

ЖУРНАЛ ВЫХОДИТ ПРИ СОДЕЙСТВИИ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ
ЖУРНАЛ ВХОДИТ В ПЕРЕЧЕНЬ УТВЕРЖДЕННЫХ ВАК РФ ИЗДАНИЙ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИЙ ТРУДОВ СОИСКАТЕЛЕЙ УЧЕНЫХ СТЕПЕНЕЙ

7 2010
(120)

СОДЕРЖАНИЕ

Технологическая оснастка для сборки

- Кристалль М.Г., Лымарь К.В., Рыбников А.С., Стегачев Е.В., Широкий А.В. Вибрационный конвейер с двухкомпонентным приводом 3
- Вычеров В.А., Маслов А.Р. Исследование термопатрона для сборки комплектов инструмента с концевыми фрезами 5
- Трегубов А.В., Ладыгина О.М. Кольцевое наматывание тонкими проводами обмоток малогабаритных кольцевых магнитопроводов 8
- Штенников В.Н. Сопоставление конвейерных и камерных печей для конвекционной пайки электронных компонентов 12
- Шишкарёв М.П. Компоновка базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения 16

Современные технологии сборки

- Виноградов В.М., Шандров Б.В. Особенности технологии автоматизированной сборки кузовов и кабин автомобилей в современных условиях 21
- Божкова Л.В., Вартанов М.В., Бакена Мбуа Ж.К. Совершенствование технологии сборки цилиндрических профильных деталей с применением вибрационных колебаний и пассивной адаптации 26

Обеспечение качества. Испытания. Контроль

- Крылов Е.Г., Плотников А.Л., Берсенев П.В. Автоматизированный контроль качества сборки твердосплавных торцовых фрез 32
- Козубняк С.А., Агасиева С.В., Шашурин В.Д. Разработка технологической операции термоиспытаний прибора на основе РТД 38
- Завалин Н.Н., Шигапов И.Ш. Применение системы импульсных трубопроводов для определения потерь полного давления в воздухопроводах агрегатов топливно-энергетического комплекса 44

Председатель редакционного совета
Ф.М. МИТЕНКОВ, академик РАН

Редакционный совет

МОСКВА
А.С. ВАСИЛЬЕВ
(главный редактор)
А.А. ГУСЕВ
М.В. ВАРТАНОВ
А.М. ДАЛЬСКИЙ
И.Н. ЖЕСТКОВА
(зам. главного редактора)
И.Н. ЗИНИНА
Ю.Л. ИВАНОВ

Ю.Г. КОЗЫРЕВ
А.И. КУМЕНКО
А.В. МЕДАРЬ
Е.А. МИКРИН
Ю.Ф. НАЗАРОВ
В.В. ПОРОШИН
Б.В. ШАНДРОВ
А.А. ШАТИЛОВ
А.Г. ХОЛОДКОВА
Г.А. ЯРКОВ

Региональные редсоветы

БЕЛГОРОД
Н.А. ПЕЛИПЕНКО

БРЯНСК
О.А. ГОРЛЕНКО

ВЛАДИВОСТОК
Ю.Н. КУЛЬЧИН
А.А. СУПОНЯ
В.М. КОРНИЕНКО

ВОЛГОГРАД
В.Г. КАРАБАНЬ
М.Г. КРИСТАЛЬ
В.И. ЛЫСАК
В.М. ТРУХАНОВ

ИЖЕВСК
И.В. АБРАМОВ
Б.А. ЯКИМОВИЧ
В.Г. ОСЕТРОВ
И.К. ПИЧУГИН

КАЗАНЬ
Р.И. АДГАМОВ

КОВРОВ
Ю.З. ЖИТНИКОВ

КОЛОМНА
Ю.Д. АМИРОВ

КОМСОМОЛЬСК-НА-АМУРЕ
Б.Н. МАРЬИН
В.И. ШПОРТ
А.М. ШПИЛЕВ

НАБЕРЕЖНЫЕ ЧЕЛНЫ
С.В. ДМИТРИЕВ
Р.М. ХИСАМУТДИНОВ

НИЖНИЙ НОВГОРОД
С.В. ГОЛУБЕВ

ОМСК
В.Н. КОСТЮКОВ

ОРЕЛ
Ю.С. СТЕПАНОВ
Г.А. ХАРЛАМОВ

ОРЕНБУРГ
А.Н. ПОЛЯКОВ
А.И. СЕРДЮК
А.П. ФОТ

РЫБИНСК
В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ
В.В. НЕПОМИЛУЕВ
А.Н. СЕМЕНОВ

САМАРА
М.А. ЕВДОКИМОВ
Ю.А. ВАШУКОВ
Г.А. КУЛАКОВ
В.А. НИКОЛАЕВ

САНКТ-ПЕТЕРБУРГ
В.Ф. КУЗЬМИН
Е.В. ШАЛОБАЕВ

ТОЛЬЯТТИ
А.И. РЫЖКОВ
Б.Ф. ХАЗОВ

ТУЛА
В.В. ПРЕЙС

ХАБАРОВСК
В.А. ЛАШКО

Украина

КИЕВ
А.С. ЗЕНКИН
В.А. МАТВИЕНКО

ДОНЕЦК
А.Н. МИХАЙЛОВ

СЕВАСТОПОЛЬ
Е.Л. ПЕРВУХИНА

Беларусь

МИНСК
В.Л. БАСИНСКИЙ

ГОМЕЛЬ
В.Е. СТАРЖИНСКИЙ

ПОЛОЦК
М.Л. ХЕЙФЕЦ

Ответственные за подготовку и выпуск номера:

Н.М. КУЦ-ЖАРКО, Л.Д. ПАРШЕНКОВА

Журнал распространяется по подписке, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индексы по каталогу "Роспечать" – 79748, Объединенному каталогу "Пресса России" – 84967, каталогу "Почта России" – 60257) или непосредственно в издательстве
Тел.: (499) 268-38-42; тел./факс: 268-85-26. Факс: (499) 269-48-97.
E-mail: sborka@mashin.ru; tsmm@mashin.ru
Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов, публикуемых в журнале "Сборка в машиностроении, приборостроении", допускаются только с разрешения редакции и со ссылкой на источник информации.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

Журнал зарегистрирован в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций. Свидетельство о регистрации ПИ № 77-1747 от 25 февраля 2000 г.

THE MONTHLY
NEWSMAGAZINE
FOR SCIENTISTS
AND MANUFACTURERS

ASSEMBLING



IN MECHANICAL ENGINEERING AND INSTRUMENT-MAKING

THE MAGAZINE IS PUBLISHED UNDER THE PATRONAGE OF INTERNATIONAL UNION OF MECHANICAL ENGINEERS
THE JOURNAL IS AMONG THOSE APPROVED BY AAC RF FOR DISSERTATION PUBLICATION

7 2010
(120)

CONTENTS

Technological equipment for assembly

- Kristal M.G., Lymar K.V., Rybnikov A.S., Stegachev E.V., Shirokij A.B.** Vibrating conveyor with two-component vibrodrive 3
- Vycherov V A, Maslov A R.** Development of shrink fit holder for end mills 5
- Tregubov A.V., Ladygina O.M.** Ring winding by thin wires of windings small-sized ring iron circuits 8
- Shtennikov V.N.** Comparison of conveyor and chamber furnaces for soldering of electronic components 12
- Shishkarev M.P.** Arrangement of base alternative adaptive friction coupling of second generation 16

Modern technologies in assembly

- Vinogradov V.M., Shandrov B.V.** Features of the modern assembling technology of bodies and cabins of cars 21
- Bozhkova L.V., Vartanov M.V., Bakena Mboua J.C.** Improvement of assembling technology of cylindrical profile details by using vibration and passive adaptation 26

Quality assurance. Testing. Monitoring

- Krylov E. G. , Plotnikov A. L., Bersenev P. V.** Automated control quality of firm alloy face milling cutters assemblage 32
- Kosubnyak S.A., Agasieva S.V., Shashurin V.D.** Development of manufacturing operation "thermo testing" of device based on rtd 38
- Zavalin N.N., Shigapov I.Sh.** Application of pulse pipes systems for determination of total pressure loss in air ducts of oil and gas plants 44

Chair of Editorial Advisory Board –
Member of Russian Academy of Science
F.M. MITENKOV

Editors

MOSCOW

VASIL'EV A.S.
(Chief editor)
VARTANOV M.V.
DALSKY A.M.
GUSEV A.A.
ZHESTKOVA I.N.
(Deputy chief editor)
ZININA I.N.
IVANOV YU.L.
KOZYREV YU.G.

KUMENKO A.I.
MEDAR' A.V.
MIKRIN E.A.
NAZAROV Yu.F.
POROSHIN V.V.
SHANDROV B.V.
SHATILOV A.A.
KHOLODKOVA A.G.
YARKOV G.A.

Regional editors

BELGOROD

PELIPENKO N.A.

BRIANSK

GORLENKO O.A.

VLADIVOSTOK

KULSHIN Yu.N.
SUPONIA A.A.
KORNIENKO V.M.

VOLGOGRAD

KRISTAL M.G.
KARABAN' V.G.
LYSAK V.I.
TRUKHANOV V.M.

IZNEVSK

ABRAMOV I.V.
YAKIMOVICH B.A.
OSETROV V.G.
PITCHUGIN I.K.

KAZAN

ADGAMOV R.I.

KOVROV

ZHITNIKOV Yu.Z.

KOLOMNA

AMIROV Yu.D.

KOMSOMOLSK-ON-AMUR

MARJIN B.N.
SCHPORT V.I.
SHPILEV A.M.

NABEREZHNYE CHELNY

DMITRIEV S.V.
KHISAMUTDINOV R.M.

NIZHNY NOVGOROD

GOLUBEV S.V.

OMSK

KOSTIUKOV V.N.

OREL

STEPANOV Yu.S.
KHARLAMOV G.A.

ORENBURG

POLYAKOV A.N.
SERDUK A.I.
FOT A.P.

RYBINSK

BEZIAZYSHNY V.F.
NEPOMILUEV V.V.
SEMENOV A.N.

SAMARA

EVDOKIMOV M.A.
VASHUKOV Yu.A.
KULAKOV G.A.
NIKOLAEV V.A.

ST.-PETERSBURG

KUZMIN V.F.
SHALOBAEV E.V.

TULA

PREYS V.V.

TOLIATI

KHAZOV B.F.
RYZHKOV A.I.

KHABAROVSK

LASHKO V.A.

Ukraine

KIEV

ZENKIN A.S.
MATVIENKO V.A.

DONETSK

MIKHAILOV A.N.

SEVASTOPOL

PERVUKHINA E.L.

Belarus

MINSK

BASINJUK V.L.

GOMEL

STARZHINSKI V.E.

POLOTSK

KHEIFETZ M.L.

Executive editors of current issue:
KUSH-ZHARKO N.M., PARSHENKOVA L.D.

The journal is registered by RF Ministry of Press, Tele-and Broadcasting and Mass Communications Media. Registration certificate ПИ № 77-1747, February 25, 2000 Free price

Journal is distributed on subscription, which can be issued in any post office (index on the catalogue of the "Rospechat" agency – 79748, the union catalogue "Pressa Rossii" – 84967, the catalogue "Pochta Rossii" – 60257) or directly in editorial of the journal.
Ph.: (499) 268-38-42; ph./fax: 268-85-26. Fax: (499) 269-48-97.
<http://www.mashin.ru> E-mail: sboroka@mashin.ru; tmmm@mashin.ru
Labor Red Banner Order Public Corporation "Publishing House "Mashine Building" 107076, Moscow, Stromynsky per. 4
The reference to the Assembling in Mechanical Engineering and Instrument-Making Journal during reprint of the materials is mandatory.
Advertisers are responsible for the content of their advertisements.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ОСНАСТКА ДЛЯ СБОРКИ

УДК 621.867.522

М.Г. Кристаль, д-р техн. наук, **К.В. Лымарь**, студент, **А.С. Рыбников**, ст. преподаватель, **Е.В. Стегачев**, **А.В. Широкий**, канд-ты техн. наук
(Волгоградский государственный технический университет)
E-mail: crysma@mail.ru

Вибрационный конвейер с двухкомпонентным приводом

Рассмотрены конструкции линейных вибрационных конвейеров с эллиптическим законом колебаний несущей поверхности рабочего органа. Предложена новая конструкция двухкомпонентного вибропривода линейного вибротранспортера, в которой для демпфирования паразитных колебаний введены гибкие амортизирующие элементы с закрепленной на них вертикальной колебательной системой.

Designs of linear vibrating conveyors with elliptic rule of fluctuations of a supporting surface of actuating element are considered. The new design two-component vibrodive of linear vibrating conveyor where for decrement parasitic fluctuations are entered flexible absorbing shocks elements on which the vertical vibrating system is fixed is offered.

Ключевые слова: вибрационный конвейер, двухкомпонентный вибропривод, упругая подвеска, гибкие амортизирующие элементы, колебательная система.

Key words: vibrating conveyor, two-component vibrodive, elastic mounting, flexible absorbing shocks elements, vibrating system.

В известных конструкциях непрерывных автоматических сборочных устройств вибротранспортного типа производительность не в последнюю очередь ограничена скоростью виброперемещения сопрягаемых деталей на линейном вибрационном лотке сборочной позиции. В.И. Якубовичем, автором универсальных двухкомпонентных приводов вибробункерных загрузочных устройств, была сделана попытка повышения скорости вибротранспортирования деталей на линейных вибротранспортных устройствах также за счет двухкомпонентного вибропривода (а.с. № 493412), в котором две независимые системы вертикальных и горизонталь-

ных колебаний совместно реализуют эллиптический закон движения несущей поверхности.

Однако в горизонтальной колебательной системе таких устройств конструкция упругих элементов аналогична подобным в классических линейных вибротранспортерах. Поэтому возникающие в плоскости движения несущей поверхности паразитные крутильные колебания ограничивают величину горизонтальной составляющей и тем самым сводят на нет усилия конструктора по увеличению скорости вибротранспортирования.

Для ликвидации этого недостатка авторами разработан вибрационный конвейер [1] с отдельными вертикальными и горизонтальными колебаниями рабочего органа. На основании лотка была установлена горизонтально действующая система опорных элементов, связанная с вертикально действующей системой опорных элементов посредством разделительной плиты, устраняющей влияние колебаний одной системы на другую. При этом рабочий орган электромагнитного конвейера соединен с вертикально действующей системой опорных элементов.

Горизонтально действующие опорные элементы, выполненные в виде оппозитно расположенных пар плоских пружин, находятся в вертикальной плоскости, а вертикально действующие опорные элементы в виде плоских пружин расположены в горизонтальной плоскости, при этом горизонтальные колебания сдвинуты относительно вертикальных на некоторый фазовый угол.

Однако в результате проведения практических опытов были выявлены недостатки данного лотка. Так, например, появилась необхо-

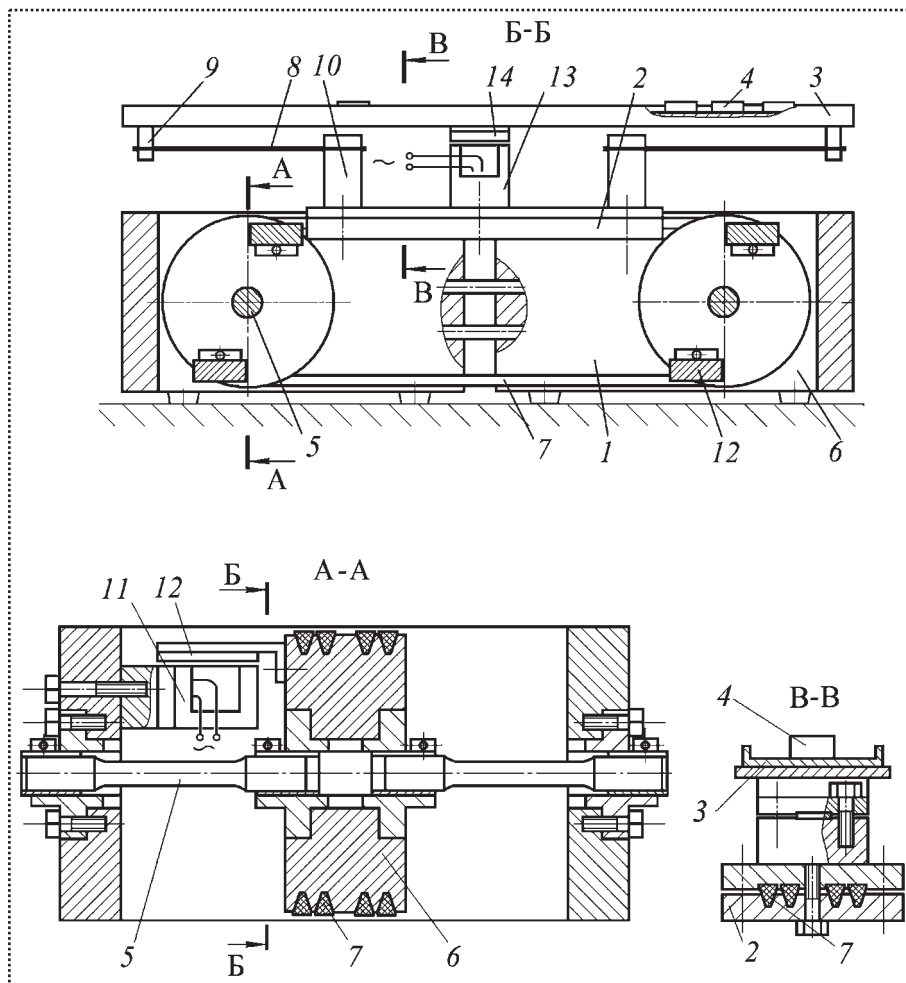
димность минимизации паразитных крутильных колебаний, возникающих вследствие наличия упругой связи между горизонтальной и вертикальной колебательными системами.

Как известно, для снижения влияния паразитной крутильной составляющей колебаний можно ограничивать амплитуду колебаний горизонтально действующей системы опорных элементов. Однако подобное ограничение амплитуды горизонтального перемещения рабочего органа устройства ухудшает условия виброперемещения деталей и, что не менее важно, снижает скорость транспортирования.

Для решения задачи повышения эффективности функционирования линейного вибрационного конвейера авторами создана новая конструкция устройства. Основная идея раз-

работки — развязка горизонтальной и вертикальной колебательных систем посредством использования гибких амортизаторов в качестве связующего элемента, а также выполнение системы горизонтально действующих опорных элементов в виде двух торсионов. Каждый торсион одним концом закреплен на основании, а другим — на осях двух поворотных элементов, обладающих возможностью угловых колебаний.

Таким образом, при использовании гибких амортизаторов, передающих горизонтальные колебания разделительной плите, взаимно компенсируется паразитная крутильная составляющая колебаний концов рабочего органа, что позволяет увеличить амплитуду его горизонтальных колебаний и повысить скорость перемещения деталей по лотку вибрационного конвейера.



Вибрационный конвейер с двухкомпонентным торсионным приводом



ность перемещения для изменения длины пружин 8 и, соответственно, настройки частоты собственных колебаний вертикальной колебательной системы.

На основании 1 установлены четыре электромагнитных вибратора 11. На каждом из поворотных элементов 6 вибрационного конвейера закреплено по два якоря 12, что обеспечивает горизонтальные колебания разделительной плите 2 и установленной на ней вертикальной колебательной системе с рабочим органом 3.

В конструкции предусмотрена реализация эллиптической траектории движения рабочего органа 3. Сдвиг фаз между напряжениями питания обмоток катушек электромагнитных вибраторов 11 и 13 обеспечивает фазовращатель (на рисунке не показан).

Устройство работает следующим образом. Электромагнитный вибратор 11 через гибкие амортизаторы 7 возбуждает горизонтальные

колебания разделительной плиты 2 и якоря 12 вибрационного конвейера. Одновременно электромагнитный вибратор 13 с регулируемым сдвигом фазы создает вертикальные колебания рабочего органа 3 и закрепленного на нем якоря 14.

Таким образом, разработана новая конструкция горизонтально действующей системы опорных элементов с развязкой двух колебательных систем в виде гибких амортизаторов. Гибкие амортизаторы позволяют погасить паразитные крутильные колебания рабочего органа при увеличении амплитуды горизонтальных колебаний, обеспечивая тем самым высокую скорость транспортирования деталей за счет эллиптической траектории движения несущей поверхности вибрационного конвейера.

Библиографический список

1. Патент РФ № 76899. Вибрационный конвейер / М.Г. Кристаль, А.С. Рыбников, А.В. Широкий, К.В. Лымарь, А.Ю. Буйлин, С.Н. Пиварчук // Б.И. 2008. № 28.

