МИРЭА),
e-mail: albagachiev@yandex.ru

Оптимизация режимов резания при высокоскоростном точении жаропрочного сплава ХН77ТЮ

Рассмотрены рекомендации по высокоскоростной обработке металлов фрезерованием. Приняв за оптимизацию температуру резания, предложен обратный метод определения рациональной скорости резания при точении сплава ХН77ТЮ. Выполнены расчеты режимов обработки с использованием пакета MathCAD.

Ключевые слова: высокоскоростное точение, режим резания, жаропрочный сплав.

The recommendations for high-speed machining of metals by milling are considered. By adopting the cutting temperature for optimization, an inverse method is proposed for determining the rational cutting speed for turning of the "ХН77ТЮ" alloy. The calculations of processing modes using the MathCAD package are performed.

Keywords: high-speed turning, cutting mode, heat-resistant alloy.

В авиационном двигателестроении все большее применение находят детали из титановых и жаропрочных сплавов, что объясняется их способностью работать длительное время в нагруженном состоянии при высоких температурах. Жаропрочные сплавы на никелевой основе (ХН77ТЮ и его зарубежный аналог Inconell 718) сохраняют прочность при температурах до 1100 °С и обладают высокой окалиностойкостью.

По данным фирмы Sandvik Coromant чаще всего из жаропрочных сплавов, в основном из сплавов на основе никеля, изготовляют детали двигателей и газовых турбин. В среднем на токарные операции приходится 67,5 % от общей трудоемкости их изготовления, например, время обработки моноколеса диаметром 600 мм составляет 50÷60 ч. Поэтому важным является повышение производительности механической обработки данных деталей особенно при увеличении их выпуска.

По сравнению с традиционной обработкой высокоскоростное фрезерование обеспечивает:

снижение силы резания на 30 % и более, что уменьшает деформацию обрабатываемой детали и позволяет обрабатывать тонкостенные детали, к точности форм которых предъявляются высокие требования;

снижение температуры обрабатываемой детали;

получение поверхности, шероховатости которых соответствуют шероховатостям поверхностей, полученных абразивной обработкой;

точность обработки в течение длительного времени, что обусловлено снижением напряжений в системе станок—инструмент в результате уменьшения силы резания;

повышение подачи в 5—10 раз;

увеличение съема металла в 3—5 раз;

снижение вибраций инструмента и детали;

снижение стоимости инструмента;

снижение времени обработки на 40÷70 % и стоимости операции на 20÷50 %.

Специалистами ФРГ были определены скорости высокоскоростного резания для разных материалов (рис. 1). Однако данные рекомендации носят общий характер и рассчитаны в основном на фрезерование, при их разработке не учитывались температура и сила резания.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 72)

2. **ОСТ 1.00481—83.** Покрытия лакокрасочные на основе полиуретановых эмалей для пассажирских самолетов (вертолетов). Показатели и нормы качества. 1986. С. 2, 3.

3. **Чеботаревский В. В., Кондрашов Э. К.** Технология лакокрасочных покрытий в машиностроении. М.: Машиностроение, 1978. 192 с

4. **Санжаровский А. Т.** Методы определения механических и адгезионных свойств полимерных покрытий. М.: Наука, 1974. С. 6.

5. **Пашаев А. М., Джанахмедов А. Х., Джаббаров Т. Г.** Авиационное материаловедение. Баку: Апостроф, 2016. 656 с.

6. **Яковлев А. Д.** Химия и технология лакокрасочных покрытий. СПб.: Химиздат, 2008. 448 с.

7. **Hutchinson J. W.** Stresses and failure modes in thin films and multilayers. Notes for a DCAMM course // Technical University of Denmark, October 1996. P. 3.

8. **Кан С. Н., Свердлов И. А.** Расчет самолета на прочность. М.: Машиностроение, 1966. 520 с.

9. **ГОСТ 28246—2006** Материалы лакокрасочные. Термины и определения (с поправкой). М.: Стандартинформ, 2006. 29 с.

10. **Воронин И. В., Кондрашов Э. К.** Влияние циклического изгиба на свойства полимерных покрытий // Механика композиционных материалов. 1980. № 2. С. 353—355.

11. **Пат. AR I 20060022.** Уплотнительный компаунд.

12. **Исследование** возможности применения полиэфируретанового компаунда для защиты материалов деталей авиационной техники / С. А. Каримова, Л. И. Авдюшкина, Е. А. Ефимова и др. // Труды ВИАМ. 2015. № 4. С. 10.

13. **Рудометкин Ф. И., Недельский Г. В.** Монтаж, эксплуатация и ремонт холодильных установок. М.: Пищевая промышленность, 1975. 358 с.

14. **Марочник** сталей и сплавов / А. С. Зубченко, М. М. Колосков, Ю. В. Каширский и др. М.: Машиностроение, 2003. С. 585.

Ve718.fm Page 76 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

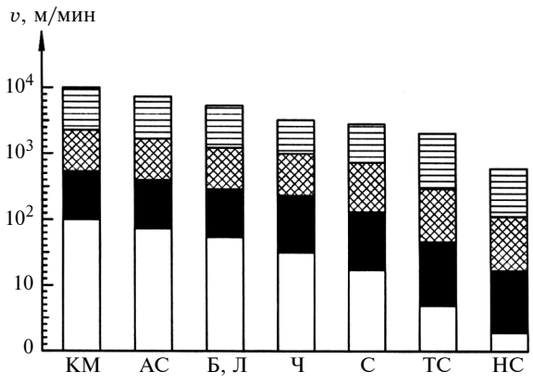


Рис. 1. Скорости фрезерования при традиционной (■), скоростной (▨), высокоскоростной (▤) обработках разных материалов:

КМ — композиционные материалы; АС — алюминиевые сплавы; Б, Л — бронза, латунь; Ч — чугуны; С — стали; ТС — титановые сплавы; НС — никелевые сплавы

Повышение производительности при обработке точением жаропрочных сплавов на никелевой основе — непростая задача ввиду следующих особенностей:

1) при резании жаропрочные сплавы и коррозионно-стойкие стали подвергаются значительному упрочнению, в результате чего их предел прочности $\sigma_в$ может возрасти в 2 раза, в 3—4 раза возрастает предел текучести σ_s, а относительное удлинение снижается с 40÷65 до 5÷10 %; микротвердость прирезцовых корней стружки при точении коррозионно-стойких сталей может повышаться в 2 раза, а при точении жаропрочных сплавов на 60÷65 % [1];

2) низкие коэффициент теплопроводности и отток теплоты из зоны резания приводят к повышению температуры при увеличении скорости резания, что обусловливает интенсификацию адгезионного и диффузионного изнашивания резца;

3) способность материала сохранять исходную твердость и прочность при повышенных температурах обусловливает высокие удельные силы резания;

4) большая стойкость к истиранию жаропрочных сплавов и коррозионно-стойких сталей объясняется не только наличием фазы твердого раствора, а и второй фазой, образующей интерметаллидные и карбидные включения [1];

5) низкая виброоустойчивость технологической системы вследствие высокой упрочняемости обрабатываемого материала при неравномерности протекания пластической деформации при резании;

6) разнозернистость и неравномерность выделения карбидов и интерметаллидных фаз; наличие таких зон приводит к резкому повышению сил резания и температуры, что может привести к разрушению хрупкого твердого сплава или керамики.

Таким образом, механическая обработка жаропрочных сплавов и коррозионно-стойких сталей сопровождается повышением показателей механических свойств обрабатываемого материала, интенсивным изнашиванием инструмента и вибрациями технологической системы.

Рекомендуемые скорости резания для сплавов типа ХН77ТЮ при обработке твердыми сплавами находятся в диапазоне 40÷50 м/мин [2]. Однако есть данные, что применение современных твердосплавных пластин с износостойкими покрытиями позволяет вести обработку на скоростях до 60 м/мин.

Вышеуказанные трудности при обработке жаропрочных сплавов можно снизить и даже полностью исключить, применив методы высокоскоростного резания, описанные в работах [3—7]. Высокоскоростная обработка позволяет улучшить условия срезания припуска, минимизировать силы резания и повысить качество поверхностного слоя обработанной детали. Однако высокоскоростная обработка сопровождается повышенным изнашиванием режущего инструмента [8], имеют место интенсивное линейное изнашивание и выкрашивание режущей кромки.

При высокоскоростной обработке труднообрабатываемых материалов важны оптимизация режимов резания и правильное определение критерия оптимизации, направленное на повышение стойкости режущего инструмента.

Критериями оптимизации режимов резания могут быть [9]: минимальный относительный износ инструмента; стойкость инструмента; удельная энергоемкость процесса обработки; максимальный объем снимаемого металла на единицу затрачиваемой мощности; максимальная производительность операции; минимальная себестоимость обработки; минимальная сила (или мощность) обработки; качество обработанной поверхности (шероховатость, величина остаточных напряжений и глубина их залегания); точность обработки.