УДК 621.09

В.А. Вычеров, магистр, А.Р. Маслов, д-р техн. наук
(кафедра "Высокоэффективные технологии обработки" МГТУ "Станкин")
E-mail: shiko-ne@mail.ru, volsama@yandex.ru

Исследование термопатрона для сборки комплектов инструмента с концевыми фрезами

Приведены результаты исследования сборок комплектов инструмента с концевыми фрезами из различных инструментальных материалов с использованием цилиндрических посадок с натягом, получаемых способом термической деформации.

It's made results of testing of set with end mills from different cutting materials with seating expansion fit.

Ключевые слова: концевая фреза, вспомогательный инструмент, втулка, термопатрон.

Key words: end mills, clamping toolholder, sleeve, shrink fit.

В авиационной промышленности на станках с ЧПУ применяют концевые фрезы с цилиндрическим хвостовиком диаметром 6...32 мм. Обра-

ботку легких и жаропрочных сплавов ведут сборными комплектами из вспомогательного инструмента и твердосплавными фрезами с частотой вращения до 40 000 мин⁻¹ и подачей менее 0,005 мм/зуб. При этом необходимо обеспечить биение фрез 0,003...0,005 мм и точность балансировки классов G 2,5...6,3. При фрезеровании титановых сплавов на частотах вращения 300...12 000 мин⁻¹ с подачами 0,1...0,5 мм/зуб применяют фрезы из быстрорежущих сталей. И в этом случае важной становится передача больших моментов сил резания.

Для унификации инструментального обеспечения целесообразно закреплять фрезы из различных инструментальных материалов в универсальных патронах, которые обеспечи-

Таблица 1

 Результаты расчета $d_{сжат}$ термопатрона

$d_{нс}$	Вид инструмента			$d_{сжат}$	
	Быстрорежущая фреза	Твердосплавная фреза	Термопатрон		
	Нагрев до 400 °С				20 °С
	Диаметр ($d_{н.с} + \Delta d_{н.с}$)				
6	6,031	6,021	6,047	5,950	
8	8,041	8,028	8,049	7,920	
10	10,051	10,035	10,062	9,90	
12	12,062	12,041	12,074	11,880	
14	14,072	14,048	14,086	13,860	
16	16,082	16,055	16,099	15,840	
18	18,092	18,062	18,111	17,820	
20	20,103	20,069	20,124	19,800	
25	25,128	25,086	25,154	24,750	
32	32,164	32,111	32,208	31,690	

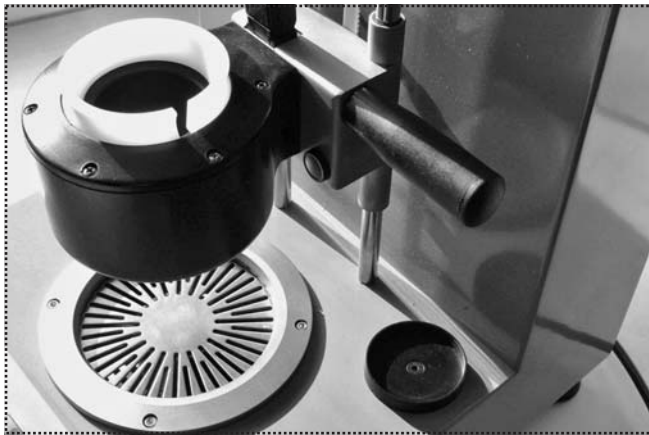


Рис. 1. Установка ТВЧ для сборки фрез с термопатронами

вают высокую точность закрепления, имеют отличную сбалансированность конструкции и способны передавать большие крутящие моменты. Предполагали, что такими качествами обладают термопатроны, принцип действия которых основан на нагреве зажимной части до температуры 400 °С, например, с помощью токов высокой частоты (ТВЧ) на специальных установках (рис. 1) с целью расширения посадочного отверстия с номинальным диаметром соединения $d_{н.с}$ на величину $\Delta d_{н.с}$ его приращения. Далее в расширенное отверстие устанавливают хвостовик фрезы с последующим охлаждением полученной сборки до 20 °С и возвращения диаметра посадочного отверстия к исходному размеру $d_{сжат}$.

С учетом анализа, выполненного в работе [1], были рассчитаны размеры отверстия $d_{сжат}$ термопатронов при температуре 20 °С (табл. 1).

На рис. 2 показаны расчетные зависимости приращений диаметров термопатронов и фрез, из которых следует, что для придания универсальности необходимо задать величину сборочного зазора, возникающего при нагреве термопатрона, по параметрам закрепления твердосплавных фрез.

Для проверки пригодности термопатронов с рассчитанными размерами для передачи крутящих моментов M_k , возникающих при фрезеровании титановых сплавов быстрорежущими фрезами, рассчитывали минимально необходимое контактное давление p , создающее минимальный натяг $N_{мин}$ в соединении, обеспечивающий передачу требуемого крутящего момента M_k . Для этого удельное контактное давление p должно быть не менее

$$p = \frac{2M_k}{\pi d_{н.с}^2 l_{тр}}, \quad (1)$$



Рис. 2. Зависимости приращений номинального диаметра соединения при нагреве в процессе разборки комплектов

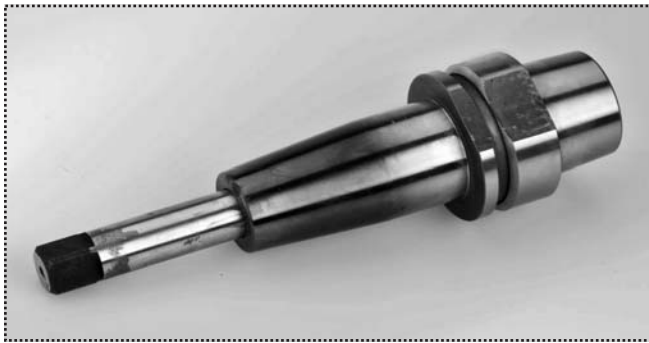


Рис. 3. Оправка в сборе с втулкой после охлаждения

где l – длина контакта хвостовика фрезы и отверстия;

$f_{тр}$ – коэффициент трения при установившемся процессе раскрепления.

Путем подстановки вместо $d_{н.с}$ значений диаметров ($d_{н.с} + \Delta d_{н.с}$) для термоматрона (см. табл. 1) рассчитывали значения M_k .

Расчеты M_k были проверены экспериментально. Для этого изготовили модели термоматронов и оправки, имитирующие хвостовики концевых фрез диаметром $d = 16$ мм из быстрорежущей стали с различными отклонениями (рис. 3 и табл. 2).

Нагрев моделей термоматронов до $400\text{ }^\circ\text{C}$ проводили в течение 22 с в ограниченной зоне длины контакта термоматрона и оправки. Экспериментальную оправку вставляли в расширенное отверстие модели термоматрона для закрепления. При охлаждении до комнатной температуры диаметр отверстия возвращался к размеру $d_{сжат}$, при этом возникал натяг в соединении с оправкой. Термоматрон с закрепленной оправкой устанавливали в фиксирующее устройство и за "квадрат" оправки поворачивали динамометрическим ключом. Удерживающий

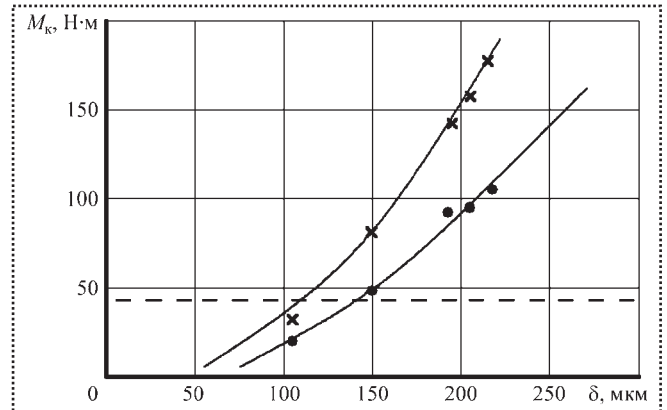


Рис. 4. Экспериментальные зависимости крутящих моментов M_k от величины δ натяга:

× – при длине соединения 60 мм;

● – при длине соединения 30 мм;

— — — крутящий момент сил резания при фрезеровании титановых сплавов BT-3 фрезой диаметром 16 мм с четырьмя режущими зубьями при скорости резания 30 м/мин, глубине 2,5 мм и подаче 0,3 мм/зуб

крутящий момент $M_{кр}$ определяли по началу поворота оправки относительно термоматрона.

Устанавливали зависимости M_k от величины натяга N_{min} [1] в соединении, толщины стенки термоматрона и длины соединения. Для получения эмпирических формул расчета крутящего момента, передаваемого соединением термоматрона и хвостовика фрезы, проводили эксперименты с применением ортогонального планирования второго порядка для трех независимых переменных, варьируемых на пяти уровнях. Выбор плана эксперимента обусловлен расчетными данными о наличии зависимостей второго порядка крутящего момента от величины натяга в исследуемых соединениях. Использовали матрицу планирования после преобразования квадратичного переменного. Осуществляли по 15 серий измерений в трехкратной повторности для каждого

Таблица 2

Размеры специальных оправок

№ оправки	1	2	3	4	5	6	7	8
d	16,0	16,0	15,8	15,9	16,0	16,1	16,2	16,3
Допуск	h6	h7	m6	m6	m6	m6	m6	m6
Значение допуска	0	0	+0,018	+0,018	+0,018	+0,018	+0,018	+0,018
	-0,011	-0,017	+0,007	+0,007	+0,007	+0,007	+0,007	+0,007



соединения. В целях уменьшения погрешностей и исключения влияния посторонних неконтролируемых факторов проводили рандомизацию опытов.

На рис. 4 приведены экспериментальные зависимости крутящих моментов M_k от величины натяга N_{\min} и длины соединения. Как видно, при натягах более 140 мкм и длине соединения не менее 30 мм передаваемые M_k превышают величину момента сил резания при фрезеровании титанового сплава ВТ-3 фрезой диаметром 16 мм.

Выводы

С целью совершенствования системы инструментального обеспечения механических цехов предприятий, изготавливающих высокотехнологичную продукцию, разработана и испытана

универсальная конструкция термоматрона для закрепления концевых фрез как из быстрорежущих сталей, так и из твердых сплавов.

Экспериментальная проверка фактического крутящего момента для соединения термоматрона со стальной оправкой диаметром 16 мм подтвердила правильность выбранного способа решения поставленной задачи.

При установленных в данной работе размерах отверстий термоматрона и полях допусков на них величина передаваемого термоматроном крутящего момента в 2...2,5 раза превышает моменты максимальных сил, возникающих при фрезеровании концевыми фрезами диаметром 6...32 мм различных обрабатываемых материалов.

Библиографический список

1. Маслов А.Р. Условия многократной установки инструмента посредством термической деформации // Сборка в машиностроении, приборостроении, 2009. № 12. С. 48–50.

УДК 621.318.44(088.8)

А.В. Трегубов, канд. техн. наук, **О.М. Ладыгина** (Волжский политехнический институт (филиал) Волгоградского государственного технического университета, г. Волжский)
E-mail: vto@volpi.ru

Кольцевое наматывание тонкими проводами обмоток малогабаритных кольцевых магнитопроводов

Предложен способ и станочное оборудование для наматывания провода в малогабаритных кольцевых обмотках разной высоты с использованием челноков и шпуль изменяемой кривизны, что повышает качество изделий.

The way and machining facilities for wire winding in small-sized ring windings of different height with use of shuttles and sheaves changeable curvature that raises quality of products is offered.

Ключевые слова: малогабаритные кольцевые обмотки, методы кольцевого наматывания тонких проводов, оборудование для кольцевого наматывания.

Key words: small-sized ring winding, methods of ring winding by thin wires, the equipment for ring winding.

В элементной базе современного приборостроения такие изделия, как электрические микромашины, магнитные головки, катушки

большой индуктивности и высокой стабильности, не могут быть реализованы на базе микроэлектроники. Особое место занимают малогабаритные катушки на кольцевых магнитопроводах. Их используют в качестве трансформаторов и катушек индуктивности в логических, запоминающих и переключающих элементах. Преимущество изделий с элементами логики на кольцевых сердечниках – их защищенность от сверхмощных электромагнитных излучений, поэтому объем выпуска кольцевых обмоток для систем двойного назначения составляет десятки миллионов штук.

Наиболее ответственной и трудоемкой операцией при изготовлении кольцевых обмоток является процесс наматывания, причем прямое наматывание провода с тарной катушки неосуществимо. Операция состоит из двух переходов. Вначале создают запас провода



в виде одного или нескольких кусков, затем придают ему необходимое расположение или изменяют его форму для удобства осуществления основного перехода, после чего проводят намотку на кольцевой сердечник, причем для образования каждого витка обмотки весь провод должен пройти через отверстие кольцевого каркаса.

С каждым витком внутреннее отверстие катушки уменьшается, при этом витки обмотки должны располагаться по периметру кольца с заданным шагом. Натяжение провода при затягивании витка на магнитопроводе должно находиться в установленных пределах для соблюдения электрических характеристик обмотки, а радиусы изгиба провода и количество перегибов одного и того же его участка не должны превышать установленных величин для сохранения целостности его изоляции. Количество витков во всех обмотках магнитопровода, электрические характеристики, сопротивление изоляции должны строго соответствовать заданным значениям.

Некоторые характеристики кольцевых обмоток:

- внутренний диаметр до 0,5 мм;
- отношение высоты к внутреннему диаметру – до 20;
- длина провода до 6 м;
- диаметр проводов 0,06...0,15 мм.

Указанные особенности процесса наматывания кольцевых обмоток, а также определенные сочетания технических требований к их конструкции, точности и надежности затрудняли или вообще не позволяли использовать стандартное намоточное оборудование, ввиду чего операция намотки проводов на малогабаритные кольцевые каркасы стала тяжелым ручным трудом.

Возрастающий выпуск, высокая трудоемкость, сложность и ответственность процесса кольцевого наматывания предопределили необходимость создания нового оборудования для массового производства современных

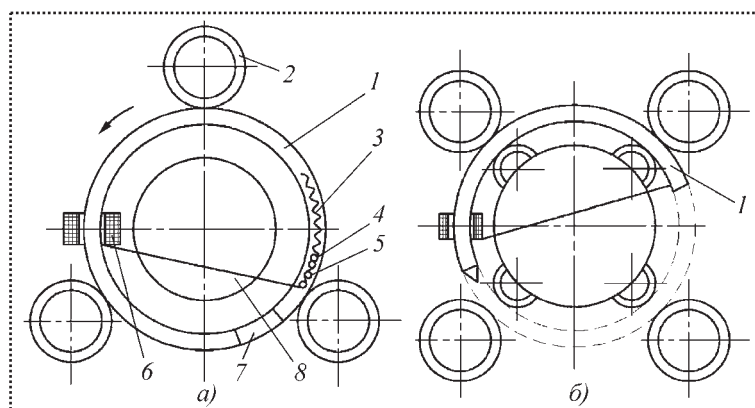


Рис. 1. Наматывание провода с круговой траекторией движения челнока: а и б – кольцевой и полукольцевой трубчатые челноки

конструкций кольцевых обмоток высокого качества. Намечены технико-экономические характеристики перспективных намоточных станков (ОСТ 4ГО.059.024 и др.).

Для создания нового оборудования необходим анализ всех известных технических решений. Цель такого анализа – выбор наиболее удачных из них, выявление их существенных недостатков и их устранение. В результате такого подхода сохраняются ранее достигнутые преимущества и появляются новые, синтезирующие совершенно новые показатели качества и характеристики объекта. Такой подход позволил провести ряд успешных исследований, одно из которых приведено в данной статье.

Наибольшее распространение в промышленности нашла схема наматывания, показанная на рис. 1, а.

Трубчатый челнок 1 вращают фрикционные ролики 2. Запас провода 3, предварительно намотанного в спираль, закладывают в полость кольцевого челнока. Конец провода пропускают через конус 4 и ролики 5, а затем через окно челнока выводят на кольцевой каркас 6. Для снятия готовой обмотки и установки кольцевого каркаса челнок имеет съемный сектор 7. Направляющие пластины 8 предназначены для предотвращения скручивания провода. Натяжение провода осуществляют за счет инерционных сил, возникающих при движе-



нии спирали, трения спирали о челнок, провода о конус, ролики и направляющие пластины.

Преимущества этой схемы:

- высокая скорость наматывания;
- возможность наматывания одним запасом провода нескольких обмоток;
- совмещение наматывания кольцевой обмотки с наматыванием запаса провода;
- большая длина запаса провода.

Недостатком схемы является необходимость разъема замка кольцевой шпули, что приводит к непроизводительной затрате времени при смене кольцевых каркасов.

На рис. 1, б представлена аналогичная схема наматывания. Отличие заключается в выполнении челнока 1 в виде полукольца, что значительно облегчает наматывание одним запасом провода нескольких обмоток.

К недостаткам обеих схем наматывания малогабаритных кольцевых обмоток с круговой траекторией движения челнока следует отнести:

- малое значение отношения высоты катушки H_k к минимальному внутреннему диаметру d_b^{\min} ;
- практическую невозможность одновременного наматывания нескольких обмоток на один каркас, что объясняется трудностью изготовления многозаходной полый спирали запаса

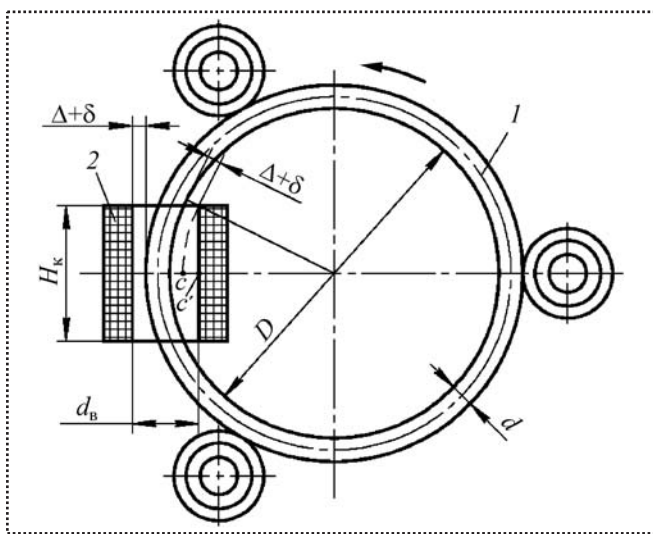


Рис. 2. Расчетная схема наматывания обмотки с круговой траекторией движения челнока

провода и заправки ее в челнок малого внутреннего диаметра;

- повреждение изоляции провода во внутренней полости обмотки челноком, движущимся с высокой скоростью при изготовлении обмоток, внутренний диаметр которых значительно превышает диаметр трубки челнока;
- неточную раскладку провода.

Оценим диаметр челнока при требуемом отношении H_k/d_b^{\min} для наматывания с круговой траекторией движения челнока 1 (рис. 2).

Обозначив расстояние cc' через ϵ , получим

$$H_k = 2 \sqrt{\left[\frac{D}{2} - (\Delta + \delta) \right]^2 - \left[\frac{D}{2} - (\Delta + \delta + \epsilon) \right]^2};$$

$$d_b = d + 2(\Delta + \delta) + \epsilon,$$

где d_b – внутренний диаметр намотанной обмотки 2 при ее высоте H_k после наматывания;

d – диаметр описанной окружности поперечного сечения челочно-шпульной группы (челнока);

$\Delta + \delta$ – установленный зазор между отверстием намотанной обмотки и челноком;

D – диаметр окружности, проходящей через ближайшие к оси вращения челнока точки описанной окружности поперечного сечения челнока;

δ – радиальное биение челнока в зоне кольцевой обмотки;

Δ – смещение обмотки от центра вращения в механизме поворота каркаса.

Тогда с относительной ошибкой менее 1 % получим зависимость:

$$D = \left(\frac{H_k}{d_b^{\min}} \right)^2 \frac{[d + 2,2(\Delta + \delta)]^2}{0,8(\Delta + \delta)}$$

при $(\Delta + \delta) \ll D$, $\epsilon \leq 0,2(\Delta + \delta)$.

При $\frac{H_k}{d_b^{\min}} = 3; 6; 10$ получим соответственно

$D = 216; 865; 2400$ мм.

Очевидно, что расширить технологические возможности рассматриваемых схем путем уве-

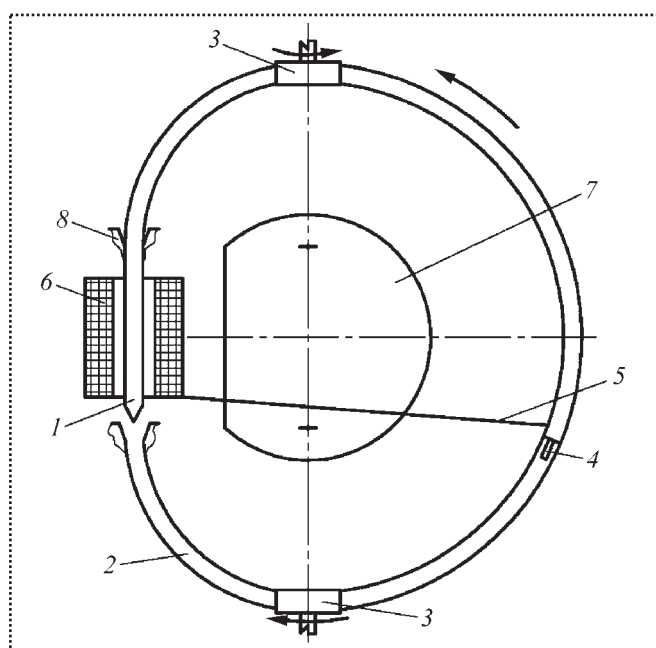


Рис. 3. Схема наматывания кольцевых обмоток гибким челноком-шпулей

личения отношения $\frac{H_k}{d_B^{\min}}$ за счет значительного

увеличения диаметра D окружности челнока невозможно ввиду резкого уменьшения жесткости и точности челнока и увеличения его радиального биения во внутренней полости обмотки.

Предложена принципиальная схема (рис. 3) наматывания высоких малогабаритных кольцевых обмоток небольшого внутреннего диаметра с использованием челнока изменяемой кривизны.

Челнок 1 установлен в направляющей 2 и приводится в движение при помощи двух пар ведущих и прижимных роликов 3 , оси которых лежат в плоскости, параллельной плоскости движения челнока 1 . Шпуля 4 размещена внутри челнока, конец провода 5 выведен из челнока через радиальный зазор в направляющей 2 и закреплен на каркасе 6 . Щеточное тормозное устройство 7 предназначено для направления и предотвращения скручивания провода. Оно, кроме того, принимает на себя ту часть провода, которая сматывается со шпули во время ее движения по инерции. В каче-

стве основы челнока использована цилиндрическая спиральная пружина. В зоне каркаса 6 челнок 1 движется в отдельной направляющей 8 . Челнок 1 , приводимый в движение роликами 3 , движется по каналу, образованному направляющими 2 и 8 , и происходит намотка.

На рис. 4 приведены схемы установки шпули в челнок и челнока со шпулей в направляющей.

Такое решение позволяет на участке кольцевого каркаса направить челночно-шпульную систему строго по прямой траектории, получив практически любое отношение высоты обмотки к ее внутреннему диаметру. Это же преимущество позволяет на участке схода провода со шпули получить регулируемую или управляемую по программе траекторию движения шпули, обеспечивающую при максимальной орбитальной скорости челнока допустимый максимум ускорения сматывания провода со шпули [1].

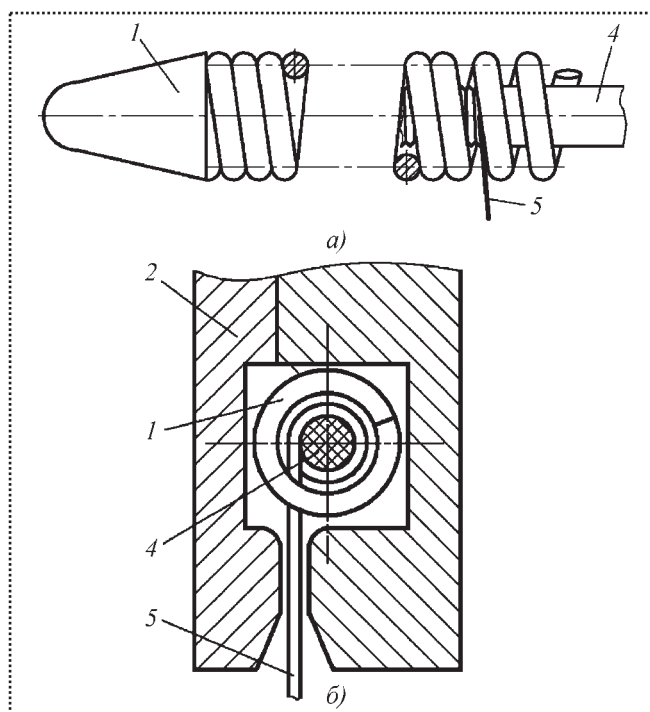


Рис. 4. Относительное расположение челнока и шпули:
 а – челнок со шпулей в направляющей;
 б – установка шпули в челноке;
 номера позиций соответствуют рис. 3

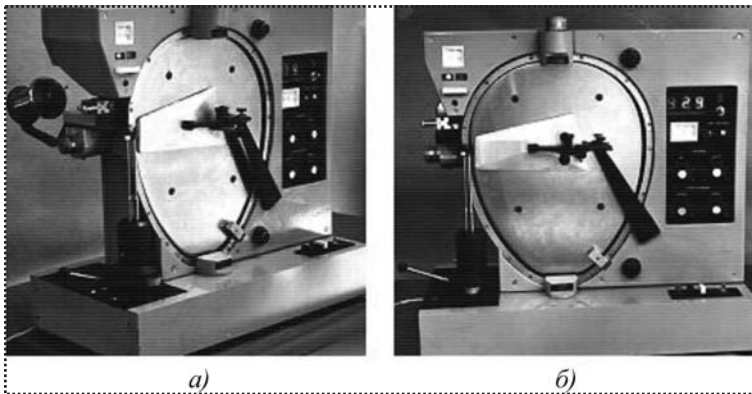


Рис. 5. Промышленные образцы устройств кольцевого наматывания обмоток с комбинированной прямолинейно-круговой траекторией движения челнока:

а – СНК-1; б – СНК-2

Возможность установки направляющей δ в отверстие кольцевой обмотки (ввиду гибкости челнока) гарантирует отсутствие повреждений изоляции провода и его обрывов во внутренней

полости обмотки движущимся челноком и обеспечивает точную раскладку провода на магнитопроводе. Спиральный моток запаса провода выполнен на гибкой основе 4, что значительно повышает производительность процесса за счет сокращения вспомогательного времени подготовки и установки запаса провода [2].

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования предложенного метода кольцевого наматывания позволили разработать серию промышленных образцов (рис. 5), внедренных на ряде предприятий отечественной промышленности.

Библиографический список

1. А.с. № 1293766. Устройство для намотки кольцевых катушек / А.В. Трегубов, А.П. Колченко // Б.И. 1987. № 8.
2. А.с. № 1256103. Способ намотки длинномерного материала на гибкую основу и устройство для его осуществления / А.В. Трегубов, В.Г. Симоненко // Б.И. 1986. № 33.

УДК 621.791.3

В.Н. Штенников, канд. техн. наук (Уральский электромеханический завод, г. Екатеринбург)
E-mail: shtennikov@uemz.ru

Сопоставление конвейерных и камерных печей для конвекционной пайки электронных компонентов

Для обеспечения требуемого температурного режима пайки и производительности процесса обычно рекомендуют использовать многозонные конвейерные печи. В статье показано, что существующие расчеты количества зон конвекционных печей часто основаны на предположении о возможности применения только конвейерных печей. Однако требуемую производительность групповой пайки электронных модулей можно обеспечить с помощью камерных печей соразмерной вместительности.

For maintenance of a demanded temperature mode of the soldering and productivity of process usually recommend to use the conveyor furnaces containing of many zones of heating. The author of article shows, what even at mass production it is not obligatory to use long многозонные conveyor furnaces.

Ключевые слова: производительность, электронный компонент, время пайки, температура пайки, паяльная печь.

Key words: productivity, an electronic component, the soldering time, the soldering temperature, the soldering furnace.

Большинство исследователей в области групповой пайки электронных компонентов на поверхность печатных плат указывают на необхо-

димость использования многозонных конвейерных конвекционных печей, отмечая необходимость решения следующих типичных задач [1]:

- обеспечение оптимального температурно-временного режима формирования паяных соединений;
- исключение перегрева термочувствительных компонентов;
- обеспечение максимальной производительности процесса.

В работе [2] сделано следующее заключение: "в связи с переходом на бессвинцовые технологии требуется больше времени на нагрев и охлаждение печатного узла. Чтобы выдержать требуемую скорость роста температуры, современные печи становятся длиннее; их длина достигает 12 м, а количество зон 9...11".

Попробуем разобраться, действительно ли для обеспечения требуемого температурного



профиля пайки и производительности процесса необходимо использовать многозонные конвейерные печи?

В работе [3] приведено условие теплового баланса нагреваемого модуля в печи для каждой из зон при условии, что перепад температуры между отдельными участками модуля гораздо меньше, чем между поверхностью печатного узла и теплоносителем:

$$C_n dt = \alpha t S_n d\tau, \quad (1)$$

где C_n – теплоемкость печатного узла, Дж·°С⁻¹;
 t – превышение температуры теплоносителя над температурой печатного узла в соответствующей зоне, °С;

α – коэффициент теплообмена, Вт·°С⁻¹·м⁻²;
 S_n – площадь поверхности печатного узла, м²;
 τ – время, с.

Из уравнения (1) можно получить формулу для скорости нагрева печатного узла (модуля) в печи:

$$v_n \equiv \frac{dt}{d\tau} = \frac{\alpha t S_n}{C_n}, \quad (2)$$

т.е. скорость нагрева модуля в печи пропорциональна коэффициенту теплообмена, площади поверхности модуля, разнице температуры между поверхностью модуля и теплоносителем и обратно пропорциональна теплоемкости модуля.

Путем элементарных преобразований, учитывая, что при нагреве выполняются условия $t_{\tau \rightarrow \infty} = t_T$; $t_{\tau \rightarrow 0} = 0$ (отсчет температуры в каждой из зон начинается с нуля), можно получить выражение для температуры печатного узла при конвекционном нагреве для каждой из зон, если температура теплоносителя в ней постоянная:

$$t_n = t_T (1 - e^{-\tau/\tau_0^H}), \quad (3)$$

где t_T – температура теплоносителя, °С;

τ_0^H – постоянная времени нагрева печатного узла, с:

$$\tau_0^H = \frac{C_n}{\alpha_n S_n}. \quad (4)$$

Кроме этого отметим, что коэффициент теплообмена в формулах (2) и (4) увеличивается с ростом скорости обдува модуля теплоносителем, его теплоемкости и теплопроводности [4]. Из уравнения (2), в частности, следует, что скорость нагрева прямо не связана с количеством зон в печи и ее размерами, наличием конвейера, его скоростью.

Разогрев модуля по требуемому профилю можно обеспечить в одной зоне камерной печи, исходя из соотношения (2), меняя температуру теплоносителя и коэффициент теплообмена. Разогрев же в каждой из зон конвейерной печи при условии постоянства скорости обдува теплоносителем идет только по экспоненциальному закону в силу постоянства температуры теплоносителя.

Согласно работе [5] "время цикла предварительного нагрева колеблется от одной до двух минут независимо от скорости нагрева". Основываясь на соотношениях (3), (4), с упомянутым наблюдением нельзя согласиться. Время разогрева для печатных плат с металлическим основанием, имеющим большую теплоемкость при равной площади поверхности, заметно больше, чем для печатных плат без него, что следует из уравнения (4) и опыта. Тот же источник сообщает, что рост температуры со 120 до 200...220 °С происходит в течение 10...15 с.

Однако эти данные, как легко заметить, не соответствуют требованиям ряда нормативных источников по максимально допустимой скорости нагрева электронных компонентов. По той же причине необходимо с большой осторожностью относиться к рекомендациям некоторых авторов проводить принудительное охлаждение печатного узла после пайки, так как при этом скорость изменения температуры может оказаться значительно выше предельно допустимой.

В современных печах Hotflow также предусмотрена регулировка скорости вращения вен-



тиляторов. Тенденции в мировой практике не противоречат соотношению (2).

Повышение коэффициента теплообмена в конвекционных печах приближает их по характеристикам и получаемому результату к установкам конденсационной (парофазной) пайки: нагрев модуля можно осуществлять быстрее и только до температуры теплоносителя.

Необходимо, однако, отметить, что увеличение скорости обдува, как и большое значение коэффициента теплообмена, в случае парофазной пайки имеет как свои преимущества, так и недостатки. К преимуществам можно отнести быстрое достижение требуемой температуры нагрева как легкими, так и массивными компонентами, к недостаткам — опасность сдува компонентов, слишком высокий рост температуры для термочувствительных компонентов, риск окисления поверхностей в зависимости от теплоносителя.

Для реализации самого бюджетного профиля — нагрева по экспоненте достаточно иметь одну зону с постоянной температурой теплоносителя t_t . Нагрев модуля в этом случае можно оценить по соотношениям (3), (4).

Для реализации линейного температурного профиля, учитывая относительное постоянство коэффициента теплообмена, исходя из соотношения (2), необходимо поддерживать постоянную разницу температуры между поверхностями модуля и теплоносителя. Другими словами, нужно задать первоначальную разницу температур между поверхностью модуля и теплоносителя по известной из ТУ или других нормативных материалов скорости нагрева и другим параметрам формулы (2), а затем поддерживать эту разницу до достижения модулем пиковой температуры.

Затем следует изменить температуру теплоносителя таким образом, чтобы разница температур теплоносителя и поверхности модуля сохранилась и поддерживалась постоянной вплоть до достижения температуры окружающего воздуха вне печи, но имела обратный знак. Такой режим обеспечит самый рациональный температурный режим пайки — мак-

симально возможную скорость как нагрева, так и охлаждения модуля.

Значит, выполнить нагрев модуля по оптимальному профилю можно и в одной печи, программируя должным образом температуру теплоносителя. Печи с использованием такого принципа называются камерными.

Действительно, в работе [6] упоминаются как конвейерные печи, в которых температура теплоносителя постоянная, так и камерные с одной зоной нагрева. В последних требуемый профиль пайки осуществляется путем изменения температуры теплоносителя внутри камеры по определенному закону.

Следовательно, целесообразность использования длинных многозонных конвейерных печей ставится под вопрос, если не учитывать такой важный фактор, как производительность печи. Однако проблема обеспечения высокой производительности процесса также не предопределяет применение только конвейерных печей.

Пусть максимальная скорость нагрева модуля должна быть $2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$. Тогда нагрев с 20 до $220\text{ }^{\circ}\text{C}$ будет продолжаться не менее 100 с . Строго говоря, охлаждение модуля также следует проводить при скорости, не превышающей указанную. Таким образом, вне зависимости от количества зон модуль должен находиться в печи в течение не менее 200 с .

Если камерная печь вмещает только один модуль, то ее производительность составит $1/200$ модуля в секунду с учетом времени, потраченного на нагрев и охлаждение.

Пусть длина модуля составляет 200 мм , тогда конвейерная печь обеспечит производительность $1/20$ модуля в секунду при скорости транспортера $10\text{ мм}/\text{с}$. Длина же зон нагрева и охлаждения составит $2 \times 1000\text{ мм}$ или 2000 мм . Одновременно в зоне нагрева и охлаждения печи будет находиться 10 модулей.

Достаточно применить камерную печь объемом не один, а 10 модулей, и ее производительность сравняется с производительностью вышеописанной конвейерной печи. При этом



для конвейерной печи необходимо использовать до 10 нагревателей, а для камерной — один. Площадь, занимаемая конвейерной печью, соответствует площади 10 модулей с резервированием места для нагревателей и теплоизоляции, а камерной — только одного модуля с аналогичным запасом.

Таким образом, и с учетом производительности нет необходимости применять только конвейерные печи даже при крупносерийном и массовом производстве.

Значит, нельзя согласиться с утверждением, что "конвейерные печи более дорогие, но позволяют обеспечить лучшую управляемость процесса и высокую производительность, поэтому камерные печи применяются только в единичном и мелкосерийном производстве" [1].

Подтверждает наши выводы, например, источник [7], в котором описана вертикальная модульная печь оплавления MVSR, использующая описанные преимущества камерной печи (поддерживаемая постоянная разница температур поверхностей модуля и теплоносителя, обеспечивающая постоянную скорость нагрева первого; большой объем загрузки без применения конвейера).

Таким образом, приведенные соотношения (2)–(4), а также источники [6], [7] позволяют сформулировать следующие выводы:

– существующий расчет количества зон конвекционных печей основан на недостаточно обоснованном предположении о возможности применения только конвейерных печей;

– требуемую производительность групповой пайки электронных модулей можно обеспечить с помощью камерных печей соразмерной вместительности;

– использование конвейерных печей с большим количеством зон оправдано необходимостью обеспечения одинаковой скорости нагрева модулей и позволяет приблизить их по характеристикам нагрева к камерным печам;

– применение камерных печей целесообразно как в мелко-, так и в крупносерийном производстве, управляемость процесса нагрева в них электронных модулей более высокая, чем в конвейерных.

Библиографический список

1. **Основы** технологии и оборудование для поверхностного монтажа http://www.elinform.ru/articles_4.htm.
2. **Технология** электромонтажа: Методические указания по разработке курсового проекта и подготовки к занятиям по технологии электромонтажа http://window.edu.ru/window_catalog/pdf2txtp_id=26543&p_page=6.
3. **Штенников В.Н.** Нагрев и охлаждение печатного узла при конвекционной пайке // Производство электроники. № 1. 2009. С. 27–28.
4. **Лыков А.В.** Теплообмен. Справочник. 2-е изд., М.: Энергия, 1978. 480 с.
5. **Вотинцев А., Борисенков С.** Технология печатного монтажа. Шаг за шагом. <http://www.electronics.ru/issue/2005/1/22>.
6. **Reflow** ovens solution to the challenges of increased productivity and greater Flexibility. <http://www.global-electronics.net/link/en/20297713#20297713>.
7. **Вертикальные** модульные печи оплавления MVSR http://www.zelenyuk.ru/article/smt_reflow/smt_vertical_oven.html.

УДК 621.825.54

М.П. Шишкарёв, д-р техн. наук (Ростовская-на-Дону государственная академия сельскохозяйственного машиностроения)
 E-mail: Shishkarev@tam.rgashm.ru

Компоновка базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения

На основе анализа схем и оптимизации компоновки адаптивной фрикционной муфты (АФМ) показано, что точность срабатывания АФМ второго поколения с дифференцированными парами трения выше, чем такой же муфты со всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы.

On the basis of the analysis of circuits and optimisation of arrangement of an adaptive frictional clutch it is displayed, that exactitude of operation AFC of 2nd generation with differentiated steams of a friction above, than exactitude of operation AFC with all leading steams of a friction of the basic frictional group.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, коэффициент точности, ведущие пары, ведомые пары, коэффициент усиления.

Key words: adaptive frictional clutche, the exactitude factor, the leading steams, led steams, an amplification factor.

Предохранительные фрикционные муфты широко применяют в приводах сборочного оборудования для ограничения нагрузок, возникающих на рабочих органах. Стабильность передаваемой муфтами нагрузки невелика вследствие непостоянства коэффициента трения между фрикционными парами, что зачастую приводит к выходу из строя деталей привода.

Цель работы – оптимизация компоновочной схемы адаптивной фрикционной муфты второго поколения по критерию точности срабатывания.

В работах [1, 2] рассмотрен базовый вариант АФМ второго поколения с дифференцированными парами трения типа "ведущие пары – ведомые пары". Особенностью АФМ является отрицательно-нулевая обратная связь и наличие двух фрикционных групп 1 и 2 (рис. 1), по-

следняя из которых не охвачена обратной связью.

Формула для вычисления величины вращающего момента АФМ с дифференцированными парами трения (верхняя часть рис. 1) имеет следующий вид [1]:

$$T_n = F_n R_{cp} f \frac{z+1-Cf}{1+(z-1)Cf}, \quad (1)$$

где F_n – сила натяжения замыкающей пружины 4;

R_{cp} – средний радиус поверхностей трения обеих фрикционных групп;

f – коэффициент трения между поверхностями трения;

z – число пар трения фрикционной группы 1, охваченной отрицательной обратной связью;

C – коэффициент усиления обратной связи:

$$C = \frac{R_{cp}}{r} \operatorname{tg} \alpha,$$

r – радиус окружности, на которой расположены отжимные элементы 3 управляющего устройства обратной связи;

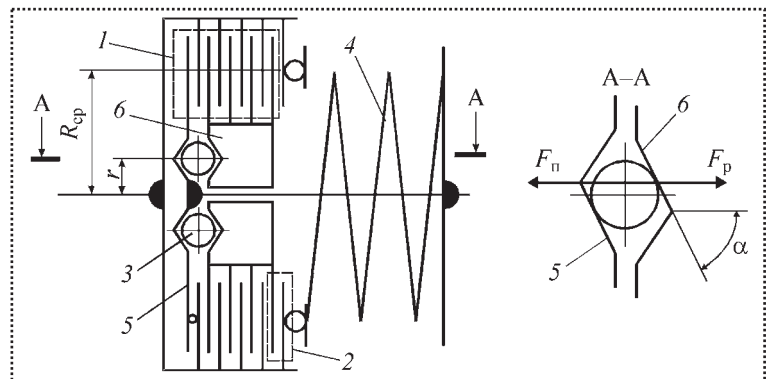


Рис. 1. Принципиальные схемы вариантов базовой модели АФМ второго поколения



α – угол скоса гнезда под отжимной элемент (см. рис. 1, А–А).