Анализ особенностей высокоскоростного резания показал, что точение или фрезерование труднообрабатываемых материалов возможны только при неизменности в процессе обработки параметров резания, т. е. силы P и температуры θ резания.

Оптимизировать процесс высокоскоростного резания будем по критерию оптимальной температуры $\theta_{оп}$ резания, которая для разных пар "инструмент — обрабатываемый материал" определена в работе [10]. Данный подход позволит сократить расчеты и повысить их точность. Алгоритм расчета температуры и тангенциальной силы резания состоит из четырех уравнений [6, 7, 11].

Недостатком данного алгоритма является то, что для определения оптимальной скорости резания необходимо несколько раз выполнить расчет, изменяя исходные данные, до тех пор, пока искомая температура θ не станет равной оптимальной температуре $\theta_{оп}$.

Для снижения трудоемкости расчетов предлагается изменить алгоритм и определять скорость резания, задаваясь оптимальной температурой.

Новый алгоритм расчета

1. Находим коэффициент k усадки стружки по формуле, учитывающей коэффициент трения и передний угол [3]:

$$k = \cos^2\gamma\left\{\{2\mu(1 - \mathrm{tg}\gamma) + \right.$$
$$\left. + \sqrt{[2\mu(1-\mathrm{tg}\gamma)]^2 + \left[\frac{4\mu}{\cos\gamma} + 1 - 2\mu\right]\frac{1}{\cos^2\gamma}}\right\},$$

где γ — передний угол резца; μ — коэффициент трения.

2. Определяем толщину a_1 и ширину b_1 срезаемого слоя:

$$a_1 = S_o\sin\varphi; \quad b_1 = \frac{t}{\sin\varphi},$$

где S_o — подача на один оборот; φ — главный угол в плане; t — глубина резания.

3. Находим длину l_2 границы стружки и заготовки и длину $l_п$ контакта передней поверхности резца со стружкой:

$$l_2 = \frac{ka_1}{\cos\gamma}; \quad l_п = a_1(1 + k).$$

4. При определении предела текучести для заданной оптимальной температуры используем формулу Н. С. Курнакова:

$$\sigma_{st} = \sigma_s e^{-f\theta_{оп}},$$

где f — температурный коэффициент.

5. Значение составляющей силы резания определяем по формуле, приведенной в работе [11]:

$$P_Z = 1{,}155\sigma_{st}S_o t\left\{\left[1 + \mu(1 - \mathrm{tg}\gamma) + \frac{(0{,}5 + \mu)}{2k}\right]\cos\gamma + \right.$$
$$\left. + \frac{k}{4\cos\gamma} + \mu\sin\gamma + \frac{\mu l_з}{S_o\sin\varphi} + \frac{kS_o\sin^2\varphi}{4t\cos\gamma}\right\}.$$

6. Формулу оптимальной скорости резания, соответствующей оптимальной температуре $\theta_{оп}$, выведем из выражений (6.364) и (6.365) работы [11]:

$$v_{оп} = \frac{\lambda(h_з + l_п)^2\left[1{,}16k_2\left[u\cos\gamma\left[\frac{0{,}5u(\mu - 0{,}5)}{k} - \mu_1(\mathrm{tg}\gamma - 1) + 1\right] + \frac{0{,}25a_1k}{b_1\cos\gamma}\right] - Ac\rho + \frac{0{,}15kk_1}{\cos\gamma}\right]}{c\rho k\left[\frac{0{,}52\mu l_п^{3/2}k_4}{k} + h_з\sqrt{\frac{a_1}{\cos\gamma}}(0{,}18k_1 - 0{,}18)\left[\sqrt{\frac{h_з}{l_2}}\left(\frac{h_з}{l_2} + \frac{3\mu_2k_3}{k_1 - 1} + 2{,}5\right) - \frac{1{,}25l_п}{h_з} - \frac{l_2\left(\left(\frac{h_з}{l_2} + 1\right)^{5/2} - 1\right)}{h_з} + 1{,}25\right]\right]^2},$$

где $h_з$ — критерий затупления резца, м; u — коэффициент, зависящий от переднего угла резца [11]:

$$\begin{cases} u = 1 \text{ при } \gamma \geq 0; \\ u = 1 - \sin\gamma \text{ при } \gamma < 0; \end{cases}$$

$$A = \frac{1}{\sigma_s\left(\frac{1}{\theta_{оп}} - \frac{1}{2\theta_{пл}}\right)}.$$

Для решения данного алгоритма использовали программу MathCAD. Исходными данными являются:

показатели теплофизических и механических свойств обрабатываемого материала: коэффициент λ теплопроводности, Вт/(м · °С); объемная теплоемкость $c\rho$, 10^6 Дж/(м^3 · °С); коэффициент a температуропроводности, 10^4 м^2/с; предел $\sigma_в$ прочности, МПа; предел σ_s текучести, МПа; температура $\theta_{пл}$ плавления;

теплофизический показатель инструментального материала: коэффициент $\lambda_р$ теплопроводности, Вт/(м · °С);

геометрические параметры инструмента и режимы резания: глубина t резания; подача S_o на оборот; передний угол γ резца; задний угол α; главный угол φ в плане; критерий $h_з$ затупления резца, м;

оптимальная температура $\theta_{оп}$, °С.

Для расчета коэффициентов перераспределения тепловых потоков необходимо задать скорость резания. По алгоритму расчета температуры в зоне резания, изложенному в работе [11], можно задать приблизительную скорость резания и далее ее уточнять. Однако это не подходит для автоматизированных расчетов. Поэтому рассмотрим подробнее четыре коэффициента.

На рис. 2 приведены зависимости коэффициентов распределения тепловых потоков от скорости резания для пары "ХН77ТЮ—Т15К6":

k_1 — коэффициент теплоты, поступающей в стружку в зоне ее контакта с заготовкой;

k_2 — коэффициент теплоты, выделяемой при деформации и поступающей в стружку;

Ve718.fm Page 78 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

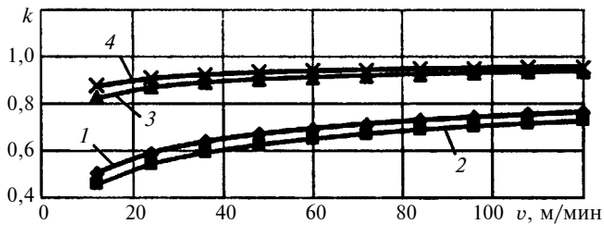


Рис. 2. Зависимости коэффициентов k_1 (*1*), k_2 (*2*), k_3 (*3*), k_4 (*4*) распределения тепловых потоков от скорости v резания

k_3 — коэффициент теплоты, поступающей в стружку с передней поверхностью резца;

k_4 — коэффициент теплоты, поступающей в заготовку в зоне контакта с резцом.

Сегодня сплавы типа ХН77ТЮ обрабатывают на максимальной скорости 60 м/мин, поэтому диапазон скоростей взят в 2 раза больше. Для расчетов принимаем средние значения коэффициентов распределения тепловых потоков, рассчитанные для данного диапазона скоростей резания: $k_1 = 0{,}6776$; $k_2 = 0{,}6369$; $k_3 = 0{,}9038$; $k_4 = 0{,}9329$.

Найдем оптимальную скорость резания для пары "инструмент — обрабатываемый материал". Коэффициент усадки стружки при $\mu = 0{,}5$ составляет $k = 2{,}583$. Толщина и ширина срезаемого слоя соответственно $a_1 = 1{,}485 \cdot 10^{-4}$ м и $b_1 = 2{,}121 \cdot 10^{-3}$ м. Для сплава ХН77ТЮ при $f = 0{,}00042$ имеем: $l_2 = 3{,}85 \cdot 10^{-4}$ м; $l_п = 5{,}32 \cdot 10^{-4}$ м; $\sigma_{st} = 1297$ МПа, составляющая силы резания при $\mu_1 = \mu_2 = \mu = 0{,}5$ будет иметь значение $P_z = 1600$. Тогда оптимальная скорость резания $v_{оп} = 0{,}197$ м/с.

На примере обработки сплава ХН77ТЮ резцом Т15К6 показано изменение режимов резания при изменении исходных данных с сохранением постоянной оптимальной температуры резания (таблица).