На основании формулы (1) коэффициент точности муфты:

$$K_T = \frac{f_{\max} \left[1 + (z-1) \frac{1}{m} \right]}{f_{\min} \left(z + 1 - \frac{1}{m} \right)}, \quad (2)$$

где f_{\min} , f_{\max} – соответственно минимальное и максимальное значения коэффициента трения;

m – коэффициент, характеризующий интервал изменения его величины:

$$m = \frac{f_{\max}}{f_{\min}}.$$

Формула (2) записана с учетом того, что согласно рекомендациям работы [1] $C = 1/f_{\max}$.

Рассмотрим вариант АФМ со всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы 1 (см. рис. 1, нижняя часть). Он отличается от предыдущего тем, что слева основная фрикционная группа опирается на упорный диск 5 через упорный подшипник. Следовательно, крайний слева фрикционный диск практически лишен кинематической связи с упорным диском в окружном направлении и нажимной диск 6 передает всю нагрузку между полумуфтами через отжимные элементы 3.

До настоящего времени этот вариант компоновки АФМ не рассматривали и не исследовали.

Полный вращающий момент АФМ

$$T'_n = T_1 + T_2, \quad (3)$$

где T_1 , T_2 – вращающие моменты соответственно адаптивной и неадаптивной частей муфты (основной и дополнительной фрикционных групп):

$$\begin{aligned} T_1 &= z R_{cp} f (F_n - F_p); \\ T_2 &= F_n R_{cp} f, \end{aligned} \quad (4)$$

F_p – распорная (отжимная) сила, возникающая в управляющем устройстве в результате

действия вращающего момента, который передает нажимной диск 6 (см. рис. 1, А–А):

$$F_p = \frac{T'_n}{r} \operatorname{tg} \alpha. \quad (5)$$

После подстановки правой части равенства (5) в первое из выражений формулы (4) с учетом (3) получим

$$T_1 = z F_n R_{cp} \frac{1 - Cf}{1 + zCf}. \quad (6)$$

В соответствии с выражениями (4) и (6) найдем

$$T'_n = (z + 1) F_n R_{cp} \frac{f}{1 + zCf}. \quad (7)$$

Из формулы (6) следует, что для рассматриваемого варианта АФМ ограничение величины коэффициента усиления имеет тот же вид, что и для первого варианта.

Сравнение величин T_n и T'_n по соотношениям (1) и (7) в предположении, что $T_n > T'_n$, приводит к неравенству

$$zCf(1 - Cf) > 0.$$

Данное неравенство с учетом принятого ограничения величины коэффициента усиления справедливо при всех значениях коэффициента трения кроме f_{\max} . Следовательно, АФМ с дифференцированными парами трения обладает более высокой нагрузочной способностью, чем АФМ со всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы. При максимальном коэффициенте трения оба варианта АФМ передают одинаковый предельный вращающий момент. Косвенно это указывает на более высокую точность срабатывания АФМ с дифференцированными парами трения.

Коэффициент точности АФМ со всеми ведущими парами трения с учетом формулы (7)

$$K'_T = \frac{f_{\max} (1 + zCf_{\min})}{f_{\min} (z + 1)}. \quad (8)$$

Анализ свидетельствует о полной идентичности соотношения (8) формуле для АФМ первого поколения (типа муфты Н.Д. Вернера)



[3]. Следовательно, АФМ первого поколения и базовый вариант АФМ второго поколения со всеми ведущими парами трения при $C = 1/f_{\max}$ обладают одинаковой точностью срабатывания.

Равенство величин вращающих моментов базового варианта АФМ второго поколения с дифференцированными и всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы при f_{\max} объясняется тем, что в данном случае вращающий момент передается только дополнительными фрикционными группами, которые имеют одинаковые параметры.

Сравнение значений K_T и K'_T по формулам (2) и (8) в предположении, что $K'_T > K_T$, приводит к неравенству

$$\frac{z}{m} \left(1 - \frac{1}{m} \right) > 0,$$

которое выполняется при всех значениях параметра z и при $m > 1$. Следовательно, базовый вариант АФМ второго поколения с дифференцированными парами трения обладает большей точностью срабатывания по сравнению с АФМ со всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы.

Сопоставим значения K_T и K'_T для случая, когда $C < 1/f_{\max}$. С целью упрощения положим, что $C_i = n_i C$, где C_i – текущее значение коэффициента усиления; n_i – коэффициент ($n_i < 1$); $C = 1/f_{\max}$. При данном условии для f_{\max} вращающий момент основной фрикционной группы не обращается в нуль, а вращающий момент АФМ равен сумме вращающих моментов обеих фрикционных групп.

Запишем выражения (2) и (8) в виде

$$K_T = \frac{(z+1-n) \left[1 + (z-1) \frac{n}{m} \right]}{\left(z + 1 - \frac{n}{m} \right) [1 + (z-1)n]}; \quad (9)$$

$$K'_T = \frac{1+z \frac{n}{m}}{1+zn}. \quad (10)$$

Неравенство $K_T < K'_T$ с учетом (9), (10) приводит к неравенству

$$\frac{z-1}{m} n^2 + \left(1 + \frac{1}{m} \right) n - 1 > 0, \quad (11)$$

решение которого имеет вид

$$n \in \left(-\infty; \frac{-(m+1) - \sqrt{(m+1)^2 + 4m(z-1)}}{2(z-1)} \right) \cup \left(\frac{-(m+1) + \sqrt{(m+1)^2 + 4m(z-1)}}{2(z-1)}; +\infty \right). \quad (12)$$

Левая область значений в формуле (12) отрицательная, поскольку $z \geq 2$, поэтому значения коэффициента n , принадлежащие этой области, далее не рассматриваем.

Нижнее граничное значение правой области положительное и меньше единицы. Следовательно, в интервале значений $n_1 C \dots C$ АФМ с дифференцированными парами трения обладает более высокой точностью срабатывания по сравнению с АФМ со всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы. Для последнего случая

$$C = 1/f_{\max};$$

$$n_1 = \frac{\sqrt{(m+1)^2 + 4m(z-1)} - (m+1)}{2(z-1)}. \quad (13)$$

При $n < n_1$ АФМ со всеми ведущими парами трения имеет преимущество по точности срабатывания.

Первая производная функции (13) по аргументу z отрицательна, следовательно, увеличение числа пар трения основной фрикционной группы расширяет область значений коэффициентов усиления, при которых АФМ с дифференцированными парами трения обладает более высокой точностью срабатывания по сравнению с АФМ, имеющей все ведущие пары трения. При значении n_1 , вычисленном по формуле (13), точность срабатывания обоих вариантов АФМ одинакова.

Базовый вариант АФМ второго поколения имеет конструктивную разновидность, в которой средний радиус пары трения дополнительной фрикционной группы меньше, чем сред-



ний радиус пар трения основной фрикционной группы [4]. В данном случае вращающий момент АФМ с дифференцированными парами трения основной фрикционной группы

$$T_{\pi} = F_{\pi} R_{\text{cp}} f \frac{z+q(1-Cf)}{1+(z-1)Cf}, \quad (14)$$

а вращающий момент основной фрикционной группы

$$T_{\pi} = zF_{\pi} R_{\text{cp}} f \frac{1-qCf}{1+(z-1)Cf}. \quad (15)$$

Из соотношения (15) следует ограничение величины коэффициента усиления:

$$C \leq \frac{1}{qf_{\text{max}}}. \quad (16)$$

В формулах (14)–(16) параметр q – коэффициент:

$$q = \frac{R_{\text{cp},1}}{R_{\text{cp}}}, \quad (17)$$

где $R_{\text{cp},1}$ – средний радиус поверхностей трения дополнительной фрикционной группы.

Согласно данному выше определению и формуле (17) $q < 1$. Как следует из (16), предельная величина коэффициента усиления в рассматриваемом случае больше, чем при $R_{\text{cp},1} = R_{\text{cp}}$.

Коэффициент точности для рассматриваемого варианта АФМ с учетом (14), (16)

$$K_{\tau} = \frac{(z+q-1) \left[1+(z-1) \frac{1}{qm} \right] f_{\text{max}}}{\left[1+(z-1) \frac{1}{q} \right] \left[z+q \left(1-\frac{1}{qm} \right) \right] f_{\text{min}}}. \quad (18)$$

Для АФМ с $q < 1$ и всеми ведущими парами трения основной фрикционной группы

$$T_1 = zF_{\pi} R_{\text{cp}} f \frac{1-qCf}{1+zCf}; \quad (19)$$

$$T_{\pi} = F_{\pi} R_{\text{cp}} f \frac{z+q}{1+zCf}. \quad (20)$$

Из формулы (19) следует, что T_1 обращается в нуль при $C = 1/(qf_{\text{max}})$. Это значение коэффициента усиления соответствует предельному для АФМ с дифференцированными парами трения. Согласно формуле (20)

$$K'_{\tau} = \frac{\left(1+z \frac{1}{m} \right) f_{\text{max}}}{\left(1+z \frac{1}{q} \right) f_{\text{min}}}. \quad (21)$$

Сравнение коэффициентов точности с привлечением формул (18) и (21) в предположении, что $K_{\tau} < K'_{\tau}$, приводит к неравенству

$$1 - \frac{1}{q} \left(1 - \frac{1}{m} \right) \left[1 + (z-1) \frac{1}{q} \right] < 0, \quad (22)$$

которое при $q = 1$ выполняется при значениях

$$z > \frac{m}{m-1}.$$

Обычно $m > 3$, поэтому $z > 1,5$ и, поскольку рассматриваются многодисковые (в отношении основной фрикционной группы) варианты АФМ ($z > 1$), неравенство (22), безусловно, выполняется, тем более при $q < 1$. Следовательно, при максимальном значении коэффициента усиления, определяемом по соотношению (16), точность срабатывания АФМ с дифференцированными парами трения основной фрикционной группы выше, чем у АФМ со всеми ведущими парами трения.

Исследуем влияние величины коэффициента усиления на точность срабатывания АФМ при $q < 1$. В данном случае формулы для вычисления коэффициентов точности принимают вид:

$$K_{\tau} = \frac{(z+q-n) \left[1+(z-1) \frac{n}{qm} \right] f_{\text{max}}}{\left[1+(z-1) \frac{n}{q} \right] \left(z+q-\frac{n}{m} \right) f_{\text{min}}}; \quad (23)$$

$$K'_{\tau} = \frac{\left(1+z \frac{n}{qm} \right) f_{\text{max}}}{\left(1+z \frac{n}{q} \right) f_{\text{min}}}. \quad (24)$$



Неравенство $K_T < K'_T$, составленное с учетом (23), (24), удовлетворяется множеством решений (относительно коэффициента n , определяемого, как и выше, отношением текущего значения коэффициента усиления к максимальному), принадлежащих области действительных чисел:

$$n \in \left(\frac{\sqrt{1+4 \left[z \left(1 - \frac{1}{m} \right) - \frac{1}{m} \right] \frac{z-1}{zm} \left(1 - \frac{1}{m} \right) - 1}}{2 \frac{z-1}{qm} \left(1 - \frac{1}{m} \right)}; +\infty \right). \quad (25)$$

В решении опущена левая область значений коэффициента n , поскольку она содержит только отрицательные величины, противоречащие его физическому смыслу.

На рис. 2 показаны графики зависимостей (25) (левая часть) и (13) (соответственно кривые 1 и 2), построенные по исходным данным: $m = 8$, $q = 0,85$ (для кривой 1). Интервал значений коэффициента n , соответственно которому АФМ с дифференцированными парами трения имеет более высокую точность срабатывания, шире при $q < 1$, чем при $q = 1$. Действительно, при $C_{\max} = 1/(qf_{\max})$ упомянутый интервал для АФМ с дифференцированными парами трения составляет (0,69...0,93)...1,47, для АФМ с $q = 1 - (0,71...1,03)...1,25$. Как и при $q = 1$, в данном случае увеличение числа пар трения основной фрикционной группы приводит к расширению интервала значений коэффициента n .

Выявленная особенность может быть использована при расчетах и конструировании в

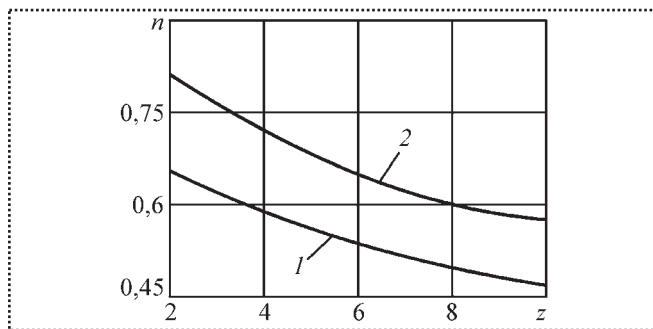


Рис. 2. Графики зависимостей коэффициента n от числа пар трения

том случае, когда варьирование и выбор оптимального значения коэффициента усиления связаны с необходимостью минимизации габаритных размеров и массы привода с АФМ.

Выводы

Точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколения со всеми ведущими параметрами трения основной фрикционной группы равна точности срабатывания АФМ первого поколения (типа муфты Н.Д. Вернера).

При максимальном значении коэффициента усиления точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколения со всеми ведущими параметрами трения основной фрикционной группы меньше, чем у АФМ с дифференцированными парами трения.

Существует единственное значение коэффициента усиления (меньшее максимального), при котором точность срабатывания обоих вариантов АФМ второго поколения одинакова. Если этот коэффициент меньше упомянутого значения, точность срабатывания АФМ со всеми ведущими параметрами трения основной фрикционной группы выше, чем у АФМ с дифференцированными парами трения. Упомянутое значение коэффициента усиления уменьшается при увеличении числа пар трения основной фрикционной группы.

Для АФМ второго поколения с неодинаковыми средними радиусами поверхностей трения основной и дополнительной фрикционных групп граничное значение коэффициента усиления, при котором точность срабатывания обоих вариантов муфты одинакова, выше, чем для АФМ с одинаковыми средними радиусами аналогичных поверхностей.

Библиографический список

1. А.с. 1430633 СССР, МПК⁴ F 16 D 7/02. Предохранительная фрикционная муфта / М.П. Шишкарев. — № 4048607/25–27; Заявлено 26.02.86; Опубл. 15.10.88. Бюл. № 38.
2. Шишкарев М.П. Об ограничениях при выборе параметров некоторых типов адаптивных фрикционных муфт // Вестник машиностроения. — 2001. № 7. С. 8–11.
3. Дьяченко С.К., Киркач Н.Ф. Предохранительные муфты. — Киев: Гостехиздат УССР, 1962. 122 с.
4. А.с. 1730488 СССР, МПК⁵ F 16 D 7/02. Предохранительная фрикционная муфта / М.П. Шишкарев. — № 4776309/27; Заявлено 29.12.89; Опубл. 30.04.92. Бюл. № 16.

УДК 629.114.2(075.32)

В.М. Виноградов, Б.В. Шандров, канд-ты техн. наук (МГТУ "МАМИ")
E-mail: H-316@yandex.ru

Особенности технологии автоматизированной сборки кузовов и кабин автомобилей в современных условиях

Рассмотрен новый подход к организации технологического процесса на примере совершенствования сборки автомобилей Волжского автомобильного завода.

Difficulties of assemblage of bodies of cars and a way of their overcoming are described on an example of the VAZ car factory.

Ключевые слова: кузов, изделие, сборочная единица, специализированное изделие, базовая поверхность, комплект, производственный процесс, технологический процесс, сборочный комплект, комплектующее изделие, технологическая операция, рабочее место, позиция, технологический переход, сборочное производство, метод сборки, взаимозаменяемость, пригонка, производственная партия, организация сборки.

Key words: body, product, assembly unit, specialized product, base surface, set, industrial process, engineering process, assembly set, component, manufacturing operation, workplace, position, manufacturing change, assembly production, assembly method, interchangeability, adjustment, producted batch, arrangement of assemblage.

В автомобилестроении трудоемкость сборки составляет 25...35 % общей трудоемкости изготовления изделия, а при большом объеме пригоночных работ в мелкосерийном производстве может достигать 40...50 %. Поэтому основным направлением снижения трудоемкости и повышения производительности сборки является устранение пригоночных работ, рациональное построение технологического процесса, его механизация и автоматизация.

Анализ современного отечественного автомобилестроения показывает, что в сборочном производстве ручной труд остается преобладающим.

Качество сборки, непосредственно влияющее на качество готовой продукции, лучше всего обеспечивается автоматической сбор-

кой, которая исключает монотонный, тяжелый физический труд и служит гуманизации производственных процессов. Несмотря на это уровень автоматизации сборки остается низким даже на машиностроительных заводах промышленно развитых стран, где в среднем каждый четвертый рабочий занят на сборочных операциях.

Опыт отечественного и зарубежного автомобилестроения показывает, что из-за проблем с обеспечением сборочного производства квалифицированными кадрами предприятия вынуждены искать новые организационные формы сборки или проводить комплексную автоматизацию.

Детальный анализ процессов сборки и различных аспектов ее автоматизации позволил выявить главные проблемы в этой области производства:

- непригодность конструкций автомобилей и их узлов к требованиям автоматической сборки;
- неэффективность замены механизмами ручных операций сборки без коренного изменения их содержания;
- жесткость требований к точности автоматических сборочных машин и их высокая стоимость;
- трудности в обеспечении быстрой переналадки, гибкости, надежности сборочного оборудования.

Кроме того, при автоматизации сборки риск неудачного решения намного выше, чем, например, в области механической обработки деталей.

Проектирование процессов сборки кузовов и кабин автомобилей с высоким уровнем авто-



матизации операций, обеспечивающих высокую экономическую эффективность, является сложной многовариантной задачей, успешное решение которой возможно только на основе сочетания многих математических методов с опытом и знаниями технологов-практиков. Процесс решения данной задачи включает в себя ряд взаимосвязанных этапов – от обработки конструкции изделия на технологичность до синтеза компоновок сборочных машин и линий с последующим компьютерным моделированием нескольких близких к оптимальному вариантов компоновок линий для детального анализа их работы в условиях, близких к производственным.

Структурная схема комплексной системы проектирования процесса сборки изделия (кузова автомобиля) и компоновки сборочного оборудования приведена на рисунке.

Компьютерное проектирование позволяет облегчить работу, но оно возможно только после формализации технологических задач и создания математических методов. Кроме того, для проектирования оптимальных вариантов технологических процессов сборки ку-

зовов необходима разработка эффективных методик и алгоритмов поиска.

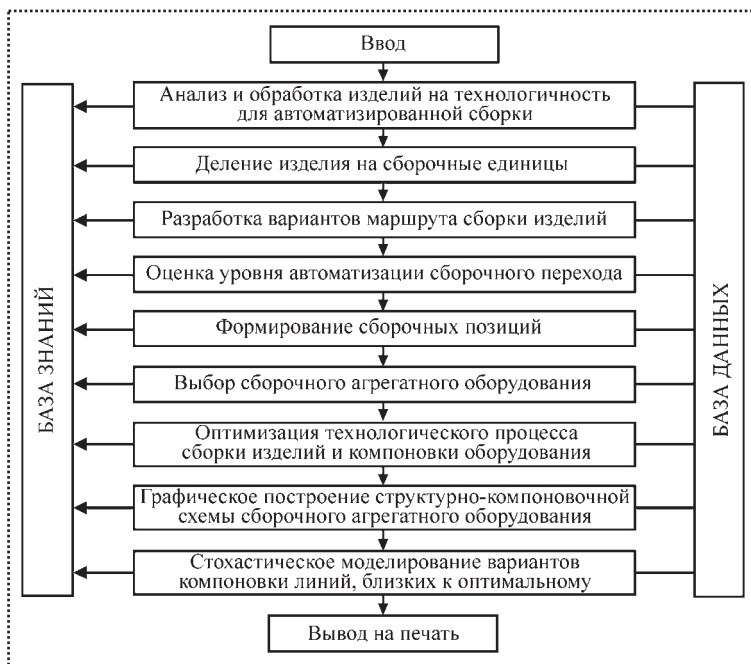
В связи со сложностью полной формализации технологических задач и отсутствием математических методов процесс проектирования в настоящее время строят в режиме диалога "проектант – компьютер" на основе систем компьютерной поддержки и решений, принимаемых на ранних стадиях проектирования.

Технологический процесс автоматизированной сборки кузовов осуществляется на основе сборки их элементов. Обычно такой процесс складывается из следующих операций:

- подготовка деталей к сварке после штамповки (мойка, очистка поверхностей от загрязнений, следов смазки и т.п.);
- фиксирование и закрепление деталей и сборочных единиц в сборочно-сварочных приспособлениях для обеспечения точности собираемых кузовов;
- предварительная сварка (для уменьшения трудоемкости сварки в одном сборочно-сварочном приспособлении);
- окончательная сварка в соответствии с требованиями чертежа;
- расфиксирование и съем сборочной единицы;
- контроль качества сварки и геометрических параметров сборочной единицы, выполняемый в соответствии с указанным в технической документации способом.

Разработанный технологический процесс документально оформляется в виде записи в технологических картах – пооперационно и в строгой последовательности. Технологические процессы при изготовлении кузовов и кабин разрабатываются на каждую сборочную единицу.

Основными требованиями при проектировании технологического процесса сборки-сварки кузова является точность сборки изготавливаемых сборочных единиц, возможность снижения продолжительности сборки, максимальное облегче-



Структурная схема комплексной системы проектирования процесса сборки кузова и компоновки сборочного оборудования



ние условий труда и обеспечение безопасности работ.

Технологический процесс автоматизированной сборки-сварки крупных сборочных единиц может быть построен по двум схемам: с одновременной закладкой в сборочно-сварочное приспособление (кондуктор) всех входящих в сборочную единицу деталей и последующей их сборкой, а затем окончательной сваркой всей конструкции либо с постепенным наращиванием конструкции при невозможности или труднодоступности одновременной сварки всей сборочной единицы.

Окончательную сборку кузова (первой комплектации), например легкового автомобиля, следует рассматривать как процесс, наиболее насыщенный всеми видами сборки и отделочных работ.

Выбор способа и формы организации процесса окончательной сборки зависит от объема выпуска или сменного задания сборки кузовов. Форма организации процесса определяется принятой технологией сборки, трудоемкостью технологических операций, а также сложностью конструкции кузова. Эти характеристики производства почти в равной степени определяют необходимое число рабочих мест для организации окончательной сборки кузова.

Большое значение при организации окончательной сборки кузовов имеет правильный выбор способа их транспортирования с одного рабочего места на другое, который зависит в основном от объема выпуска.

При минимальных сменных объемах выпуска целесообразно транспортировать кузова на тележках, которые одновременно служат подставкой для кузовов на рабочих местах. С увеличением объема выпуска удобнее проводить сборочные работы на пластинчатом конвейере, лента которого периодически совершает кратковременное движение для перемещения кузовов на один шаг.

В условиях современного массового производства кузовов, основанного на разделении и специализации труда сборщиков, необходима организация конвейерной сборки с макси-

мально возможным разделением технологических операций и наиболее коротким циклом.

Расчленение технологического процесса сборки обеспечивает равномерную загрузку рабочих мест в пределах расчетного такта сборки, повышает производительность труда и качество сборочных работ.

Характерными особенностями кузовных конструкций являются их относительно малая жесткость, большие размеры и сложность пространственных форм деталей. Это во многом предопределяет дифференцированный подход к выбору материалов для кузовных панелей. По статистике, в современном автомобильном кузове в настоящее время используется всего 36 % обычных сталей, 6 % алюминиевых сплавов и 58 % высокопрочных и сверхвысокопрочных сталей. Последнее обстоятельство оказывает существенное влияние на эволюцию кузова легкового автомобиля и совершенствование технологии его изготовления.

Важным этапом проектирования кузова, существенно влияющим на технологичность его конструкции, является расчленение кузова на сборочные единицы, которое обеспечивает параллельность сборки-сварки сборочных единиц и возможность механизации и автоматизации производственных процессов. Места разъемов сборочных единиц определяются конструктивно-силовой схемой кузова, а количество сборочных единиц – конструктивными соображениями или условиями и состоянием производства (технологическими соображениями). Например, крупногабаритная и трудоемкая в изготовлении сборочная единица, требующая сложного оборудования и оснастки, может быть расчленена на две или несколько сборочных единиц упрощенного производства.

В последнее время в массовом производстве наметилась тенденция укрупнения сборочных единиц, на которые расчленяется кузов. Например, кузов автомобиля ГАЗ-20 "Победа" собирали из 11 сборочных единиц, ГАЗ-21 "Волга" – из семи, ГАЗ-24 "Волга" – из шести,



а кузов автомобиля ВАЗ 2101 содержал лишь четыре крупные сборочные единицы.

Ужесточение требований к кузовам легковых автомобилей в последнее время (безопасности, технологичности конструкции, металлоемкости и пр.) в большой мере сказывается на широком использовании высокопрочных и коррозионно-стойких сталей при изготовлении кузовов, требующих при выполнении сварочных работ более совершенного оборудования и средств автоматизации. Это хорошо просматривается на примере эволюции производства кузовов на ВАЗе.

Основную массу деталей кузова автомобиля ВАЗ 2101 изготавливали из холоднокатаного проката стали 08Ю категории вытяжки СВ, ОСВ, наиболее простые детали – из стали 08кп и 08пс категории вытяжки ВГ. Прокат первой группы отделки поверхности для лицевых деталей кузова закупали за рубежом. Комплекс сварки кузовов классических моделей состоял из поточных линий на основе многоточечных машин и стенов ручной сварки. Оборудование отличалось высокой производительностью, относительной компактностью, надежностью в эксплуатации, хорошей ремонтпригодностью, но предназначалось для сварки непокрытых сталей и имело ограничения по сварке деталей из оцинкованных сталей. Кроме того, это оборудование имело недостаточную гибкость, что не способствовало изменению конструкции деталей в процессе модернизации автомобиля или смены модельного ряда.

При запуске в производство семейства автомобилей ВАЗ 2108 и 2109 изменились требования к кузову, который состоял из каркаса, съемных узлов и собирался из пяти сборочных единиц. В результате улучшилась технологичность конструкции кузова – снизилось количество деталей и сборочных единиц. Например, кузов автомобиля ВАЗ-2113 состоял из 536 деталей, а ВАЗ-2108 – из 368. Следствием этого явилось уменьшение числа сборочно-сварочных операций и сварных точек (с 7300 до 4300). При этом доля сварки на автоматических линиях увеличилась с 45 до 96 %.

В итоге трудоемкость изготовления кузова снизилась с 9,89 до 6,7 нормо-ч, численность рабочих в цехах сварки – на 350 человек.

Применение материала нового типа (электрооцинкованного проката) в значительной мере повлияло на технологию изготовления кузова. В силу специфических особенностей штамповки электрооцинкованного проката возросли затраты на штамповочные операции и потребовалось ужесточение технологической дисциплины. Худшая свариваемость оцинкованных сталей по сравнению с непокрытым металлом повлекла за собой повышенный износ сварочных электродов.

Следующий этап эволюции производства кузовов – разработка и постановка на производство автомобиля ВАЗ-2110, кузов которого, несмотря на более сложную конструкцию, содержал на 20 деталей меньше. Усложнение формы деталей кузова повлекло за собой увеличение объема применения высокотехнологичных штампуемых сталей (до 52 % массы автомобиля).

Повышение доли деталей из оцинкованных сталей потребовало принятия новых решений в отношении всего сборочно-сварочного комплекса, в том числе значительного усложнения механики и управления сварочных линий: общее число используемых сварочных роботов достигло 220. В состав автоматических линий кроме традиционных постов сварки вошли посты промазки кузова мастиками перед сваркой и нанесения высокопрочного клея на стыки капота перед его зафланцовкой. В линиях сварки в больших объемах (порядка 50 шт. на кузов) применяли полуавтоматическую и автоматическую дугоконтактную приварку болтов для крепления съемных элементов кузова.

Кузов автомобиля ВАЗ-2118 – очередной шаг на пути повышения безопасности и коррозионной стойкости за счет увеличения доли деталей из горячеоцинкованного проката по сравнению с электрооцинкованным. Проблема обеспечения свариваемости деталей из горячеоцинкованного проката решается за счет



использования сварочных роботов с новейшими системами управления циклом сварки и устройствами автоматической зачистки электродов. Применение электродов колпачкового типа с внутренним посадочным конусом позволяет значительно снизить затраты на электродные материалы.

Другая особенность кузовов автомобиля ВАЗ-2118 – большой объем низколегированных и двухфазных (ферритно-мартенситных) сталей повышенной прочности, освоенных отечественной металлургической промышленностью. Эти стали обладают несколько меньшей пластичностью, чем традиционные, и, как следствие, ограниченными возможностями по вытяжке, повышенным пружинением, оказывают большую нагрузку на штамповочную оснастку. Все это учитывали при разработке конструкции кузова автомобиля и технологии его изготовления. Например, при изготовлении кузова ВАЗ 2118 основу технологии составляют робототехнические комплексы, изначально рассчитанные на значительное увеличение объемов применения горячеоцинкованной стали. Причем число роботов возросло до 360, т.е на 64 % по сравнению с комплексом сварки автомобиля ВАЗ-2110. При этом существенно изменился подход к построению самих автоматических линий.

Роботы нового поколения грузоподъемностью 150/200/300 кг позволили перейти к технологической схеме так называемого "сада роботов", где автоматы не только выполняют операции сварки, но и манипулируют сборочными единицами в процессе доварки кузова

на стационарных клещах, передают его с поста на пост.

Новый подход к организации технологического процесса позволяет отказаться от сложных традиционных линейных транспортеров, существенно повысить технологическую гибкость оборудования при последующих модернизациях автомобилей. Появилась возможность применять современные специализированные пакеты компьютерного моделирования для оптимизации пропускной способности линий и емкости накопителей.

Такой подход позволяет также оптимизировать проектирование, изготовление и аттестацию всей технологической оснастки сварочных линий с использованием математических моделей деталей кузова и в конечном итоге обеспечивает лучшую собираемость кузовов и их оптимальную геометрию. Причем оптимизация сборочно-сварочных операций и оценка технологичности конструкции (возможности доступа сварочных клещей к месту сварки) выполняются еще на этапе проектирования сварочной оснастки, что значительно снижает затраты и сокращает сроки подготовки производства.

Библиографический список

1. **Виноградов В.М.** Технология сборки кузовов и агрегатов автомобилей и тракторов: учеб. пособие для студ. учреждений сред. проф. образования / В.М. Виноградов. – М.: Издательский центр "Академия", 2009. 208 с.
2. **Виноградов В.М., Черепашин А.А., Шпунькин Н.Ф.** Основы сварочного производства: учебное пособие для студентов высш. учебн. заведений. М.: Издательский центр "Академия", 2008. 272 с.
3. **Технология** автомобилестроения: учебник / А.Л. Карунин, Е.Н. Бузник, А.И. Дашенко и др.: под ред. А.И. Дашенко. М.: Академический Проект: Трикста, 2005. 624 с.

УДК 621.71-52

Л.В. Божкова, М.В. Вартанов, *д-ра техн. наук,*
 Бакена Мбуа Ж.К., *аспирант (МГТУ "МАМИ")*
 E-mail: bamjec@yahoo.fr, iptm@mami.ru

Совершенствование технологии сборки цилиндрических профильных деталей с применением вибрационных колебаний и пассивной адаптации*

Представлено усовершенствованное устройство для сборки профильных цилиндрических деталей. Дана математическая модель динамики относительного движения центра масс профильных деталей (устанавливаемых) по отношению к неинерциальной системе координат, жестко связанной с базовой деталью.

Advanced device for assembling profiles of cylindrical parts. The mathematical model of dynamics of relative movement of the center of mass of profile parts (installed) in relation to non-inertial coordinate system rigidly connected with the base detail is given.

Ключевые слова: роботизированная сборка, профильные соединения, пассивная адаптация, низкочастотные колебания.

Key words: robotic assembly, profile details, passive adaptation, low-frequency oscillations.

В работе [1] предложен способ роботизированной сборки цилиндрических соединений с использованием вибрационной технологии. В данной работе предлагается усовершенствовать указанное выше устройство таким образом, чтобы оно было применимо при сборке профильных деталей, в том числе РК-профильных и шлицевых. С этой целью в вибрационное устройство добавляется третье звено, совершающее вращательное движение вокруг неподвижной вертикальной оси.

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

В результате этого устройство будет представлять собой трехзвенный манипулятор, каждое из звеньев 1–3 которого приводится в движение от отдельного привода (рис. 1).

Для определенности введем ряд систем координат с общим началом в точке O :

- $Oxyz$ – неподвижная система координат;
- $Ox_i y_i z_i$ ($i = 1, 2$) – системы координат, жестко связанные соответственно с первым и вторым звеньями вибрационного устройства;
- $O\xi\eta\zeta$ – система координат, жестко связанная с третьим звеном устройства.

Первое звено совершает вращательное движение с постоянной угловой скоростью ω вокруг вертикальной неподвижной оси Oz (систе-

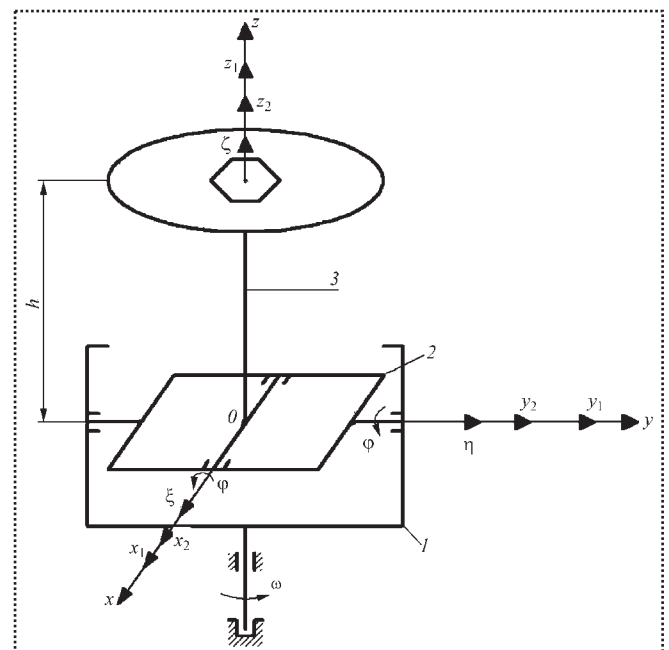


Рис. 1. Кинематическая схема сборочного вибрационного устройства



ма координат $Ox_1y_1z_1$ является неподвижной). Это звено приводится в движение электродвигателем. Второе и третье звенья устройства совершают вибрационные колебания вокруг взаимно перпендикулярных осей Oy_1 и Ox_2 . Система координат $Ox_iy_iz_i$ ($i = 1, 2$) неразрывно связана с первым и вторым звеньями. Эти звенья приводятся в движение электромагнитами, а вибрационные колебания вокруг осей Oy_1 и Ox_2 происходят по гармоническим законам.

С третьим звеном жестко связан диск, в центре которого жестко базируется одна из сопрягаемых деталей. С этим звеном связана система координат $O\xi\eta\zeta$.

Цилиндрическая деталь базируется в схвате робота и имеет возможность упругих перемещений в вертикальной плоскости по двум взаимно перпендикулярным направлениям (по осям C_4y_4 и C_4z_4). Система координат $C_4x_4y_4z_4$ жестко связана со схватом, где точка C_4 – центр его масс (рис. 2).

Целью данной работы является изучение влияния вибрационных колебаний и вращения первого звена сборочного устройства на характер движения центра масс цилиндрической детали (а также первоначальной точки контакта) по отношению к втулке (т.е. по отношению к подвижной системе координат $O\xi\eta\zeta$). Необходимо также определить влияние на характер движения центра масс детали по отношению к втулке ряда параметров: конструктивного параметра h вибрационного устройства; коэффициентов жесткости C_1, C_2 упругих элементов схвата; коэффициента трения f между цилиндрической деталью и втулкой; амплитуды A и круговой частоты k вибрационных колебаний второго и третьего звеньев устройства, а также угловой скорости вращения ω первого звена сборочного устройства.

Для выявления эффектов, обусловленных наличием сферического движения базовой детали, была построена математическая модель

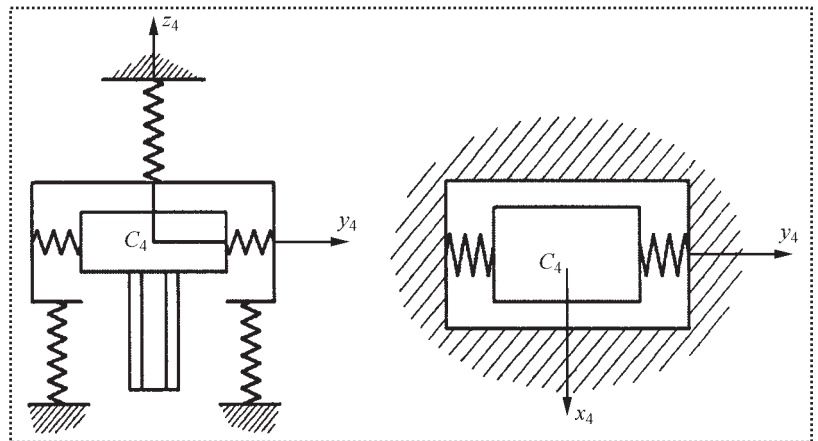


Рис. 2. Кинематическая схема упругого закрепления цилиндрической детали в схвате

динамики относительного движения центра масс устанавливаемой детали по отношению к неинерциальной системе координат $O\xi\eta\zeta$, жестко связанной с базовой деталью. С этой целью необходимо получить дифференциальные уравнения движения центра масс цилиндрической детали по отношению к подвижной (неинерциальной) системе координат $O\xi\eta\zeta$.

Рассмотрим случай, когда первоначальный контакт цилиндрической детали с плоскостью ориентирующего диска произойдет в одной точке k (рис. 3).

Дифференциальное уравнение относительного движения центра масс устанавливаемой

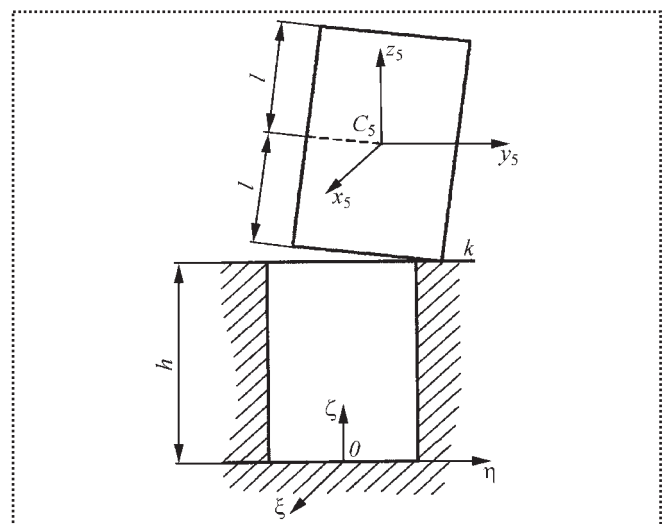


Рис. 3. Кинематическая схема первоначального контакта устанавливаемой детали с плоскостью ориентирующего диска

детали можно представить в форме второго закона Ньютона [2]:

$$m\vec{a}_{cr} = m\vec{g} + \vec{N} + \vec{F}_{тр} + \vec{F}^{yn} + \vec{F} + \vec{F}^{ин}, \quad (1)$$

где m – масса устанавливаемой детали;

\vec{a}_{cr} – относительное ускорение центра ее масс;

\vec{N} и $\vec{F}_{тр}$ – соответственно нормальная реакция и сила трения, действующие в точке контакта собираемых деталей;

\vec{F}^{yn} – равнодействующая упругих сил в схвате;

\vec{F} – сборочное усилие, развиваемое приводом робота;

$\vec{F}^{ин} = \vec{F}_{ce}^{ин} + \vec{F}_{ck}^{ин}$ – сумма переносной и кориолисовой сил инерции (рис. 4).

В результате проектирования правой и левой части соотношения (1) на оси подвижной системы координат $O\xi\eta\zeta$ получена система дифференциальных уравнений относительно движения центра масс устанавливаемой детали в декартовых координатах:

$$\begin{aligned} m\ddot{\xi}_c &= (m\vec{g})_{\xi} + F_{тр\xi} + F_{\xi}^{yn} + F_{ce\xi}^{ин} + F_{ck\xi}^{ин} + P_{\xi}, \\ m\ddot{\eta}_c &= (m\vec{g})_{\eta} + F_{тр\eta} + F_{\eta}^{yn} + F_{ce\eta}^{ин} + F_{ck\eta}^{ин} + P_{\eta}, \\ m\ddot{\zeta}_c &= (m\vec{g})_{\zeta} + F_{\zeta}^{yn} + F_{ce\zeta}^{ин} + F_{ck\zeta}^{ин} + N + P_{\zeta}, \end{aligned} \quad (2)$$

где ξ_c, η_c, ζ_c – координаты центра масс детали (т.е. C_5) в системе координат $O\xi\eta\zeta$;

\vec{P} – сборочное усилие.

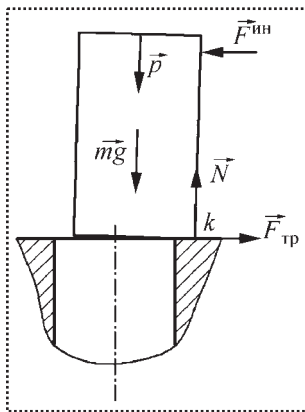


Рис. 4. Расчетная схема нагрузки на цилиндрическое тело при одноточечном контакте с поверхностью ориентирующего диска

Для определения проекций всех сил на подвижные оси координат $O\xi\eta\zeta$ применяем аппарат матриц преобразования однородных координат [3]. Для этого необходимо прежде всего построить ряд матриц размером 4×4 , определяющих положение одной системы координат по отношению к некоторой другой.