Параметры режимов обработки при традиционном и высокоскоростном резаниях (σ_s = 1800 МПа; σ_{st} = 1297 МПа; $\theta_{оп}$ = 780 °С)

t, мм	S_0, мм/об	P_z, Н	$v_{оп}$, м/мин
1,50	0,30	2200,0	13,4
	0,25	1800,0	15,7
1,00	0,20	1000,0	19,5
	0,15	853,6	24,5
0,50	0,10	338,7	33,0
	0,05	247,6	45,5
0,25	0,05	142,4	47,6

Таким образом, задавая оптимальную температуру для пары "инструмент — обрабатываемый материал" и изменяя глубину резания, подачу и геометрические параметры резца, можно, используя программу MathCAD, получить для управляющей программы станка с ЧПУ значения силы резания и скорости, что значительно сокращает технологическую подготовку для высокоскоростной обработки труднообрабатываемых материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКМЕ ССЫЛКИ

1. **Подураев В. Н.** Резание труднообрабатываемых материалов. М.: Высшая школа, 1974. 587 с.
2. **Режимы** резания труднообрабатываемых материалов: Справочник / Я. Л. Гуревич, М. В. Горохов, В. И. Захаров и др. М.: Машиностроение, 1986. 240 с.
3. **Албагачиев А. Ю., Краско А. С.** Теплофизика высокоскоростного резания. Актуальные проблемы приборостроения, информатики и социально-экономических наук // Сб. тр. конф. Сек. Наукоемкие технологии в машиностроении. М.: МГУПИ, 2014. С. 12—20.
4. **Лутьянов А. В., Краско А. С.** Распределение тепловых потоков в зоне резания при высокоскоростной обработке стали ХН77ТЮ // Естественные и технические науки. 2015. № 10 (88). С. 261—264.
5. **Краско А. С.** Распределение тепловых потоков при высокоскоростном резании // Сб. тр. междунар. науч.-техн. конф. "Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике". Институт высоких технологий МГУПИ. Вып. I (XXI) / Под ред. В. С. Кондратенко. М.: ИВТ МГУПИ, 2015. С. 260—263.
6. **Албагачиев А. Ю., Преображенская Е. В., Краско А. С.** Моделирование высокоскоростного резания // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2016. № 5 (319). С. 49—52.
7. **Албагачиев А. Ю., Преображенская Е. В., Краско А. С.** Модель высокоскоростного резания стали ХН77ТЮР // Сб. тр. междунар. науч.-техн. конф. "Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике". Московский технологический университет, Физико-технологический институт. Вып. 23 (XXIII) / Под ред. М. Ф. Булатова. М.: 2017. С. 188—190.
8. **Schulz H.** The History of High-Speed Machining. Darmstadt: Institute of Production Engineering and Machine Tools, 2004. P. 9—18.
9. **Рыжкин А. А.** Обработка металлов резанием. Физические основы. Ростов-на-Д: Издательский центр ДГТУ. 1995. 242 с.
10. **Макаров А. Д.** Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
11. **Воронцов А. Л., Албагачиев А. Ю., Султан-Заде Н. М.** Теоретические основы обработки металлов в машиностроении: Монография. Старый Оскол: ТНТ, 2014. 552 с.

Ve718.fm Page 79 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.923.1.001.57

А. В. МОРОЗОВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ им. А. Г. и Н. Г. Столетовых), e-mail: Ntk_2005@rambler.ru

Влияние параметров режущих и прерывающих участков дискретных абразивных сегментов на температуру в зоне плоского торцевого шлифования

Рассмотрено влияние параметров режущей поверхности дискретных абразивных сегментов для плоского торцевого шлифования на изменение температуры обрабатываемой поверхности. Разработаны аналитические зависимости, позволяющие определить условия для конечно-элементного моделирования температуры при плоском торцевом шлифовании дискретными абразивными сегментами.

Ключевые слова: плоское торцевое шлифование, дискретная режущая поверхность, абразивный сегмент, температура поверхности.

The influence of the parameters of the cutting surface of discrete abrasive segments for flat face grinding on the change in the temperature of the treated surface is considered. The analytical dependencies are developed, that make it possible to determine the conditions for finite element temperature modeling for flat face grinding by discrete abrasive segments.

Keywords: flat face grinding, discrete cutting surface, abrasive segment, surface temperature.

В машиностроении широко используются процессы плоского торцевого шлифования инструментами со сплошной режущей поверхностью, а также оснащенными абразивными сегментами, между которыми имеются воздушные промежутки, периодически прерывающие процесс контактного взаимодействия обрабатываемой поверхности заготовки с режущими элементами. В зависимости от конструкции применяемого инструмента происходит непрерывное или дискретное тепловое воздействие на обрабатываемую заготовку, уровень которого определяет качественные показатели шлифованного поверхностного слоя деталей и стойкость инструмента.

Площади контакта инструмента с заготовкой при плоском торцевом шлифовании превышают на порядок и более площади контакта, характерные для других видов шлифования (например, круглого наружного и внутреннего шлифования), что приводит к необходимости использования смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ). Снятие припуска с больших площадей заготовки способствует интенсивному выделению теплоты, что может вызвать термическое повреждение обработанного поверхностного слоя. Поэтому снижение тепловой напряженности процессов плоского торцевого шлифования особенно актуально для ответственных деталей машиностроения и приборостроения.

Анализ существующих способов подачи СОЖ при шлифовании металлов и сплавов показал, что действие СОЖ наиболее эффективно в зоне резания при центробежном способе ее подачи через конструкцию вращающегося с большой частотой инструмента [1].

Разделение сплошной рабочей поверхности абразивного сегмента на режущие и прерывающие участки (дискретизация режущей поверхности) также позволяет уменьшить температуру в зоне резания. При этом кардинально изменяется характер силового и теплового воздействий инструмента на обрабатываемый поверхностный слой заготовки и усложняются процессы интенсивного конвективного теплообмена между заготовкой, инструментом и СОЖ.

Направление СОЖ в быстровращающийся торцевой шлифовальный круг, разгон ее примерно до скорости резания и последующий выброс центробежными силами непосредственно на обрабатываемую поверхность сопровождаются распылением и обогащением жидкости кислородом воздуха, что значительно повышает функциональные свойства охлаждающей среды.

При стохастическом, быстро протекающем тепловом воздействии активных и давящих абразивных зерен на заготовку, цикличности прерывистого резания, конвективном теплообмене между движущимися с высокой скоростью аэрозолями и обрабатываемым материалом аналитическое решение задачи теплопроводности становится громоздким, а его результаты неадекватно коррелируются с экспериментальными данными вследствие ряда принимаемых допущений.

В связи с этим значение современных методов конечно-элементного моделирования и анализа, основанных на корректно заданных начальных и граничных условиях теплообмена и дискретизации режущих элементов инструмента, резко возрастает.

Основные задачи, которые необходимо решить при подготовке данных для моделирования тепловых процессов дискретного плоского торцевого шлифования в современном CAE-комплексе CosmosWorks, заключаются в отработке методики определения исходных данных и граничных условий теплообмена. В целях сравнения степени снижения температуры обрабатываемой поверхности заготовки при плоском торцевом шлифовании моделирование целесообразно проводить как для стандартного инструмента со сплошной режущей поверхностью, так и для различных схем дискретизации режущей поверхности абразивных сегментов.

Для практического использования результатов конечно-элементного моделирования целесообразно исследовать тепловые процессы при применяемых в действующем производстве условиях шлифования: режиме резания, размерах инструмента, марке абразивного материала, величине припуска на предварительную и окончательную обработку, теплофизических характеристиках обрабатываемого материала, свойствах охлаждающей среды и др.

Часть исходных данных содержится в справочниках по шлифованию материалов, а часть можно получить аналитическим расчетом. Для оценки степени снижения температуры обрабатываемой поверхности заготовки, обусловленного лишь дискретизацией режущей поверхности инструмента, наличие СОЖ при моделировании не учитывается, а охлаждающей средой являются аэродинамические потоки, генерируемые инструментом при шлифовании.

Теплофизические характеристики сухого воздуха при температуре 20 °С: плотность $\rho = 1{,}205$ кг/м^3, коэффициент теплопроводности $\lambda = 0{,}0259$ Вт/(м · К), удельная изобарная теплоемкость $C = 1005$ Дж/(кг · К), коэффициент вязкости $\mu = 0{,}0000181$ Н · с/м^2, коэффициент кинематической вязкости $\nu = 0{,}000015$ Н · с/м^2, число Прандтля $\mathrm{Pr} = 0{,}703$.

Главная составляющая силы резания, возникающая при реализации процесса обработки сплошным кругом, определяется по формуле [2]:

$$P_{z1} = C_{P_z} t^{x_{P_z}} v^{Z_{P_z}} F^{m_{P_z}} \prod_{i=1}^{m} K_{z_i}, \qquad (1)$$

где C_{P_z} и x_{P_z}, Z_{P_z}, m_{P_z} — коэффициент и показатели степени соответственно при глубине шлифования t, мм, скорости резания v, м/с, площади F контакта круга с заготовкой, мм^2; $\prod_{i=1}^{m} K_{z_i}$ — произведение поправочных коэффициентов на силу резания при изменении условий шлифования.

Значения коэффициента и показателей степени [2]: $C_{P_z} = 0{,}60$; $x_{P_z} = 0{,}69$; $Z_{P_z} = -0{,}59$; $m_{P_z} = 1{,}18$; $K_{z1} = 1{,}26$ и $K_{z2} = 1{,}45$ — коэффициенты, зависящие от материала абразивного зерна и от зернистости шлифовального круга; $K_{z3} = 1$ и $K_{z4} = 1{,}24$ — коэффициенты при использовании охлаждения и без охлаждения. Эффективная мощность шлифования различными режущими участками дискретной рабочей поверхности абразивных сегментов

$$N_i = P_{zi} v_i, \qquad (2)$$

где P_{zi} — главная составляющая силы резания при работе рассматриваемого режущего участка дискретной поверхности сегмента; v_i — усредненная скорость резания на рассматриваемом режущем участке.

Для определения силовых характеристик процесса плоского торцевого шлифования кругами, оснащенными абразивными сегментами с различной схемой дискретизации, необходимо располагать информацией о площадях режущих и прерывающих участков этих инструментов.

Площадь режущей поверхности торцевого шлифовального круга, оснащенного сегментами со сплошным трапецеидальным поперечным сечением,

$$S_1 = n_c S_c = \frac{(a+b)Bn_c}{2}, \qquad (3)$$

где n_c — число абразивных сегментов в инструменте; S_c — площадь трапецеидальной режущей поверхности сегмента; a, b — длины соответственно большого и малого оснований трапеции; B — толщина абразивного сегмента (высота трапеции).

Площадь режущей поверхности дискретного торцевого шлифовального круга, оснащенного сегментами с продольными открытыми каналами (рис. 1, *а*), составляет

$$S_2 = S_1 - n_c n_к S_к, \qquad (4)$$

где $n_к$ — число каналов в абразивном сегменте; $S_к$ — площадь поперечного сечения канала.

Продольные каналы *1—3* (рис. 1, *б*) периодически прерывают процесс шлифования. При работе участка режущей поверхности шириной $h_б$ припуск снимается ребрами *4—7*, участок режущей поверхности шириной $B - h_б$ осуществляет сплошное шлифование, однако в масштабах всего инструмента прерывание процесса резания осуществляется

Ve718.fm Page 81 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

благодаря воздушному промежутку между соседними абразивными сегментами.

При работе абразивного сегмента шириной $h_б$ температура T обрабатываемой поверхности с течением времени τ шлифования возрастает в соответствии с кривыми *1*, *3* и *5* (рис. 1, *в*), а при прохождении каналов над обрабатываемой поверхностью заготовки происходит ее охлаждение в соответствии с кривыми *2* и *4*.

Уменьшение температуры обрабатываемой поверхности по экспоненте *6* обусловлено прерыванием процесса резания из-за воздушного промежутка между соседними абразивными сегментами. Бóльшая протяженность кривой *6* по сравнению с кривыми *2* и *4* объясняется тем, что длина воздушного промежутка между соседними абразивными сегментами больше длины каждого из каналов *1—3* (см. рис. 1, *б*).

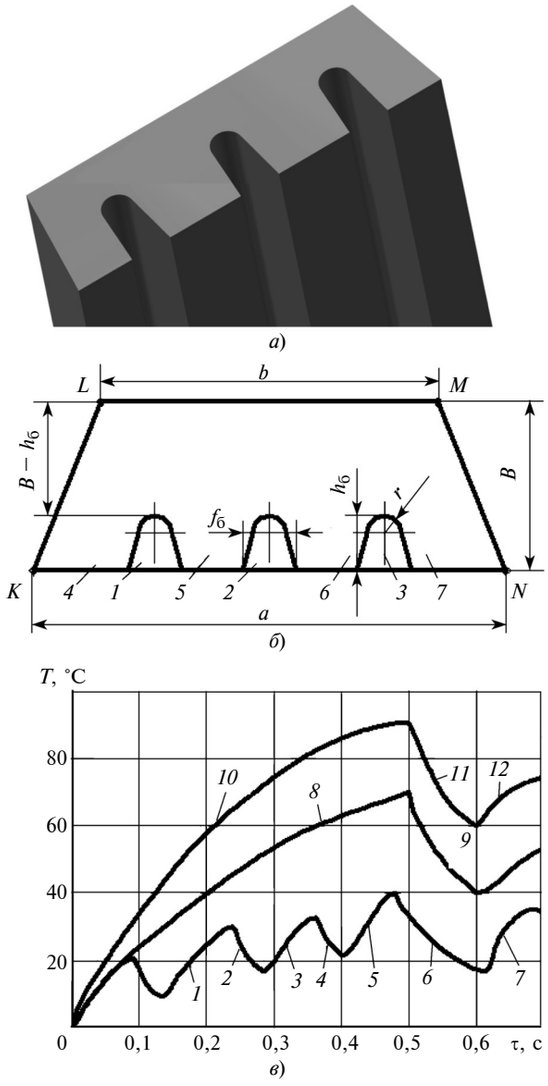


Рис. 1. Реальная модель абразивного сегмента с открытыми каналами (*а*), поперечное сечение сегмента (*б*) и зависимости температуры *T* обрабатываемой поверхности от времени τ (*в*)

После охлаждения заготовки по кривой *6* в работу вступает ребро *4* очередного абразивного сегмента, при этом температура повышается в соответствии с кривой *7* (см. рис. 1, *в*), а циклы охлаждения и нагрева в процессе дальнейшего шлифования периодически повторяются.

Кривая *8* соответствует нагреву обрабатываемой поверхности при работе сплошного участка абразивного сегмента шириной $B - h_б$, после чего происходит охлаждение шлифуемой поверхности в соответствии с кривой *9*, обусловленное воздушным промежутком между смежными сегментами. Кривые *10*, *11* и *12* характеризуют периодическое повышение и уменьшение температуры обрабатываемой поверхности при шлифовании торцевым кругом, оснащенным абразивными сегментами со сплошной режущей поверхностью, т. е. поверхностью, не имеющей прерывающих участков.

Площадь режущей поверхности дискретного круга, оснащенного неизношенными сегментами с каналами (см. рис. 1, *б*), составляет

$$S_3^{н} = \frac{(a+b)Bn_с}{2} - n_с n_к\left[(h_б - r)\left(\frac{2r+f_б}{2}\right) + \frac{\pi r^2}{2}\right], \quad (5)$$

где $h_б$ — глубина канала; r — радиус дна канала; $f_б$ — ширина канала, измеренная в базовой плоскости абразивного сегмента.

Площадь режущей поверхности дискретного круга с текущей длиной износа абразивных сегментов

$$S_3^{i} = \frac{(a+b)Bn_с}{2} - 0{,}5n_с n_к[\pi r^2 + (h_б - r - l_i\beta_1)(2r + f_б)], \quad (6)$$

где l_i — текущая длина износа абразивного сегмента; β_1 — угол наклона дна канала в направлении от центра вращения шлифовального круга.

Площадь режущей поверхности дискретного торцевого шлифовального круга с каналами, выполненными со стороны большого a и малого b оснований равнобедренной трапеции (рис. 2, *а*, *б*),

$$S_4^{н} = \frac{(a+b)Bn_с}{2} - n_с n_{к.б}\left[(h_б - r_б)\left(\frac{2r_б+f_б}{2}\right) + \frac{\pi r_б^2}{2}\right] - \left[n_с n_{к.м}(h_м - r_м)\left(\frac{2r_м+f_м}{2}\right) + \frac{\pi r_м^2}{2}\right], \quad (7)$$

где $n_{к.б}$, $n_{к.м}$ — соответственно число каналов, выполненных со стороны большого и малого оснований равнобокой трапеции; $h_б$, $r_м$ — соответственно

Ve718.fm Page 82 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

глубина канала со стороны большого и малого оснований трапеции; $r_б$, $r_м$ и $f_б$, $f_м$ — соответственно радиусы днищ и ширины каналов со стороны большого и малого оснований трапеции.

Изменение температуры обрабатываемой поверхности заготовки в функции времени шлифования участком абразивного сегмента шириной $h_б$ (см. рис. 1, *б*) характеризуется кривыми *1—7* (см. рис. 1, *в*), а участком шириной $h_м$ (см. рис. 2, *б*) — кривыми *1, 2* и 3 (см. рис. 2, *в*). Температура при шлифовании сплошным участком абразивного сегмента шириной $B - h_б - h_м$ описывается кривой *4*, а перерыв в процессе резания, обусловленный воздушным промежутком между соседними сегментами, вызывает охлаждение заготовки по экспоненте *5*.