Положение системы координат $Ox_1y_1z_1$ (первого звена ориентирующего устройства) относительно неподвижной системы координат $Oxyz$ определяет матрица $[A_1]$:

$$[A_1] = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

где угол $\theta = \omega t$.

Положение второго звена (системы координат $Ox_2y_2z_2$) относительно первого (системы координат $Ox_1y_1z_1$) задает матрица $[A_2]$:

$$[A_2] = \begin{bmatrix} \cos\psi & 0 & \sin\psi & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\psi & 0 & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4)$$

Положение втулки (системы координат $O\xi\eta\zeta$) относительно второго звена (системы координат $Ox_2y_2z_2$) задает матрица $[A_3]$:

$$[A_3] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi & -\sin\varphi & 0 \\ 0 & \sin\varphi & \cos\varphi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Зная матрицы $[A_1], [A_2], [A_3]$, можно построить матрицу $[B]$, которая будет определять положение втулки (системы координат $O\xi\eta\zeta$) относительно неподвижной системы координат $Oxyz$ по формуле:

$$[B] = [A_1] \cdot [A_2] \cdot [A_3]. \quad (6)$$



Положение системы координат $C_4x_4y_4z_4$, связанной со схватом, относительно неподвижной системы координат $Oxyz$ определяет матрица $[A_4]$:

$$[A_4] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_{c_4} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (7)$$

где z_{c_4} – запрограммированное значение координаты z центра масс схвата (точки C_4) в неподвижной системе координат в конце транспортировки цилиндрической детали к месту монтажа.

Положение цилиндрической детали (системы координат $C_5x_5y_5z_5$) по отношению к схвату (системе координат $C_4x_4y_4z_4$) задает матрица $[A_5]$:

$$[A_5] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y_{c_5}^{(4)} \\ 0 & 0 & 1 & z_{c_5}^{(4)} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (8)$$

где $y_{c_5}^{(4)}$ и $z_{c_5}^{(4)}$ – соответствующие координаты центра масс цилиндрической детали (начала системы координат $C_5x_5y_5z_5$ по отношению к системе координат $C_4x_4y_4z_4$, связанной со схватом).

Для упрощения будем предполагать, что в положении равновесия цилиндрической детали системы координат $C_4x_4y_4z_4$ и $C_5x_5y_5z_5$ совпадают. Следовательно, растяжение или сжатие упругих элементов в схвате, отсчитываемые от положения равновесия, в направлении координатных осей C_4y_4 и C_4z_4 будут равны соответствующим координатам точки C_5 (центра масс цилиндрической детали) в системе координат $C_4x_4y_4z_4$, т.е. $y_{c_5}^{(4)}$ и $z_{c_5}^{(4)}$ ($X_{c_5}^{(4)} = 0$).

Зная координаты центра масс детали (точки C_5) по отношению к системе координат, связанной со схватом ($x_{c_5}^{(4)} = 0, y_{c_5}^{(4)}, z_{c_5}^{(4)}$), можно определить координаты этой точки по отно-

шению к системе координат $O\xi\eta\zeta$, связанной со втулкой, по формуле:

$$\begin{Bmatrix} \xi_c \\ \eta_c \\ \zeta_c \\ 1 \end{Bmatrix} = [B_{cx}] \begin{Bmatrix} 0 \\ y_{c_5}^{(4)} \\ z_{c_5}^{(4)} \\ 1 \end{Bmatrix}. \quad (9)$$

Если ввести допущение о равенстве коэффициентов жесткости упругих элементов в направлениях осей координат C_4x_4 и C_4y_4 ($C_1 = C_2 = C$) и учесть функциональные возможности упругих связей в схвате, то получим:

$$\begin{aligned} F_{X_4}^{yn} &= cx_{c_5}^{(4)} = 0, \\ F_{Y_4}^{yn} &= cy_{c_5}^{(4)}, \\ F_{Z_4}^{yn} &= cz_{c_5}^{(4)}. \end{aligned} \quad (10)$$

Проекция силы трения на оси ξ и η будут определяться по формулам:

$$\begin{aligned} F_{тр\xi} &= -fN \cdot \frac{\dot{\xi}_k}{\sqrt{\dot{\xi}_k^2 + \dot{\eta}_k^2}}, \\ F_{тр\eta} &= -fN \cdot \frac{\dot{\eta}_k}{\sqrt{\dot{\xi}_k^2 + \dot{\eta}_k^2}}, \end{aligned} \quad (11)$$

где f – коэффициент трения скольжения.

Проекция сборочного усилия \vec{P} на оси системы координат $O\xi\eta\zeta$ соответственно равны:

$$\begin{aligned} P_\xi &= p \sin \psi, \\ P_\eta &= -p \cos \psi \sin \varphi, \\ P_\zeta &= -p \cos \psi \cos \varphi. \end{aligned} \quad (12)$$

Таким образом, математическая модель динамики относительного движения центра масс цилиндрической детали при наличии одноточечного контакта с плоскостью ориентирующего диска (с плоскостью втулки) может быть представлена в следующем виде:



$$\begin{aligned}
m\ddot{\xi}_c &= p \sin \psi - c(\xi_c + Z_{c_4} \sin \psi) - fN \frac{\dot{\xi}_k}{\sqrt{\xi_k^2 + \dot{\eta}_k^2}} + \\
&+ m(\xi_c \dot{\psi}^2 - \eta_c \ddot{\psi} \sin \varphi - 2\eta_c \dot{\varphi} \dot{\psi} \cos \varphi - \\
&- 2\dot{\eta}_c \omega \dot{\varphi} \sin \varphi - \zeta_c \ddot{\psi} \cos \varphi + 2\zeta_c \dot{\varphi} \dot{\psi} \sin \varphi - \\
&- 2\zeta_c \omega \dot{\varphi} \cos \varphi \cos \psi + \xi_c \omega^2 \cos^2 \varphi + \\
&+ \eta_c \omega^2 \sin \psi \sin \varphi \cos \psi + \zeta_c \omega^2 \sin \psi \cos \varphi \cos \psi) - \\
&- 2m\dot{\xi}_c (\dot{\psi} \cos \varphi + \omega \cos \psi \sin \varphi) + \\
&+ 2m\dot{\eta}_c (-\dot{\psi} \sin \varphi + \omega \cos \psi \cos \varphi);
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
m\ddot{\eta}_c &= -p \cos \psi \sin \varphi - c(\eta_c - Z_{c_y} \cos \psi \sin \varphi) - \\
&- fN \frac{\dot{\eta}_k}{\sqrt{\xi_k^2 + \dot{\eta}_k^2}} + m(\xi_c \ddot{\psi} \sin \varphi + \eta_c \dot{\psi}^2 \sin^2 \varphi + \\
&+ \eta_c \varphi^2 - 2\eta_c \omega \dot{\varphi} \sin \psi + \zeta_c \dot{\psi}^2 \cos \varphi \sin \varphi + \\
&+ \xi_c \omega^2 \sin \psi \cos \psi \sin \varphi + \zeta_c \ddot{\varphi} + \\
&+ \eta_c \omega^2 \sin^2 \varphi \sin^2 \psi + \zeta_c \omega^2 \sin^2 \psi \sin \varphi \cos \varphi + \quad (13) \\
&+ 2\zeta_c \omega \dot{\psi} \sin \psi \cos \varphi - 2\eta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \sin \varphi \cos \varphi - \\
&- 2\zeta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \cos^2 \varphi + \eta_c \omega^2 \cos^2 \varphi - \\
&- \zeta_c \omega^2 \sin \varphi \cos \varphi) - 2m\dot{\xi}_c (-\dot{\psi} \sin \varphi + \omega \cos \psi \cos \varphi) + \\
&+ 2m\dot{\zeta}_c (\dot{\varphi} - \omega \sin \psi).
\end{aligned}$$

При этом нормальная реакция N плоскости сборочного ориентирующего диска примет вид:

$$\begin{aligned}
N &= M\ddot{\zeta}_c + c(\zeta_c - z_{c_4} \cos \psi \cos \varphi) - \\
&- m(\xi_c \omega^2 \cos \psi \sin \psi \cos \varphi + \\
&+ \eta_c \omega^2 \sin^2 \psi \sin \varphi \cos \varphi - \eta_c \omega^2 \sin \varphi \cos \varphi + \\
&+ \zeta_c \omega^2 \sin^2 \psi \cos^2 \varphi + \zeta_c \omega^2 \sin^2 \varphi - 2\zeta_c \omega \dot{\varphi} \sin \psi + \\
&+ \xi_c \ddot{\psi} \cos \varphi + \eta_c \dot{\psi}^2 \sin \varphi \cos \varphi - \quad (14) \\
&- 2\eta_c \ddot{\varphi} + \zeta_c \dot{\psi}^2 \cos^2 \varphi + \zeta_c \dot{\varphi}^2 - 2\xi_c \omega \dot{\psi} \sin \psi \sin \varphi + \\
&+ 2\eta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \sin^2 \varphi + 2\zeta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \sin \varphi \cos \varphi) + \\
&+ 2m\dot{\eta}_c (\dot{\varphi} - \omega \sin \psi) - \\
&- 2m\dot{\xi}_c (\dot{\psi} \cos \varphi + \omega \cos \psi \sin \varphi) + p \cos \psi \cos \varphi.
\end{aligned}$$

Запрограммированное значение координаты Z центра масс схвата в неподвижной системе координат

$$Z_{c_4} = l + h. \quad (15)$$

В момент отрыва цилиндрической детали от плоскости ориентирующего диска нормальная реакция плоскости и сила трения равны нулю:

$$N = 0, F_{\text{тр}} = 0. \quad (16)$$

Таким образом, дифференциальные уравнения относительного движения центра масс детали при отсутствии ее контакта с плоскостью ориентирующего диска можно представить в виде:

$$\begin{aligned}
m\ddot{\xi}_c &= -c(\xi_c + Z_{c_4} \sin \psi) + \\
&+ m[\xi_c \dot{\psi}^2 - \eta_c \ddot{\psi} \sin \varphi - 2\eta_c \dot{\varphi} \dot{\psi} \cos \varphi - \\
&- 2\eta_c \omega \dot{\varphi} \sin \varphi - \zeta_c \ddot{\psi} \cos \varphi + 2\zeta_c \dot{\varphi} \dot{\psi} \sin \varphi - \\
&- 2\zeta_c \omega \dot{\varphi} \cos \varphi \cos \psi + \xi_c \omega^2 \cos^2 \varphi + \\
&+ \eta_c \omega^2 \sin \psi \sin \varphi \cos \psi + \zeta_c \omega^2 \sin \psi \cos \varphi \cos \psi] - \\
&- 2m\dot{\xi}_c (\dot{\psi} \cos \varphi + \omega \cos \psi \sin \varphi) + \\
&+ 2m\dot{\eta}_c (-\dot{\psi} \sin \varphi + \omega \cos \psi \cos \varphi) + p \sin \psi;
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
m\ddot{\eta}_c &= -c(\eta_c + Z_{c_4} \cos \psi \sin \varphi) + \\
&+ m[\xi_c \ddot{\psi} \sin \varphi + \eta_c \dot{\psi}^2 \sin^2 \varphi + \eta_c \dot{\varphi}^2 - \\
&- 2\eta_c \omega \dot{\varphi} \sin \psi + \zeta_c \dot{\psi}^2 \cos \varphi \sin \varphi + \\
&+ \zeta_c \omega^2 \sin \psi \cos \psi \sin \varphi + \zeta_c \ddot{\varphi} + \eta_c \omega^2 \sin^2 \psi \sin^2 \varphi + \\
&+ \zeta_c \omega^2 \sin^2 \psi \sin \varphi \cos \varphi + 2\xi_c \omega^2 \dot{\psi} \sin \psi \cos \varphi - \quad (17) \\
&- 2\eta_c \dot{\psi} \cos \psi \sin \varphi \cos \varphi - \\
&- 2\zeta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \cos^2 \varphi) + \dot{\eta}_c \omega^2 \cos^2 \varphi - \\
&- \zeta_c \omega^2 \sin^2 \varphi \cos \varphi] - 2m\dot{\xi}_c (-\dot{\psi} \sin \varphi + \omega \cos \psi \cos \varphi) + \\
&+ 2m\dot{\zeta}_c (\dot{\varphi} - \omega \sin \psi) - p \cos \psi \sin \varphi; \\
m\ddot{\zeta}_c &= -c(\zeta_c + Z_{c_4} \cos \psi \cos \varphi) + \\
&+ m[\xi_c \omega^2 \cos \psi \sin \psi \cos \varphi + \\
&+ \eta_c \omega^2 \sin^2 \psi \sin \varphi \cos \varphi - \\
&- \eta_c \omega^2 \sin \varphi \cos \varphi + \zeta_c \omega^2 \sin^2 \psi \cos^2 \varphi + \\
&+ \zeta_c \omega^2 \sin^2 \varphi - 2\zeta_c \omega \dot{\varphi} \sin \psi + \\
&+ \xi_c \ddot{\psi} \cos \varphi + \eta_c \dot{\psi}^2 \sin \varphi \cos \varphi - \eta_c \ddot{\varphi} + \\
&+ \zeta_c \dot{\psi}^2 \cos^2 \varphi + \zeta_c \dot{\varphi}^2 - 2\xi_c \omega \dot{\psi} \sin \psi \sin \varphi + \\
&+ 2\eta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \sin^2 \varphi + 2\zeta_c \omega \dot{\psi} \cos \psi \sin \varphi \cos \varphi] - \\
&- 2m\dot{\eta}_c (\dot{\varphi} - \omega \sin \psi) + 2m\dot{\xi}_c (\dot{\psi} \cos \varphi + \omega \cos \psi \sin \varphi) - \\
&- p \cos \psi \cos \varphi.
\end{aligned}$$



Приближенные выражения, определяющие закон движения точки контакта цилиндрической детали с плоскостью ориентирующего сборочного диска, имеют вид:

$$\begin{cases} \xi_k = r \sin \theta + l\psi + \xi_c, \\ \eta_k = r \cos \theta - l\varphi + \eta_c. \end{cases} \quad (18)$$

Получены приближенные дифференциальные уравнения движения центра масс цилиндрической детали после ее отрыва от плоскости ориентирующего диска:

$$\begin{aligned} m\ddot{\xi}_c = & -c(\xi_c + Z_{c4}\psi) + \\ & + m[\xi_c\dot{\psi} - \eta_c\dot{\psi}\dot{\varphi} - 2\eta_c\dot{\varphi}\dot{\psi} - 2\eta_c\omega\dot{\varphi} - \zeta_c\dot{\psi} + \\ & + 2\zeta_c\dot{\varphi}\dot{\psi} - 2\zeta_c\omega\dot{\varphi} + \xi_c\omega^2 + \xi_c\omega^2\psi] - 2m\dot{\xi}_c(\dot{\psi} + \omega\varphi) + \\ & + 2m\dot{\eta}_c(-\dot{\psi}\varphi + \omega) + P\psi; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} m\ddot{\eta}_c = & -c(\eta_c + Z_{c4}\varphi) + \\ & + m[\xi_c\dot{\psi}\dot{\varphi} + \eta_c\dot{\varphi}^2 - 2\eta_c\omega\dot{\varphi}\dot{\psi} + \zeta_c\dot{\psi}^2\varphi + \zeta_c\dot{\varphi} + \\ & + 2\xi_c\omega\dot{\psi}\varphi - 2\eta_c\omega\dot{\psi}\varphi - 2\xi_c\omega\dot{\psi} + \eta_c\omega^2] - \\ & - 2m\dot{\xi}_c(-\dot{\psi}\varphi + \omega) + 2m\dot{\zeta}_c(\dot{\varphi} - \omega\psi) - P\varphi; \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} m\ddot{\zeta}_c = & -c(\zeta_c + Z_{c4}\varphi) + m[\xi_c\omega^2\psi - \eta_c\omega^2\varphi - 2\zeta_c\omega\dot{\varphi}\dot{\psi} + \\ & + \xi_c\dot{\psi} + \eta_c\dot{\psi}^2\varphi - \eta_c\dot{\varphi} + \zeta_c\psi^2 + \\ & + \zeta_c\dot{\varphi}^2 + 2\zeta_c\omega\dot{\psi}\varphi] - 2m\dot{\eta}_c(\dot{\varphi} - \omega\psi) + \\ & + 2m\dot{\xi}_c(\dot{\psi} + \omega\varphi) - P. \end{aligned}$$

Построенная математическая модель динамики относительного движения центра масс устанавливаемой детали по отношению к подвижной базовой детали реализована на компьютере. На рис. 5 показана траектория движе-

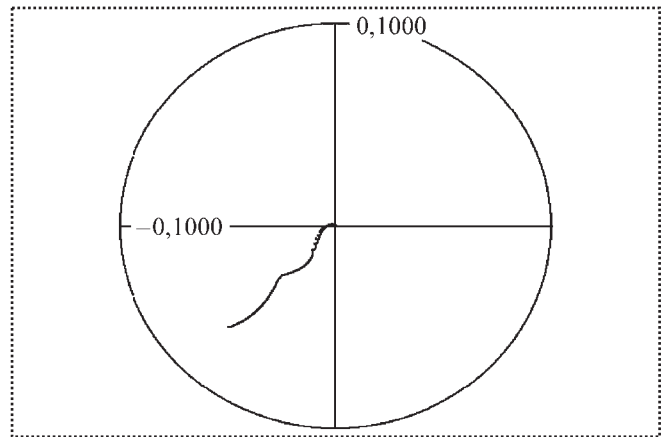


Рис. 5. Траектория движения центра масс устанавливаемой детали по плоскости ориентирующего диска

ния центра масс устанавливаемой детали по плоскости ориентирующего диска при следующих значениях перечисленных выше параметров: $\omega = 1$ рад/мин, $A = 0,05$; $k = 42 \text{ с}^{-1}$; $f = 0,4$; $h = 0,04$ м; $C = 60$ Н/м.

Анализ результатов численного решения рассматриваемой задачи показал, что существуют области изменения основных динамических и конструктивных параметров, в которых центр масс достаточно быстро приближается к оси базовой детали.

Библиографический список

1. Божкова Л.В., Варганов М.В., Кольчугин Е.И. Метод роботизированной сборки с использованием вибрационных колебаний // Сборка в машиностроении, приборостроении, 2006. № 9. С. 19–24.
2. Добронравов В.В., Никитин М.Н. Курс теоретической механики. М.: Высшая школа, 1983. 575 с.
3. Коловский М.В., Слоущ А.В. Основы динамики промышленных роботов. М.: Наука, 1980. 240 с.

УДК 621.9.02

Е.Г. Крылов, канд. техн. наук, **А.Л. Плотников**, д-р техн. наук,
П.В. Берсенов (Волгоградский государственный технический университет,
кафедра "Автоматизация производственных процессов")
E-mail: app@vstu.ru

Автоматизированный контроль качества сборки твердосплавных торцовых фрез

Разработаны алгоритмы автоматизированного контроля режущих свойств твердосплавных пластин в комплектах сборных торцовых фрез на основе измерения термоЭДС пары инструмент – заготовка.

The automated control algorithms of cutting properties firm alloy plates in the assembled face milling cutter sets on a base of measuring thermoEMF of a contacting pair tool – part are developed.

Ключевые слова: сборный инструмент, фрезерование, твердосплавная пластина, термоЭДС.

Key words: assembled tool, milling, firm alloy plate, thermoEMF.

В мелкосерийном и серийном производстве для изготовления крупногабаритных деталей на автоматизированных станках и обрабатывающих центрах широко применяется сборный многолезвийный режущий инструмент типа торцовых фрез с механическим креплением сменных многогранных твердосплавных пластин. Среди факторов, определяющих надежность обработки на фрезерных станках с ЧПУ, преобладающим является фактор стабильной работы сборных твердосплавных фрез в течение заданного периода времени, что, в свою очередь, определяется степенью однородности режущих свойств твердосплавных пластин в комплекте сборного многолезвийного инструмента.

В справочно-нормативной литературе утверждается, что химический и фазовый состав пластин одной марки твердого сплава одинаков и их режущие свойства незначительно отличаются

между собой. Практика фрезерной обработки на автоматизированных станках показала, что использование этого постулата при расчете допустимой скорости фрезерования как основного параметра, определяющего заданное время работы (стойкость) сборного многолезвийного твердосплавного инструмента, нерационально, так как до 50 % отказов в работе оборудования возникает из-за преждевременной потери работоспособности сборных фрез [1].