Кривые *8, 9* (см. рис. 1, *в*) и *4, 5* (см. рис. 2, *в*), свидетельствуют о меньшем значении температуры

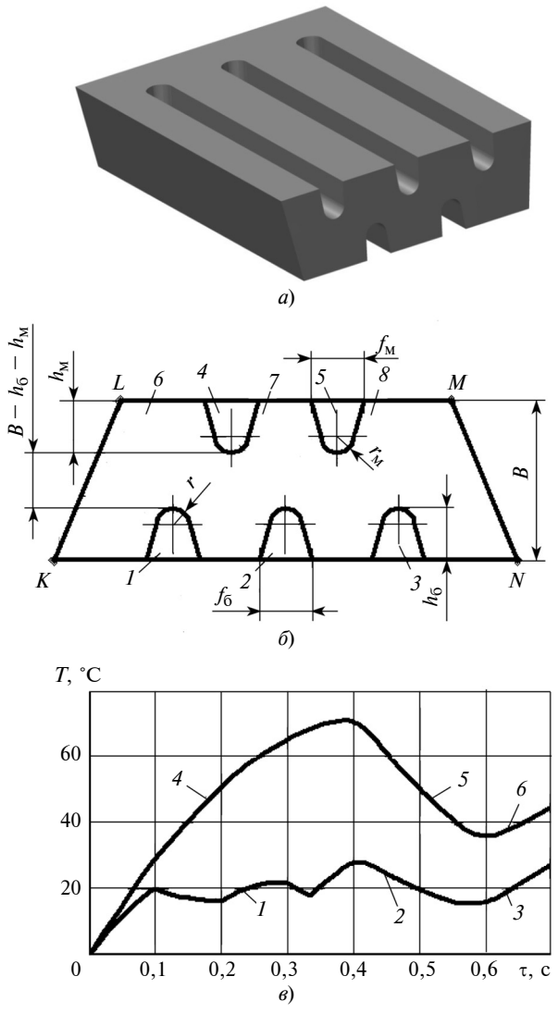


Рис. 2. Реальная модель дискретного абразивного сегмента с двусторонними каналами (*а*), поперечное сечение сегмента (*б*) и зависимости температуры *T* обрабатываемой поверхности от времени τ (*в*)

при шлифовании сплошным участком $B - h_б - h_м$ по сравнению со шлифованием участком $B - h_б$, что подтверждает более эффективное снижение температуры обрабатываемой поверхности заготовки дискретными абразивными сегментами с каналами, выполненными со стороны обоих оснований трапеции.

Конечно-элементное моделирование температуры при плоском торцевом шлифовании кругами с различными схемами дискретизации режущей поверхности абразивных сегментов связано с необходимостью определения главной составляющей силы резания и эффективной мощности шлифования. Для процесса дискретного шлифования эти значения можно рассчитать в первом приближении на основе известной силы и мощности резания для сплошного шлифования с учетом отношения площадей режущей поверхности дискретного и сплошного инструментов.

Отношение площади S_2 режущей поверхности круга, оснащенного сегментами без каналов, к площади S_1 режущей поверхности сплошного круга, выполненного в виде полого цилиндра,

$$K_1 = \frac{S_2}{S_1} = 2\frac{n_с(a+b)B}{\pi(D^2 - d^2)}, \qquad (8)$$

где D, d — соответственно наружный и внутренний диаметры торцевого шлифовального круга со сплошной режущей поверхностью.

Отношение площади S_3 режущей поверхности круга, оснащенного сегментами с каналами, к площади S_1 режущей поверхности сплошного круга

$$K_2 = \frac{S_3}{S_1} = \frac{2n_с[B(a+b) - n_к(\pi r^2 + (h_0 - r - l_i\beta_i)(2r + f_б))]}{\pi(D^2 - d^2)}. \qquad (9)$$

Отношение площади S_3 режущей поверхности круга, оснащенного сегментами с каналами, к площади S_2 режущей поверхности круга с сегментами без каналов

$$K_3 = \frac{S_3}{S_2} = \frac{B(a+b) - n_к[\pi r^2 + (h_0 - r - l_i\beta_i)(2r + f_б)]}{B(a+b)}. \qquad (10)$$

Для сплошного торцевого шлифовального круга, выполненного в виде полого цилиндра с толщиной стенки 40 мм, наружным диаметром 400 мм и внутренним диаметром 320 мм, площадь режущей поверхности составляет $180{,}9 \cdot 10^3$ мм^2, а для дискретного торцевого инструмента таких же габарит-

ных размеров, оснащенного стандартными абразивными сегментами типа 5С с трапецеидальным поперечным сечением $a \times B \times b = 100 \times 40 \times 85$ мм — $148 \cdot 10^3$ мм^2.

Площадь режущей поверхности торцевого инструмента с дискретными абразивными сегментами с каналами зависит от размеров и числа каналов, выполненных на базовой и периферийной плоскостях. Для трапецеидальных сегментов с указанными выше размерами поперечного сечения при их числе в инструменте $n_с = 10$, числе каналов в сегменте $n_к = 3$ и размерах каналов: $r_б = 5$ мм, $h_б = 10$ мм, $\mathrm{tg}\beta_1 = 0{,}025$, $f_б = 15$ мм, площадь дискретной режущей поверхности инструмента составляет $34{,}1 \cdot 10^3$ мм^2.

При увеличении числа каналов путем выполнения их со стороны базовой и периферийной плоскостей сегмента площадь режущей поверхности становится еще меньше, т. е. варьированием геометрии и числа каналов можно изменять в достаточно широких пределах площадь режущей поверхности инструмента, воздействуя тем самым на температуру обрабатываемой поверхности заготовки в процессе плоского торцевого шлифования.

Анализ выражений (7)—(9) показывает, что K_1 всегда больше, чем K_2, а что касается сравнения K_2 с K_3, то здесь однозначного ответа нет, поскольку возможны случаи, когда сравниваемые величины могут превалировать одна над другой. Для вышеприведенных размеров сегментов и каналов $K_1 = 0{,}82$, $K_2 = 0{,}19$; $K_3 = 0{,}23$. Выполнение каналов для подвода СОЖ одновременно со стороны базовой и периферийной плоскостей абразивного сегмента приводит к уменьшению отношения K_3 до $K_3 < 0{,}19$.

Уменьшение площади режущей поверхности дискретного торцевого инструмента приводит к уменьшению площади контакта абразивных зерен с обрабатываемой заготовкой, снижению силы трения связки и зерен о металл, а следовательно, к уменьшению силы резания и количества выделяющейся при обработке теплоты.

Методы расчета энергетических показателей (силы и мощности) при шлифовании инструментами со сплошной режущей поверхностью изучены достаточно основательно, при этом разработаны научная и практическая базы для их численного определения. Относительно дискретного шлифования металлов и сплавов такие расчеты выполнены для узкого диапазона обрабатываемых материалов, схем шлифования, что существенно ограничивает область возможного использования результатов.

В связи с этим весьма актуально рассмотрение вопроса об использовании имеющегося теоретического и практического материала по сплошному шлифованию, накопленного на протяжении веков, для процессов дискретного шлифования. Попыткой движения в этом направлении может стать введение в методологию сплошного шлифования фактора, достоверно учитывающего специфические особенности дискретного шлифования.

В первом приближении в качестве такого фактора может служить отношение усредненных площадей контакта инструмента с заготовкой при дискретном и сплошном шлифовании, которое можно принять примерно равным отношению площадей режущих поверхностей, определяемому по формулам (7)—(9).

Тогда главную составляющую силы резания и мощность резания для дискретного инструмента, оснащенного сегментами со сплошной режущей поверхностью (без каналов), можно представить в виде:

$$P_{z2} = K_1 P_{z1}; \quad N_2 = K_1 N_1, \tag{11}$$

где P_{z1}, P_{z2} и N_1, N_2 — главные составляющие силы резания и мощности при сплошном шлифовании и шлифовании кругом, оснащенным сегментами без каналов.

Аналогично можно записать формулы для главной составляющей силы и мощности резания при дискретном шлифовании кругом, оснащенным сегментами с каналами и без таковых:

$$P_{z3} = K_3 P_{z1}; \quad N_3 = K_3 N_1, \tag{12}$$

где P_{z3}, N_3 — главная составляющая силы и мощность резания при дискретном шлифовании инструментом, оснащенным сегментами с каналами.

Таким образом, полученные зависимости (1)—(12) позволяют определить энергетические показатели плоского торцевого шлифования инструментами с различными схемами дискретизации режущей поверхности с использованием банка данных для сплошного шлифования. Кроме того, зависимости (1)—(12) целесообразно использовать при расчете исходных данных для моделирования процессов формообразования поверхностей, тепловых и силовых процессов, сопутствующих дискретному шлифованию различных материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гусев В. Г., Морозов В. В.** Технология плоского дискретного шлифования: Учеб. пособие / Под ред. д-ра техн. наук, проф. В. Г. Гусева. Владимир: Изд-во Владим. гос. ун-та, 2007. 344 с.

2. **Справочник технолога-машиностроителя.** В 2 т. Т. 2 / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Суслова и др. М.: Машиностроение-1, 2001. 944 с.

3. **Гусев В. Г., Морозов А. В.** Плоское периферийное шлифование дискретными кругами: Монография. Йошкар-Ола: Коллоквиум, 2012. 222 с.

Ve718.fm Page 84 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

УДК 621.9.01

А. Н. БОЛЬШАКОВ, канд. техн. наук (Елецкий государственный университет им. И. А. Бунина),
e-mail: atbasarets@mail.ru

Серия статей по теории прерывистого резания. 6. Теория некоторых законов процесса входа режущего клина в заготовку[1]

На основании разработанной механико-математической модели дано объяснение эмпирическим законам процесса резания при входе режущего клина инструмента в заготовку.

Ключевые слова: резание, зона входа инструмента, напряжение, резание с применением подкладки, стойкость инструмента.

On the basis of the developed mechanical-mathematical model, the empirical laws of the cutting process at the input of the cutting wedge of the tool into the billet are explained.

Keywords: cutting, tool entrance area, stress, cutting with lining, tool life.

Данные, приведенные в работе [1, табл. 3], объясняют эффективность применения чугунной подкладки в зоне входа инструмента в заготовку при резании высокопластичной стали 12Х18Н10Т. Это снижает повышение нормального напряжения σ_n в режущем клине при его входе в заготовку на 3714 МПа и увеличивает время, за которое происходит возрастание данного напряжения. Таким образом, реализуется ступенчатое нагружение инструмента: сначала до $\sigma_n = -867$ МПа с плавным уменьшением до $\sigma_n = -815$ МПа, так как толщина подкладки значительно больше, чем длина зоны входа инструмента, и резание подкладки становится установившимся процессом, которому соответствует $\sigma_n = -815$ МПа. При переходе очага интенсивной пластической деформации из чугуна в сталь нормальное напряжение постепенно увеличивается и достигает $\sigma_n = -3714$ МПа, что соответствует установившемуся резанию стали 12Х18Н10Т.

В работе [2] показано, что применение чугунной подкладки при резании стали 12Х18Н9Т, которая является аналогом стали 12Х18Н10Т, только со стороны выхода режущего зуба повышает стойкость инструмента в 7—8 раз. Установление же чугунных подкладок на входе и выходе инструмента повышает его стойкость в 11—12 раз. Испытания на стойкость подтвердили эффективность применения чугунной подкладки в зоне входа инструмента и значительное повышение стойкости инструмента при установлении чугунных подкладок на входе и выходе инструмента. При этом было установлено, что при резании стали 12Х18Н10Т больший эффект от установки прокладки в зоне выхода инструмента.

Как и для зоны выхода при резании стали 12Х18Н10Т в качестве материла подкладки, жестко прижатой к зоне входа, можно применять не только хрупкий чугун или конструкционную бронзу, но и среднепластичный алюминиевый сплав АМг5В.

Оценим целесообразность применения подкладок из титановых сплавов ОТ4, ВТ-14 и высокопластичного свинца при обработке коррозионностойкой стали 12Х18Н10Т, процесс резания которой был рассмотрен ранее.

Аппроксимация кривой пластичности сплава ОТ4 имеет вид: $e_р = 0{,}5 - 0{,}29p$; для сплава ВТ-14 имеем: $e_р = 0{,}66 - 0{,}35p$ [3, стр. 400, рис. П4.17]. Аппроксимация кривой упрочнения сплава ОТ4 имеет вид: $\sigma_s = 1314 - 267e^{-e_i} - 160e^{-20e_i}$; для сплава ВТ-14 имеем: $\sigma_s = 1406 - 381e^{-e_i} - 159e^{-20e_i}$ [4, стр. 133, рис. 5.108].

Произвольно задав начальное значение коэффициента усадки стружки, будем последовательно использовать выражения (76), (70), (42) и (72) с учетом того, что для зоны входа $y_к = h_2$; $\mu = \mu_1 = 0{,}5$; $l_3 = 0$ (трение по задней поверхности не учитываем); $l' = 6{,}03h_1$. При этом коэффициент усадки стружки изменяем на 0,1 при каждом повторении цикла. Определим минимальное значение выражения (72), которое для сплава ОТ4 будет при $K_с = 3{,}6$; $e_{icp} = 0{,}85$; $e_р = 1{,}04$; $\sigma_s = 1200$ МПа. По формуле (69) рассчитаем гидростатическое давление, действующее на вершину резца: $\sigma_n = -2924$ МПа. Для зоны входа инструмента при резании сплава ВТ-14 такими же вычислениями находим: $K_с = 3{,}6$; $e_{icp} = 1{,}02$; $e_р = 1{,}31$; $\sigma_s = 1270$ МПа; $\sigma_n = -3094$ МПа. Таким образом установлено, что применение подкладки из сплавов ОТ4 и ВТ-14 повысит стойкость инструмента.

Рассчитаем нормальное напряжение на вершине режущего клина при обработке стали 45 в горячекатаном и отожженном состоянии, используя аппроксимации кривых пластичности: $e_р = 1{,}89 - 1{,}0p$ и $e_р = 2{,}49 - 1{,}0p$ [3, стр. 401, рис. П.4.21] соответственно, а также кривых упрочнения: $\sigma_s = 1327 - 615e^{-e_i} - 222e^{-10e_i}$ МПа [5, стр. 74, рис. 123] и

[1] Продолжение. Начало см. № 2—6 за 2018 г.

$\sigma_s = 1291 - 574e^{-e_i} - 228e^{-10e_i}$ МПа [4, стр. 106, рис. 5, 22]. Для стали 20 кривые упрочнения пластичности: $\sigma_s = 1032 - 675e^{-e_i} - 20e^{-20e_i}$ МПа [4, стр. 106, рис. 5, 20] и $e_р = 1{,}11 - 0{,}48p$ [3, стр. 397, рис. П.4.9]. Полученные результаты представлены в табл. 4.

Выполнив те же вычисления для резания свинца со скоростью v_0 = 60 м/мин, используя зависимость напряжения текучести от скорости деформации для свинца $\sigma_s = 20\xi_i^{0,4}$. Среднюю скорость деформации определим по формуле (50).

Остальные расчеты выполним в той же последовательности. Результаты показали, что при резании свинца в зоне входа инструмента нормальное напряжение на вершине резца составляет $\sigma_n = -39{,}6$ МПа, при этом коэффициент усадки стружки $K_с = 8{,}6$. Таким образом, целесообразнее применять свинцовую подкладку. Кроме того, установлено, что при резании материала, склонного к скоростному упрочнению, в зоне входа инструмента коэффициент усадки стружки повышается.

Расчеты нормальных напряжений на вершине режущего клина для разных обрабатываемых материалов можно разделить на три группы по максимальным напряжениям в зонах установившегося резания, входа и выхода инструмента показали, т. е. по их влиянию на стойкость: 1) зона входа инструмента наиболее опасная для ВТ-14, ОТ4 и чугуна; 2) зона выхода наиболее опасная для 12Х18Н10Т, сталей 20 и 45 в горячекатаном состоянии; 3) обе зоны одинаково опасны для АМг5В и стали 45 в отожженном состоянии (см. табл. 4).

Известно, что стойкость твердосплавных торцевых фрез зависит от расположения оси относительно обрабатываемой заготовки. Отклонение оси фрезы относительно заготовки обеспечивается обработкой по схемам попутного и встречного фрезерования, а также промежуточным схемам обработки. Схема установки определяет также условия врезания зуба фрезы и его выход из-под стружки.

Таблица 4

Расчетные значения нормальных напряжений σ_n в вершине резца для установившегося резания, при входе и выходе инструмента из заготовки, МПа

Материал	При входе	Установившееся резание	При выходе
12Х18Н10Т	−3914	−3714	−4129
Сталь 20	−2082	−1978	−2156
Сталь 45 горячекатаная	−3075	−2956	−3122
Сталь 45 отожженная	−3077	−2916	−3063
ВТ-14	−3094	−2974	−3016
ОТ4	−2924	−2812	−2839
АМг5В	−1113	−1054	−1085
Чугун	−867	−815	−848

Смещение заготовки в сторону выхода зуба увеличивает толщину срезаемого слоя на входе и уменьшает ее на выходе. При обработке коррозионно-стойких и жаропрочных сталей и сплавов, титановых сплавов стойкость твердосплавных фрез увеличивается при смещении заготовки в сторону выхода зуба [2]. Данный теоретический вывод согласуется с данными, приведенными в табл. 4 для коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т и сталей 20 и 45 в горячекатаном состоянии, для которых наиболее опасной является зона выхода инструмента.