Эффективность обработки на фрезерных станках с ЧПУ может быть увеличена за счет применения систем адаптивного управления, в которых решается задача автоматизированного контроля качества режущих свойств твердосплавных пластин в комплектах сборных фрез и определения рациональных режимов обработки на основе оперативной информации из зоны резания о физико-механических свойствах (обрабатываемости) стальной заготовки и химическом и фазовом составе режущего инструмента.

Одним из вариантов решения поставленной задачи управления является получение перед началом обработки сведений о теплофизических свойствах контактируемых материалов, фактической геометрии инструмента и условиях резания на фиксированном режиме – режиме пробного хода ($v = 100$ м/мин, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 1$ мм) с измерением возникающей при этом термоЭДС естественной термопары инструмент – заготовка [2].

Информационная ценность сигнала термоЭДС состоит в том, что он, как неотъемлемый фактор процесса резания, позволяет оцени-



вать свойства каждой контактирующей пары инструмент – заготовка. Этот электрический сигнал можно измерить, запомнить, преобразовать, использовать для сравнения и вычисления с помощью аппаратных средств системы ЧПУ.

На основе измерения термоЭДС на режиме пробного хода разработан способ автоматизированного определения допустимой скорости фрезерования [3]. Математическая модель ее выбора, положенная в основу способа, позволяет решить как прямую – расчет скорости фрезерования, так и обратную технологическую задачу – определение (прогнозирование) стойкости комплекта сборного многолезвийного твердосплавного инструмента.

Экспериментальная проверка разработанного способа показала, что при фрезеровании заготовок из углеродистых и легированных конструкционных сталей сборными торцовыми фрезами, оснащенными твердосплавными пластинами марок ВК и ТК, максимальное отклонение заданной стойкости инструмента от действительной не превышает 10...12 % и может быть принято как допустимое при обработке на фрезерных станках с ЧПУ.

На базе указанного способа разработан алгоритм расчета допустимой скорости фрезерования, который реализуется следующим образом (рис. 1).

Перед началом обработки оператор устанавливает твердосплавные пластины в оправку фрезы (блок 1) и вводит с пульта управления параметры обработки и инструмента: диаметр фрезы D_f , глубину фрезерования t , ширину фрезерования B , величину подачи на зуб

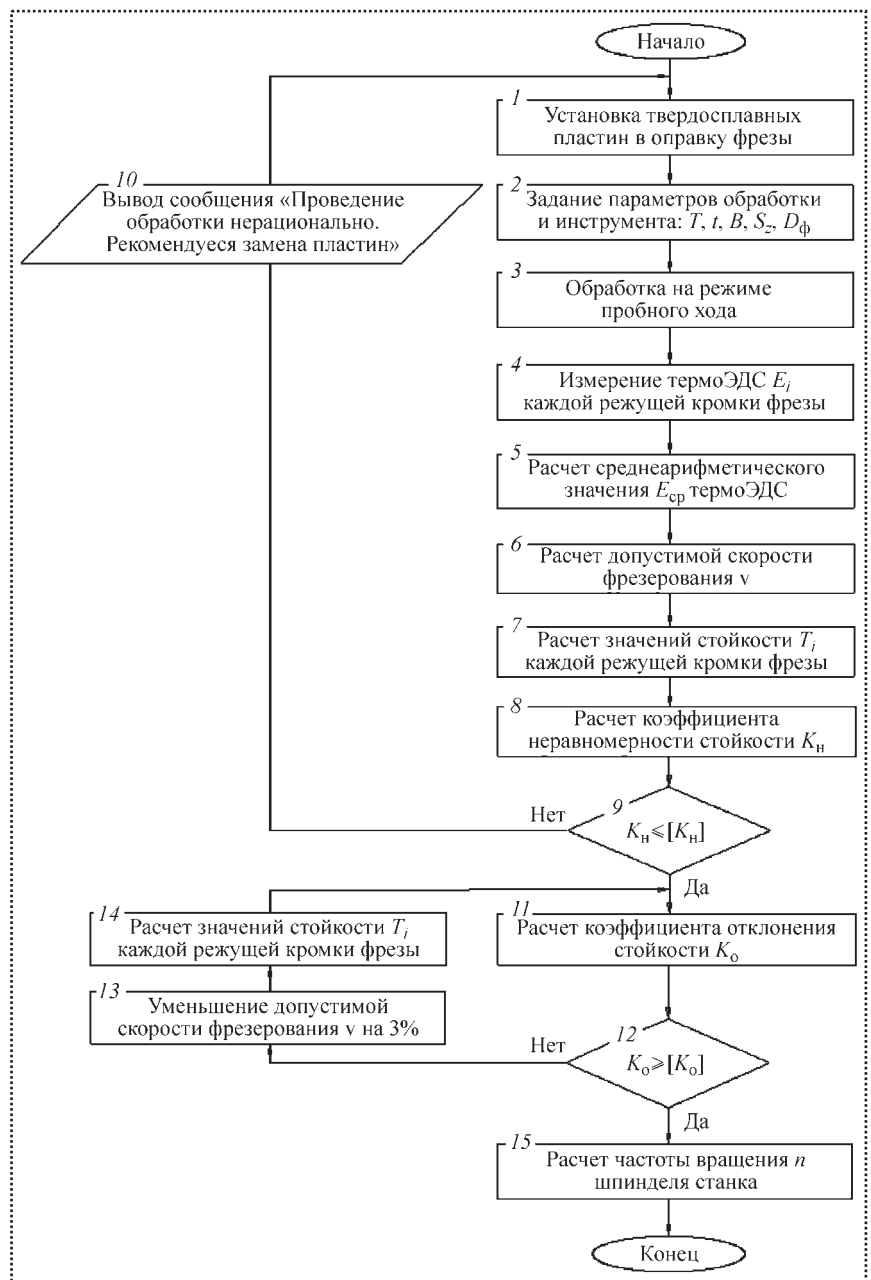


Рис. 1. Блок-схема алгоритма расчета допустимой скорости фрезерования

S_z и стойкость фрезы T (блок 2). После настройки станка для работы по управляющей программе проводят кратковременный (3...5 с) пробный ход фрезы по стальной заготовке на фиксированном режиме резания $v = 100$ м/мин, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 1$ мм (блок 3).

С помощью аналого-цифрового преобразователя и программного обеспечения системы ЧПУ измеряют величины термоЭДС E_i всех режущих кромок из набора фрезы (блок 4),



выделяют максимальное E_{\max} и минимальное E_{\min} значения термоЭДС и вычисляют среднеарифметическую термоЭДС E_{cp} режущих кромок (блок 5), по которой рассчитывают допустимую скорость фрезерования v , м/мин, (блок 6) по формуле

$$v = \frac{(625 - 24,7 E_{\text{cp}}) D_{\text{ф}}^{0,2}}{T^{0,2} t^{0,1} S_z^{0,4} B^{0,2} E_{\text{cp}}^{0,24}}.$$

Вычисляют стойкость T_i , мин, всех пластин в наборе фрезы (блок 7):

$$T_i = \left(\frac{(625 - 24,7 E_i) D_{\text{ф}}^{0,2}}{v t^{0,1} S_z^{0,4} B^{0,2} E_i^{0,24}} \right)^5,$$

где E_i – величина термоЭДС i -й пластины из набора фрезы, мВ.

Из полученных значений выделяют минимальную T_{\min} и максимальную T_{\max} стойкость соответствующих режущих кромок фрезы. Вычисляют коэффициент неравномерности стойкости $K_{\text{н}}$ многолезвийного инструмента (блок 8):

$$K_{\text{н}} = T_{\max} / T_{\min}.$$

Коэффициент $K_{\text{н}}$ позволяет оценить разброс режущих свойств твердосплавных пластин в комплекте фрезы, исходя из допущения, что характер износа каждой режущей кромки на выбранных режимах резания одинаков. Экспериментальные исследования показали, что диапазон значений $1 \leq K_{\text{н}} \leq 1,5$ можно принять как критерий допустимой неравномерности режущих свойств в комплекте многолезвийного инструмента, при котором отклонение фактической стойкости инструмента от расчетной не превышает 15 %. При значениях $K_{\text{н}} > 1,5$ наблюдается преждевременный износ и поломка пластины (пластин) с пониженными режущими свойствами и, как следствие, выход из строя инструмента в целом.

В случае если значение $K_{\text{н}}$ не удовлетворяет условию

$$K_{\text{н}} \geq [K_{\text{н}}], \quad (1)$$

где $[K_{\text{н}}]$ – предельное значение неравномерности стойкости в комплекте многолезвийного инструмента (блок 9), то система ЧПУ выдает сообщение о нерациональности проведения обработки ввиду значительной неоднородности режущих свойств пластин в наборе фрезы и рекомендуемой их замене (блок 10).

Если условие (1) выполняется, то проводят расчет коэффициента отклонения стойкости K_o многолезвийного инструмента (блок 11) по формуле:

$$K_o = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{T_i}{T}.$$

Коэффициент K_o косвенно характеризует вероятность P безотказной работы многолезвийного инструмента в течение заданной стойкости T , которая зависит от ряда факторов, в частности, от количества режущих кромок инструмента и порядка расположения пластин с различными режущими свойствами.

Если значение K_o удовлетворяет условию

$$K_o \geq [K_o], \quad (2)$$

где $[K_o] = 1$ – предельное значение для обеспечения вероятности безотказной работы фрезы $P = 0,90 \dots 0,95$ в течение заданной стойкости T (блок 12), то по величине допустимой скорости фрезерования рассчитывают необходимую частоту n , об/мин, вращения шпинделя станка

$$n = \frac{1000v}{\pi D_{\text{ф}}},$$

и проводят обработку детали на назначенных режимах резания.

В случае если условие (2) не выполняется, система ЧПУ уменьшает величину допустимой скорости фрезерования на 3 % (блок 13), рассчитывает новые значения стойкости T_i (блок 14) и сравнивает полученное значение K_o с предельным $[K_o]$. Цикл продолжается до тех пор, пока текущее значение K_o не будет удовлетворять условию (2).



Таблица 1

Пределы изменения термоЭДС для сплавов группы ВК

Марка сплава	ВК6	ВК8	ВК10	ВК15	ВК20
Интервалы термоЭДС, мВ	10,9–13,9	11,1–14,3	11,5–15,2	11,6–15,0	13,8–16,7
Величина интервала, мВ	3,0	3,2	3,7	3,4	2,9

Таблица 2

Пределы изменения термоЭДС для сплавов группы ТК

Марка сплава	Т5К12	Т5К10	Т14К8	Т15К6	Т30К4
Интервалы термоЭДС, мВ	9,6–12,6	10,2–12,0	9,0–11,4	8,2–10,9	6,8–9,7
Величина интервала, мВ	3,0	2,8	2,4	2,7	2,9

Как показала практика многолезвийной обработки, чем больше диапазон изменения режущих свойств твердосплавных пластин в сборном инструменте, тем меньше его стойкость относительно заданного значения. Причина возникновения биений и преждевременной потери работоспособности многолезвийного инструмента заключается в неравномерном изнашивании его режущих кромок.

Твердосплавные пластины с высоким содержанием свободного графита уже в период приработки имеют большой размерный износ. Объем снимаемого ими металла постепенно уменьшается, в то время как остальные режущие кромки испытывают увеличенные силовые и температурные нагрузки, что в итоге приводит к повышенному изнашиванию, а иногда и сколу пластин. Совокупную стойкость сборного инструмента в этом случае определяет пластина или группа пластин с наименьшими режущими свойствами.

На основании экспериментальных исследований установлено, что диапазон изменения режущих свойств твердосплавных пластин можно оценивать по величине диапазона изменения значений их термоЭДС, измеренных на режиме пробного хода. В табл. 1–3 приведены пределы изменения термоЭДС для основ-

ных групп твердых сплавов, используемых при фрезеровании.

Стойкостные испытания сборных торцовых фрез, оснащенных режущими пластинами одной марки твердого сплава с различными значениями термоЭДС, показали, что если диапазон термоЭДС в комплекте фрезы превышает 3 мВ, то процесс резания становится неустойчивым и фактическая стойкость инструмента оказывается значительно меньше расчетной. Как видно из таблиц, для большинства марок твердых сплавов пределы изменения термоЭДС на режиме пробного хода близки к указанной предельной величине, а для сплавов ВК превышают ее. Таким образом, существует вероятность возникновения ситуации, когда диапазон изменения режущих свойств комплекта пластин сборного многолезвийного инструмента будет близок к предельному или

Таблица 3

Пределы изменения термоЭДС для сплавов группы ТТК

Марка сплава	ТТ7К12	ТТ10К8Б	ТТ10К8А	ТТ20К9
Интервалы термоЭДС, мВ	9,0–11,5	8,8–11,6	10,0–12,7	7,2–10,1
Величина интервала, мВ	2,5	2,8	2,7	2,9

превышать его. В этом случае расчет допустимой скорости фрезерования по описанному выше алгоритму не рационален.

Кроме того, на время безотказной работы сборного многолезвийного инструмента оказывает влияние не только общее количество пластин с низкими режущими свойствами, но и их относительное расположение. Худшей является ситуация, когда несколько пластин с низкими режущими свойствами расположены в комплекте последовательно одна за другой.

Для повышения надежности многолезвийной обработки и предупреждения возникновения преждевременных отказов сборного инструмента разработана методика коррекции рас-

чета допустимой скорости фрезерования, учитывающая количество и расположение подряд режущих кромок с наименьшими режущими свойствами (максимальными значениями термоЭДС). Блок-схема алгоритма коррекции представлена на рис. 2.

После расчета допустимой скорости фрезерования вычисляют отклонение ΔE между максимальным и минимальным значением термоЭДС режущих кромок в комплекте сборной фрезы (блок 1) по формуле:

$$\Delta E = E_{\max} - E_{\min}.$$

В случае если $\Delta E > 3$ мВ (блок 2), то система ЧПУ выдает сообщение о нерациональности проведения обработки ввиду

значительной неоднородности режущих свойств пластин в наборе фрезы (блок 12). Рекомендуется переоснастить фрезу другими твердосплавными пластинами, вновь выполнить пробный ход инструмента и повторить цикл расчета допустимой скорости фрезерования.

При $\Delta E < 1$ мВ (блок 3) система ЧПУ выводит сообщение о том, что коррекция допустимой скорости фрезерования не введена, так как режущие свойства пластин близки между собой (блок 11).

Если $1 \text{ мВ} \leq \Delta E \leq 3 \text{ мВ}$, то полученную ранее из расчетов допустимую скорость фрезерования корректируют следующим образом. Определяют нижний $E_{\text{н}}$ и верхний $E_{\text{в}}$ пределы диапазона M значений термоЭДС режущих кромок (блок 4) по формулам:

$$E_{\text{в}} = E_{\max};$$

$$E_{\text{н}} = E_{\max} - 0,25\Delta E.$$

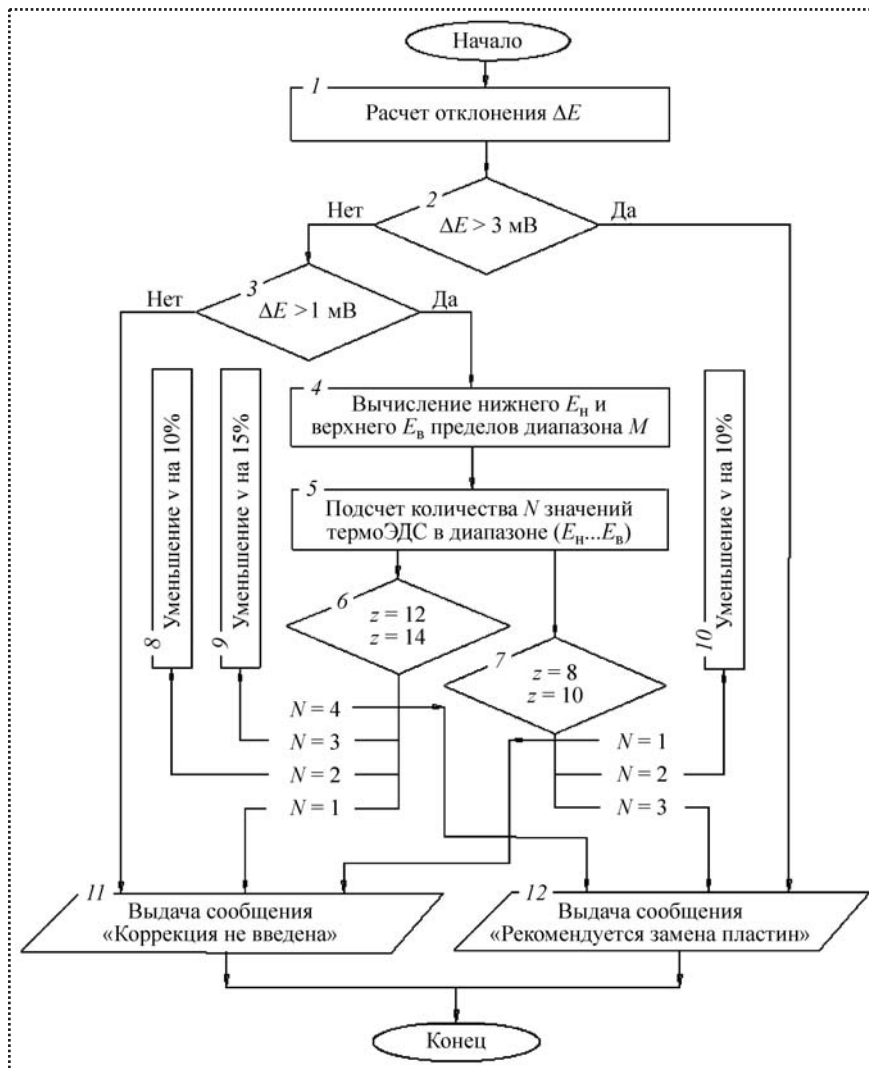


Рис. 2. Блок-схема алгоритма коррекции допустимой скорости фрезерования



Подсчитывают количество N значений термоЭДС (блок 5), находящихся в диапазоне M , и корректируют допустимую скорость фрезерования в зависимости от числа z режущих кромок сборной фрезы.

Для фрез с числом $z = 8$ и 10 (блок 7) коррекцию проводят следующим образом:

- если $N = 1$, то коррекция вычисленной ранее допустимой скорости фрезерования не вводится (блок 11);
- если $N = 2$, то полученное значение допустимой скорости фрезерования уменьшают на 10 % (блок 10);
- если $N = 3$, то система ЧПУ выдает сообщение о нерациональности проведения обработки (блок 12).

Для фрез с числом $z = 12$ и 16 (блок 6):

- если $N = 1$, то коррекция вычисленной ранее допустимой скорости фрезерования не вводится (блок 11);
- если $N = 2$, то полученное значение допустимой скорости фрезерования уменьшают на 10 % (блок 8);
- если $N = 3$, то полученное значение допустимой скорости фрезерования уменьшают на 15 % (блок 9);
- если $N = 4$, то система ЧПУ выдает сообщение о нерациональности проведения обработки (блок 12).

Представленные алгоритмы расчета и коррекции допустимой скорости фрезерования обеспечивают возможность автоматизированного контроля качества режущих свойств твердосплавных пластин в комплекте сборного многолезвийного инструмента и последующей обработки детали на режиме, оптимальном для данного сочетания свойств инструментального и обрабатываемого материалов, с обеспечением

заданной стойкости фрезы. На базе указанных алгоритмов в среде программирования Delphi разработано прикладное программное обеспечение, которое можно использовать при составлении технологических процессов фрезерной обработки и подготовке режимной части управляющих программ для фрезерных станков с ЧПУ [4, 5].

Современные системы ЧПУ как отечественного (NC-100, NC-220, МАЯК-600), так и иностранного производства (Fagor 8070, Fanuc 16i, Sinumerik 840D) имеют достаточные технологические возможности для оперативного ввода и отработки данного программного обеспечения, а также для более сложных программ, включающих математический аппарат оптимизации режимов обработки по одному или нескольким технико-экономическим параметрам.

Библиографический список

1. Плотников А.Л., Ханов Г.В., Крылов Е.Г. Обеспечение надежности работы сборного многолезвийного твердосплавного инструмента на автоматизированном станочном оборудовании // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2009. № 3. С. 40–44.
2. Новая методика построения модулей расчета режимов резания в САПР ТПП механической обработки / А.Л. Плотников и др. // СТИН. 2009. № 2. С. 19–25.
3. Патент 2312750 РФ. Способ контроля состояния режущих кромок сборных многолезвийных инструментов / А.Л. Плотников, Е.Г. Крылов // Б.И. 2007. № 35.
4. Свидетельство о гос. регистрации программы для ЭВМ 2008613649 РФ. Расчет режима обработки для симметричного торцового фрезерования стальных заготовок сборной твердосплавной фрезой / А.Л. Плотников, Е.М. Фролов, Е.Г. Крылов. 2008.
5. Свидетельство о гос. регистрации программы для ЭВМ 2009612342 РФ. Расчет режима обработки для симметричного торцового фрезерования стальных заготовок сборной твердосплавной фрезой с учетом количества и позиций режущих элементов с наименьшими режущими свойствами / А.Л. Плотников, Е.М. Фролов, Е.Г. Крылов. 2009.