Из этого следует, что при фрезеровании высокопластичных материалов для повышения периода стойкости фрезы заготовку следует смещать к выходу зуба.

При фрезеровании материалов с низкой пластичностью и высоким пределом текучести решающим является условие врезания зуба на входе инструмента. Поэтому для снижения напряжений в зубе необходимо уменьшить толщину среза на входе, т. е. сместить заготовку в сторону входа [2], что согласуется с данными табл. 4 для малопластичных материалов ВТ-14, ОТ4 и чугуна.

Существует и другой способ повышения стойкости инструмента — изменение параметров резания в зоне входа инструмента формированием фаски на заготовке. В работе [6] приведены результаты испытаний на стойкость при строгании твердосплавным резцом чугунных заготовок двух типов: первые — с фаской только в зоне входа инструмента, вторые — с фасками в зонах и входа, и выхода. Для заготовок первого типа период стойкости резцов составлял от 700 до 1400 с, а при обработке заготовок второго типа у всех резцов, отработавших 1800 с, сколов режущих кромок не наблюдалось.

Рассмотрим подробнее влияние данной фаски на нормальное напряжение в вершине режущего клина (рис. 19).

Фаска уменьшает участок *BE*, а следовательно, и силы трения на границе этого участка, требуемые для сдвига материала зоны *BCDE*, подпирающего очаг интенсивной пластической деформации вдоль отрезка *BC*.

Рассчитаем нормальное давление, действующее на вершину режущего зуба, при резании заготовки с фаской, имеющей угол наклона $\omega = 30°$; резец из стали 12Х18Н10Т имеет передний угол $\gamma = 20°$, при этом $\mu = \mu_1 = 0{,}5$; толщина срезаемого слоя в зоне установившегося резания $h_{1ус} = 1$ мм.

Границу *BE* при наличии фаски на торце заготовки определим по формуле

$$BE = l' = \frac{h_2 \sin(45 - \gamma + \omega)}{\cos(\omega - \gamma)\sin 45}. \qquad (78)$$

Ve718.fm Page 86 Tuesday, June 19, 2018 10:09 AM

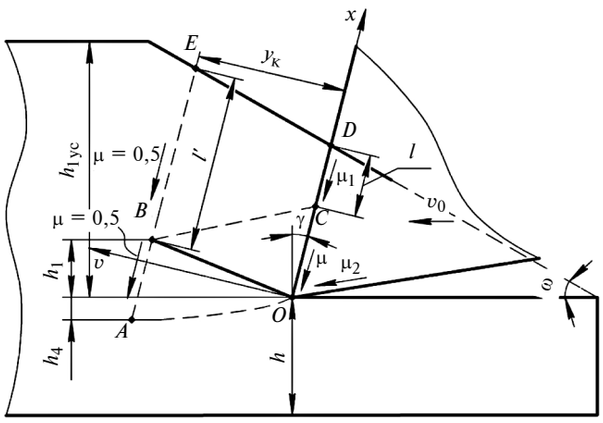


Рис. 19. Схема резания с фаской на входном торце заготовки (ω < 90°)

Подставив $\gamma = 20°$ и $\omega = 30°$ в формулу (78), получим $l' = 1{,}17h_2$.

Произвольно задав начальное значение коэффициента усадки стружки и используя выражения (76), (70), (42) и (72), с учетом того, что для зоны входа $y_к = h_2$; $\mu = \mu_1 = 0{,}5$; $l_3 = 0$ (трение по задней поверхности не учитываем); $l' = 1{,}17h_2$, найдем минимальное значение выражения (72), которое будет при $K_с = 2{,}2$; $e_р = 2{,}89$; $\sigma_s = 1597$ МПа. По формуле (69) рассчитываем гидростатическое давление на вершине резца: $\sigma_n = -3760$ МПа. Таким образом, фаска значительно снижает нормальное напряжение на вершине резца при входе инструмента в заготовку.

Выполним аналогичные вычисления для фаски с углами 40, 50 и 60°. Расчеты показали, что углу $\omega = 40°$ соответствует $\sigma_n = -3781$ МПа, углу $\omega = 50°$ соответствует $\sigma_n = -3875$ МПа, а углу $\omega = 60°$ соответствует $\sigma_n = -3859$ МПа, т. е. чем меньше угол ω, тем меньше нормальное напряжение на вершине резца при входе инструмента в заготовку.

Снизить ударное воздействие при входе режущего зуба в заготовку можно также отрицательным передним углом γ. Тогда начальный контакт зуба с заготовкой происходит на некотором удалении от его вершины, т. е. изменяется схема резания, напряжение текучести и нормальное напряжение на вершине режущего клина.

При исследовании процесса резания по схеме, представленной на рис. 20, будем считать, что начальный контакт передней поверхности зуба с заготовкой происходит только в очаге интенсивной пластической деформации *OABC*, т. е. длина *l* контакта между передней поверхностью и стружкой отсутствует, так как сама стружка еще не сформировалась. При дальнейшем внедрении режущего клина в заготовку начинает формироваться стружка и увеличивается длина ее контакта с передней поверхностью, достигая максимальной величины в зоне установившегося резания (см. рис. 20, *б*).

С учетом сделанного допущения в момент, когда очаг интенсивной пластической деформации *OABC* уже сформировался, выражение (69), определяющее нормальное напряжение на передней поверхности резца, выражение (73), определяющее относительное гидростатическое давление на поверхности резца, выражение (70), определяющее силу резания, будут иметь вид:

$$\sigma_y = -\beta\sigma_s\left[1 + (0{,}5 + \mu)\left(\frac{uh_1}{y_к} - \frac{x}{y_к}\right)\right]; \qquad (79)$$

$$\rho = -\beta\left[0{,}5 + (0{,}5 + \mu)\left(\frac{uh_1}{y_к} - \frac{x}{y_к}\right)\right]; \qquad (80)$$

$$P = \beta\sigma_s uh_1 \times$$
$$\times \left\{\left[1 + \frac{(0{,}5 + \mu)uh_1}{2y_к}\right]\cos\gamma + \frac{y_к}{4uh_1\cos\gamma} + \mu\sin\gamma\right\}. \qquad (81)$$

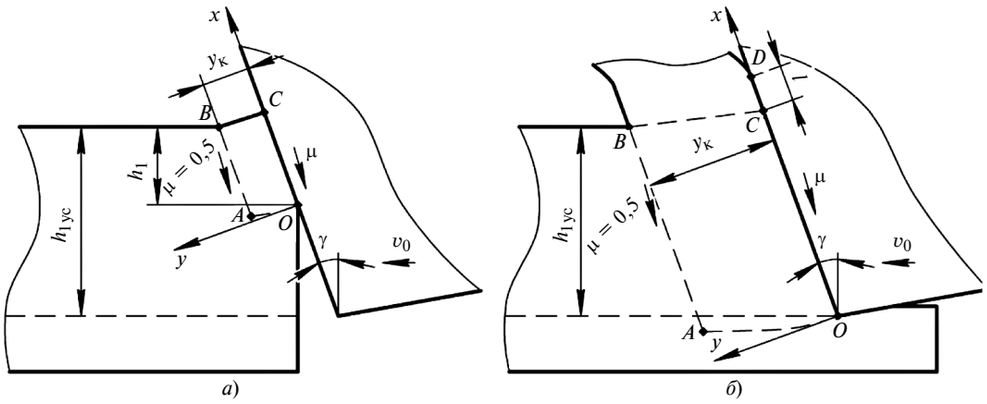


Рис. 20. Схемы резания с отрицательным передним углом:
а — зона входа; *б* — зона установившегося резания

С учетом формулы (80) условие минимального значения по формуле (29) в начальный момент конкретизируется в уравнении

$$\frac{\partial}{\partial h_2} = \left\{ u\sigma_s \left[\left(1 + \frac{(0{,}5+\mu)uh_1}{2y_к} \right) \cos\gamma + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{y_к}{4uh_1\cos\gamma} + \mu\sin\gamma \right] \right\} = 0. \qquad (82)$$

Вычислим нормальное давление, действующее на вершину резца в начальный момент при врезании режущего зуба в заготовку и в зоне с установившимся резанием при обработке стали 12Х18Н10Т резцом с передним углом $\gamma = -20°$ и толщине срезаемого слоя в зоне установившегося резания $h_{1ус} = 1$ мм.

Поочередно используя выражения (81), (42), (82) и учитывая, что для зоны входа инструмента и зоны установившегося резания $y_к = h_2$ и $\mu = \mu_1 = 0{,}5$, находим для зоны входа: $K_с = 1{,}9$; $p = -1{,}97$; $e_р = 3{,}31$; $e_{iср} = 1{,}8$; $\sigma_s = 1581$ МПа; $\sigma_n = -3117$ МПа, а для зоны установившегося резания: $K_с = 2$; $p = -2{,}71$; $e_р = 3{,}87$; $e_{iср} = 2{,}03$; $\sigma_s = 1633$ МПа; $\sigma_n = -4439$ МПа.

Время, за которое режущий клин полностью пройдет зону входа, а процесс резания станет установившимся, определяем по формуле

$$t_{вх} = \frac{l_3}{v_0}. \qquad (83)$$

Выражение (83) получено на основании того, что процесс резания не будет установившимся до тех пор, пока длина контакта обработанной поверхности с задней поверхностью режущего клина не достигнет максимального значения, которое и соответствует процессу установившегося резания.

Определим по выражению (83) время, за которое режущий клин пройдет зону входа при обработке стали 12Х18Н10Т со скоростью $v_0 = 100$ м/мин. В работе [7] рассчитана длина контакта $l_3 = 4{,}18$ мм между задней поверхностью резца и обработанной поверхностью для установившегося резания при $h = 50$ мм, $\gamma = 20°$, $\alpha = 5°$ и модуле упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа. Выражение (83) дает значение $t_{вх} = 2{,}5 \cdot 10^{-3}$ с. Малая величина $t_{вх}$ указывает на ударный характер воздействия на переднюю поверхность резца. Однако для резца с отрицательным передним углом величина $t_{вх}$ значительно больше, чем для резца с положительным передним углом, т. е. первый более плавно нагружается, а следовательно, его период стойкости больше.

Исследователи указывают на удар при входе режущего зуба в заготовку и связывают это с резким повышением силы резания. Поэтому исследуем теоретически изменение силы резания в зоне входа при строгании заготовки из стали 12Х18Н10Т толщиной $h = 50$ мм при толщине срезаемого слоя $h_{1ус} = 1$ мм резцом с передним углом $\gamma = 20°$ и задним углом $\alpha = 5°$, действующей на единицу ширины режущего зуба. Модуль упругости для этой стали $E = 2 \cdot 10^5$ МПа. Сначала за время, для которого рассчитываем силу резания по выражению (71), принимаем рассмотренное выше время, характеризующееся условием $l' = 6{,}03h_1$. Для рассматриваемого положения режущего клина длину контакта задней поверхности с заготовкой учитывать не будем ($l_3 = 0$). Тогда сила резания составит $P_{вх} = 852$ Н/мм. При дальнейшем внедрении режущего зуба в заготовку длина контакта l_3 постепенно возрастает, и возрастает высота h_1 очага интенсивной пластической деформации. Между передней поверхностью и образующейся стружкой появляется контакт выше границы *BC*, что увеличивает силу резания. При этом граница *BD* будет уменьшаться, а следовательно, уменьшиться составляющая силы резания, обусловленная силой трения на этом участке. Таким образом, сила резания будет монотонно возрастать до $P_{ус} = 7873$ Н/мм, что соответствует установившемуся резанию. При этом длина контакта задней поверхности режущего зуба с заготовкой достигнет $l_3 = 4{,}18$ мм, что характерно для процесса установившегося резания.

В работе [1] при определении параметров процесса резания для первого этапа входа зуба в заготовку были получены: $\sigma_s = 1716$ МПа и $K_с = 1{,}5$. Поэтому по достижении точкой *B* очага интенсивной пластической деформации горизонтальной поверхности заготовки (см. рис. 18, [1]) длина l_3 контакта будет продолжать увеличиваться до $l_3 = 4{,}42$ мм, что приведет к увеличению силы резания.

Рассчитаем величину резкого повышения силы резания по формуле, приведенной в работе [8]:

$$P = \beta\sigma_{s\,ус}h_1 \left\{ \left[1 + \frac{\mu_1 l}{y_к} + \frac{(0{,}5+\mu)uh_1}{2y_к} \right] \cos\gamma + \right.$$

$$\left. + \frac{y_к}{4uh_1\cos\gamma} + \mu\sin\gamma \right\} + \beta\frac{\sigma_{s\,ус} + \sigma_{s\,вх}}{2}\mu_2 l_3. \qquad (84)$$

В формуле (84) последний член соответствует силе трения на длине l_3 контакта. Так как в разных зонах напряжение текучести обрабатываемого материала имело разные значения: от $\sigma_{s\,вх} = 1716$ МПа на первом этапе зоны входа до $\sigma_{s\,ус} = 1620$ МПа в зоне установившегося резания, то при вычислении силы трения будем использовать среднеарифметическое напряжение текучести. При расчете оставшейся компоненты силы резания будем использовать напряжение текучести, соответствующее зоне установившегося резания. Подставив в выражение (84) значение $l_3 = 4{,}42$ мм, найдем максимальную силу резания: $P_{max} = 8585$ Н/мм, тогда $P_{max}/P_{ус} = 1{,}09$.

Таким образом, впервые дано теоретическое объяснение резкого повышения силы резания при врезании режущего зуба в заготовку. Многие исследователи экспериментально фиксировали подобный скачок силы резания, но объясняли его имеющимися зазорами в системе станок—приспособление—инструмент—заготовка (СПИЗ).

В работе [9] с целью устранения зазоров в стыках соединений и для того, чтобы до врезания инструмента в обрабатываемый материал детали станка находились в нагруженном состоянии, был сконструирован и изготовлен специальный резцедержатель, жестко закрепляемый в резцедержателе станка, предназначенный для строгания заготовки специальной формы с обеспечением разных глубин резания. В резцедержателе закрепляли два резца. При обработке первый резец воспринимал бóльшую нагрузку ввиду бóльшей глубины резания и устранял зазоры в стыках. Вслед за первым резцом через некоторое время, значительно превышающее время снижения скорости резания при врезании первого резца, в заготовку врезался второй резец. Эксперименты показали, что даже когда все зазоры и перемещения в стыках соединений устранены, все равно происходит резкое повышение силы резания.

В работе [2] для зоны входа инструмента при обработке стали Х18Н9Т экспериментально получено $P_{max}/P_{ус} \geq 1{,}85$, что выше значений, полученных теоретическими исследованиями. Это объясняется тем, что учитывались не все необходимые параметры процесса резания и инструмента.

Таким образом, установлено, что в краевых зонах показатели процесса резания (коэффициент усадки стружки, угол наклона условной плоскости сдвига, скорость деформации, накопленная деформация и др.) носят переменный характер в отличие от зоны установившегося резания.

Одной из основных причин значительного снижения периода стойкости металлорежущего инструмента, работающего в условиях прерывистого резания, по сравнению с инструментом, работающим в условиях непрерывного резания, является резкое возрастание нормального напряжения в режущем клине при его входе в заготовку и выходе из заготовки.

Разработанные теория и модели процессов резания для зон входа и выхода инструмента в заготовку согласуются с экспериментальными данными, накопленными за последние 50 лет исследований данного вопроса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛИ

1. **Большаков А. Н.** Теория прерывистого резания. 5. Разработка схемы резания для зоны входа режущего клина в заготовку // Вестник машиностроения. 2018. № 6. С. 74—76.
2. **Симонян М. М., Навоян М. О., Кочарян К. С.** Влияние ударных воздействий и адгезионных явлений на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании // Вестник машиностроения. 2006. № 9. С. 67—69.
3. **Субич В. Н., Шестаков Н. А., Демин В. А.** и др. Расчет и проектирование процессов объемной штамповки: учебное пособие М.: МГИУ, 2007. 414 с.
4. **Кроха В. А.** Упрочнение металлов при холодной пластической деформации: Справочник. М.: Машиностроение, 1980. 157 с.
5. **Кроха В. А.** Кривые упрочнения металлов при холодной деформации. М.: Машиностроение, 1968. 131 с.
6. **Симонян М. М.** О влиянии некоторых факторов на стойкость твердосплавных инструментов при прерывистом резании // Вестник машиностроения. 2004. № 11. С. 44—46.
7. **Большаков А. Н.** Теория прерывистого резания. 4. Теоретическое объяснение некоторых закономерностей процесса выхода режущего клина из заготовки // Вестник машиностроения. 2018. № 5. С. 60—64.
8. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 5. Определение кинематического, напряженного и деформированного состояний обрабатываемой заготовки // Вестник машиностроения. 2008. № 5. С. 61—69.
9. **Симонян М. М.** О некоторых явлениях переходного периода процесса прерывистого резания при врезании инструмента в заготовку // Вестник машиностроения. 2005. № 10. С. 50—52.