УДК 621.382

С.А. Козубняк, С.В. Агасиева, канд. техн. наук, В.Д. Шашурин, д-р техн. наук
(Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана)
E-mail: s.hnykina@mail.ru

Разработка технологической операции термоиспытаний прибора на основе РТД

Показана перспективность использования резонансно-туннельного диода (РТД) в современных приборах по преобразованию радиосигналов. Приведены результаты экспериментальных исследований по разработке технологической операции термоиспытаний для прогнозирования надежности данных приборов на этапе их сборки.

The application urgency of the resonant tunneling diode as a part of modern radio signals mixers is shown. The experimental study results of development of manufacturing operation "thermo testing" for extrapolated reliability of radio signals mixer are presented.

Ключевые слова: нанотехнологии, прибор, смеситель радиосигналов, резонансно-туннельный диод, надежность, качество.

Key words: nanotechnology, device, mixer of radio signals, resonant tunneling diode, reliability, quality.

В состав всех радиоэлектронных систем входят в качестве отдельных функциональных модулей смесители радиосигналов. Основным элементом смесителя радиосигнала, определяющим его технические характеристики, является полупроводниковый прибор — диод или транзистор. Причем наиболее перспективно использование полупроводниковых приборов, функционирующих на основе квантоворазмерных эффектов. К таким приборам относится резонансно-туннельный диод с поперечным токопереносом на базе многослойных полупроводниковых гетероструктур A_3B_5 .

Изменяя параметры слоев гетероструктуры (толщину, химический состав), можно управлять формой вольтамперной характеристики (ВАХ) диода и создавать РТД с оптимальной

для конкретного вида нелинейного преобразования формой ВАХ. Так, в случае смесителя радиосигналов форма ВАХ может быть выполнена квадратичной, кубической и др. Это позволяет создавать смесители радиосигналов с улучшенными эксплуатационными характеристиками за счет уменьшения количества интермодуляционных составляющих в спектре выходного сигнала [1].

Качество радиоэлектронных систем во многом определяется их надежностью, достижение которой связано с возможностью достоверного определения численных значений показателей надежности всех функциональных модулей, входящих в рассматриваемую систему, и осуществления комплекса мероприятий по управлению данным параметром на всех этапах жизненного цикла.

Вместе с тем применительно к смесителям радиосигналов на основе РТД задача выявления надежности на настоящий момент не решена. В частности, не исследованы физические процессы, определяющие старение изделия и их влияние на изменение выходных электрических показателей смесителя радиосигналов, характер формирования внезапных отказов.

В конечном итоге это не позволяет разработать инженерные методики и связанные с ними технологические контрольно-диагностические мероприятия, позволяющие оценивать надежность смесителей радиосигналов при их производстве. Как следствие возникают серьезные проблемы применения смесителей радиосигналов на основе РТД в создаваемых радиоэлектронных системах связи.



В связи с этим представляется актуальной разработка операционной технологии термоиспытаний для прогнозирования надежности смесителей радиосигналов на основе резонансно-туннельных диодов.

Установлено, что основная проблема определения надежности смесителя радиосигналов на основе РТД связана с нахождением численных значений показателей их надежности. Между тем, наличие в конструкции РТД гетероструктуры определяет возможность высокого уровня его деградации в процессе эксплуатации. Учитывая, что толщины барьерных слоев $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ и слоя ямы GaAs гетероструктуры лежат в наноразмерном диапазоне, диффузия может являться тем определяющим процессом, который изменяет физико-химические свойства гетероструктуры, а следовательно, и условия токопереноса в РТД.

На начальном этапе исследований было установлено, что коэффициент диффузии Al значительно превышает (на несколько порядков) коэффициенты диффузии Ga, As и Si. Учитывая данное обстоятельство и то, что изменение молярной доли в слоях $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ влияет на высоту потенциального барьера и, следовательно, на ВАХ РТД, далее в качестве доминирующего процесса деградации гетероструктуры рассматривали диффузию Al из барьерных слоев в слой ямы и спейсеров.

Для оценки значимости данного процесса разработана модель, позволяющая определять надежность смесителей радиосигналов (по постепенным отказам) в зависимости от интен-

сивности протекания диффузионных процессов в гетероструктуре РТД.

Системно модель объединяет три расчетных модуля:

– *модуль 1* предназначен для расчета, исходя из конструкторско-технологических параметров гетероструктуры РТД (толщины и состава слоев), изменения состава слоев в зависимости от времени и температуры эксплуатации изделия в результате протекания диффузионных процессов;

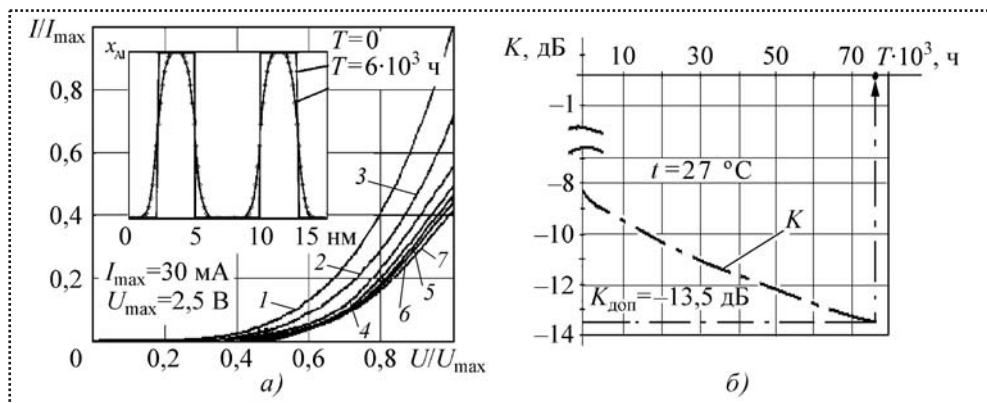
– *модуль 2* – для моделирования ВАХ РТД, имеющих полупроводниковые структуры с различным составом слоев (GaAs, AlGaAs и др.);

– *модуль 3* – для оценки изменения электрических параметров смесителя радиосигналов в зависимости от дрейфа ВАХ РТД.

Модель позволяет оценить влияние диффузионных процессов в гетероструктуре РТД на характер изменения высоты и формы ее потенциального барьера, связанного с этим изменение вольтамперной характеристики РТД и электрических параметров смесителя и, следовательно, определить прогнозируемую среднюю наработку до отказа смесителя радиосигналов по выбранным эксплуатационным параметрам (потерям преобразования, точке компрессии, динамическому диапазону и др.).

На рис. 1 представлены результаты определения надежности рассматриваемого смесителя по потерям преобразования K . Влияние деградации гетероструктуры на другие эксплуатационные параметры смесителя (динамиче-

Рис. 1. Изменение ВАХ РТД (а) и потерь преобразования смесителя радиосигналов (б) во времени: 1 – $T=0$; 2 – $T=6 \cdot 10^3$ ч; 3 – $T=1,8 \cdot 10^4$ ч; 4 – $T=3,5 \cdot 10^4$ ч; 5 – $T=6,6 \cdot 10^4$ ч; 6 – $T=8,7 \cdot 10^4$ ч; 7 – $T=1,3 \cdot 10^5$ ч





ский диапазон, точку компрессии) не столь заметны.

Таким образом, проведенные теоретические исследования позволили установить, что формирование постепенных отказов смесителей радиосигналов непосредственно связано с диффузионной деградацией гетероструктур РТД. Разработанная модель позволяет, исходя из заданных характеристик гетероструктур, рассчитать среднюю наработку до отказа всей партии РТД и далее – смесителей радиосигналов с учетом температурного режима эксплуатации.

Для проверки достоверности и обоснованности положения о доминирующем процессе старения смесителя радиосигналов и адекватности методики определения показателей его надежности проведены ускоренные испытания, реализующие принцип искусственного старения изделия за счет воздействия температурного фактора.

При испытаниях образцы РТД размещали в тепловой камере, нагревали для активизации деградационных процессов, затем извлекали из камеры и проводили измерения их ВАХ, а также выходных электрических параметров смесителя. Его пассивную часть испытывали отдельно.

Основная электрическая характеристика РТД, определяющая выходные электрические параметры смесителя радиосигналов, – его ВАХ.

Выходные электрические параметры смесителя радиосигналов измеряли на стенде, в состав которого входят следующие приборные модули:

- генераторы Agilent E8257D для получения гармонических колебаний с частотой $f = 0...50$ ГГц и мощностью P до 10 дБм;
- источник питания Agilent E3615A, обеспечивающий входное напряжение $U = 0...36$ В;
- анализатор Agilent 8565ES для анализа спектра сигнала с частотой $f = 0...50$ ГГц и мощностью P до 10 дБм;
- мультиметр Agilent E34401A для измерения напряжения $U = 0...50$ В.

Для измерения ВАХ РТД использовали микрондовый стенд, состоящий из микрондового устройства на базе микроскопа

МЕТАМ Р-1, источника питания Agilent E3641A (подача напряжения $U = 0...36$ В, фиксация значения тока $I = 0...1$ А), персонального компьютера для управления подачей напряжения источника питания. Комплекс позволяет измерять ВАХ РТД с точностью по напряжению ± 1 мВ и току ± 10 мкА. Измерение ВАХ выполняли с шагом подачи напряжения 5 мВ.

Термоиспытания смесителей радиосигналов проводили с помощью лабораторного воздушного термостата (поддерживает температуру $t = 40...300$ °С с точностью ± 1 °С).

Режим температурного воздействия выбирали на основе моделирования процессов деградации изделия в диапазоне физически допустимых температур. В результате находили температуру t и время T проведения ускоренных испытаний, при которых степень деградации изделия равна степени старения смесителя радиосигналов при заданных условиях эксплуатации.

Расчет проводили в два этапа. На первом начальными условиями являлись номинальные параметры слоев гетероструктуры, температура эксплуатации t_1 и время эксплуатации изделия T_1 , на основе которых моделировали деградацию гетероструктуры. На втором этапе при воздействии температурного фактора t_2 в течение времени T_2 получили такую же степень деградации изделия, как и при нормальных условиях (t_1, T_1).

Для определения температурного ограничения при выполнении ускоренных испытаний РТД проведен анализ экспериментальных исследований других гетероструктурных приборов и определена температура $t = 300$ °С [2, 3].

Длительность ускоренных испытаний (13 ч) за счет воздействия температурного фактора соответствовала $1,3 \cdot 10^5$ ч работы смесителя радиосигналов при нормальных условиях эксплуатации ($t = 27$ °С).

Результаты испытаний пассивной части смесителя, реализующих принцип искусственного старения пассивных элементов (конденсатора, индуктивности, резистора, платы) и элементов соединения смесителя радиосигналов, позволяют заключить, что процесс их де-



Таблица 1

Изменения потерь преобразования K , точки компрессии $P_{\text{дБ}}$ и максимального тока I_{max} во времени T

Изделие	Характеристика	$T \cdot 10^3, \text{ч}$						
		0	6	18	35	66	87	130
Смеситель	$K, \text{дБ}$	$\frac{-8,3}{-8,8}$	$\frac{-9,3}{-9,7}$	$\frac{-10,1}{-10,6}$	$\frac{-11,2}{-11,7}$	$\frac{-12,8}{-13,4}$	$\frac{-13,6}{-14,6}$	$\frac{-14,7}{-15,7}$
	$P_{\text{дБ}}, \text{дБм}$	$\frac{-15,2}{-15,4}$	$\frac{-15,8}{-16,1}$	$\frac{-15,3}{-16,8}$	$\frac{-16,9}{-18,1}$	$\frac{-16,6}{-17,8}$	$\frac{-17,2}{-19,4}$	$\frac{-18,0}{-20,3}$
РТД	$I_{\text{max}}, \text{мА}$	$\frac{30,0}{28,5}$	$\frac{18,3}{17,2}$	$\frac{16,5}{15,3}$	$\frac{14,7}{13,4}$	$\frac{13,5}{12,1}$	$\frac{12,3}{10,3}$	$\frac{11,6}{9,5}$

Примечание. В числителе – теоретические данные, в знаменателе – экспериментальные.

градации протекает неинтенсивно, поскольку температурное тестирование не выявило изменения выходных электрических характеристик смесителя – потерь преобразования и точки компрессии, а разница лежит в пределах погрешности средств измерений.

Дальнейшие исследования были направлены на экспериментальное изучение влияния процесса деградации РТД на показатели качества назначения смесителя радиосигналов. Укоренным испытаниям за счет воздействия температурного фактора были подвержены две партии РТД по 120 шт. На первом этапе изменены начальные ВАХ РТД ($T = 0$).

Обобщенные экспериментальные данные в сравнении с теоретическими представлены в табл. 1 и на рис. 2. Как видно, имеет место соответствие теоретических и экспериментальных данных, а именно тенденции изменения во времени численных значений выходных показателей смесителя радиосигналов и ВАХ РТД. При этом изменение K составляет от 0,9 до 6,9 дБ (до 78,4 %), $P_{\text{дБ}}$ – от 0,7 до 4,9 дБм (до 31,8 %). Таким образом, экспериментально подтверждена более высокая скорость изменения потерь преобразования смесителя радиосигналов, чем других его выходных электрических параметров, что соответствует теоретическим данным.

Для смесителя радиосигналов отличие теоретических значений потерь преобразования от экспериментальных находится в пределах

4–9 %, для РТД это отличие для максимального тока составляет 5–18 %.

Диффузия в полупроводниках является процессом последовательного перемещения атомов в кристаллической решетке, которое происходит посредством последовательных скачков. Данный процесс зависит от дефектности (наличия вакансий) кристалла (подложки), а следовательно, и слоев гетероструктуры, структура которых наследуется при технологическом процессе их изготовления у подложки. Поскольку дефектность – случайная и индивидуальная величина для каждого образца РТД, а также неизвестный параметр, то отличие экс-

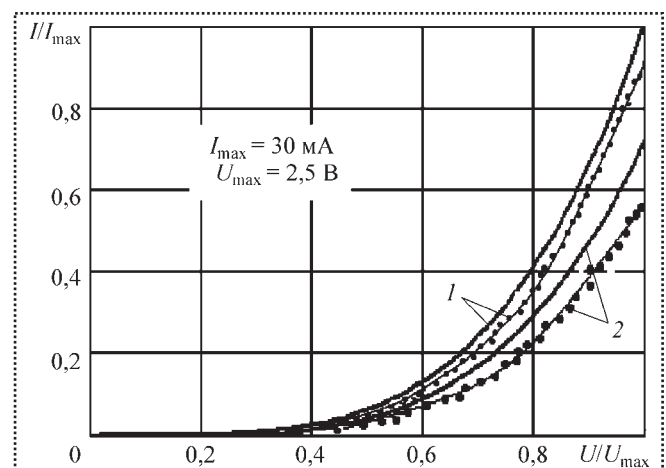


Рис. 2. Сравнение теоретических и экспериментальных ВАХ РТД:

1 – $T = 0$; 2 – $T = 6 \cdot 10^3$ ч при $t = 27^\circ \text{C}$ ($T = 1$ ч при $t = 200^\circ \text{C}$); — — теоретические данные; — экспериментальные

Коэффициент вариации потерь преобразования K смесителя радиосигналов и максимального тока I_{\max} РТД во времени T

Коэффициент вариации (var)	$T \cdot 10^3, \text{ч}$						
	0	6	18	35	66	87	130
var_K	0,16	0,17	0,20	0,24	0,27	0,31	0,33
$\text{var}_{I_{\max}}$	0,19	0,21	0,25	0,30	0,33	0,37	0,41

периментальных и теоретических результатов можно объяснить неизвестностью дефектности образца при теоретических расчетах.

Таким образом, соответствие полученных экспериментальных результатов теоретическим данным свидетельствует о достоверности разработанного метода расчета и предположения о закономерностях формирования постепенных отказов смесителя радиосигналов.

На следующем этапе исследований оценивали вероятностные характеристики исследуемых величин K смесителя радиосигналов и ВАХ РТД во времени с использованием пакета прикладных программ. Результаты обработки экспериментальных данных по определению вероятностных характеристик показали, что характер распределения исследуемых величин для каждого расчетного периода времени $T_1, T_2 \dots T_i$ близок к закону Гаусса.

Определено, что значения коэффициента вариации потерь преобразования смесителя

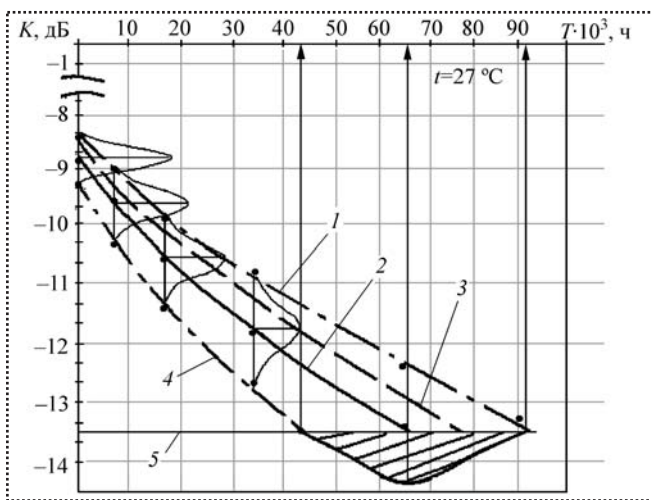


Рис. 3. Сравнение теоретических (т) и экспериментальных (э) значений потерь преобразования смесителя радиосигналов: 1 – K_{\min} ; 2 – $K_{\text{э,ср}}$; 3 – K_T ; 4 – $K_{\text{э,max}}$; $K_{\text{доп}} = -13,5$ дБ

радиосигналов и максимального тока РТД имеют тенденцию к возрастанию с увеличением сроков эксплуатации изделий (носят веерный характер). Результаты расчета представлены в табл. 2.

Обобщенные экспериментальные и теоретические данные расчета показателей надежности смесителя радиосигналов представлены на рис. 3.

Таким образом, полученные экспериментальные данные показывают, что наработка до отказа партии смесителей радиосигналов по постепенным отказам находится в диапазоне $T = 4,3 \cdot 10^4 \dots 9,1 \cdot 10^4$ ч, при этом средняя наработка до отказа $T_{\text{ср}} = 6,7 \cdot 10^4$ ч.

В процессе испытаний происходил также отказ образцов РТД, который характеризовался как внезапный. Данный вид отказа выявлен на этапе измерения ВАХ РТД. Бракованные образцы определяли по двум критериям:

- отсутствие тока ($I = 0$) при подаче напряжения;
- значительное уменьшение максимального тока РТД ($I_{\max} \leq 1$ мА).

Количество отказавших РТД в процессе испытаний составило 6–8 %. Полученные данные позволили рассчитать интенсивность их внезапных отказов.

В результате для смесителя радиосигналов отличие теоретических значений потерь преобразования от экспериментальных достигло 4–9 %, для РТД это отличие для I_{\max} находится в пределах 5–18 %. Данное обстоятельство позволяет использовать разработанную модель для расчета надежности нелинейного преобразователя сигнала при его сборке.

На основе полученных данных выполнена комплексная оценка надежности смесителя ра-



диосигналов с учетом влияния как постепенных, так и внезапных отказов. Отказом считали выход за поле допуска значения выходного электрического параметра смесителя радиосигналов (потерь преобразования).

Формирование вероятности безотказной работы смесителя радиосигналов показано на рис. 4. Как следует из анализа, в общей совокупности факторов, определяющих надежность смесителя радиосигналов, доминирующими являются постепенные отказы, связанные со старением РТД.

Приведенные выше результаты теоретических и экспериментальных исследований позволяют перейти к разработке технологических методов для определения показателей надежности смесителей радиосигналов, а именно контрольной операции – термоиспытаний. Их цель – выявление РТД с критически низкими значениями надежности, что позволит исключить отказ смесителя радиосигналов на начальном этапе его эксплуатации, а также определить как индивидуальную, так и групповую надежность смесителей радиосигналов на основе РТД.

Структурно методика состоит из двух модулей: расчетного и экспериментального. *Первый модуль* позволяет предварительно оценить надежность партии РТД. Исходные данные для расчета: параметры слоев гетероструктуры (толщина и состав слоев) РТД, их технологические отклонения (определяются по данным предприятия-изготовителя), а также предельные значения выходных электрических параметров смесителя радиосигналов. На выходе, исходя из физических закономерностей старения гетероструктуры, строится прогноз средней наработки до отказа смесителя радиосигналов.

Второй модуль – технологические испытания. Их задача – непосредственная экспериментальная оценка индивидуальной надежности каждого конкретного РТД в партии, их групповой надежности, а также выявление РТД с предельно низкими значениями надежности. В основу испытаний положен принцип искус-

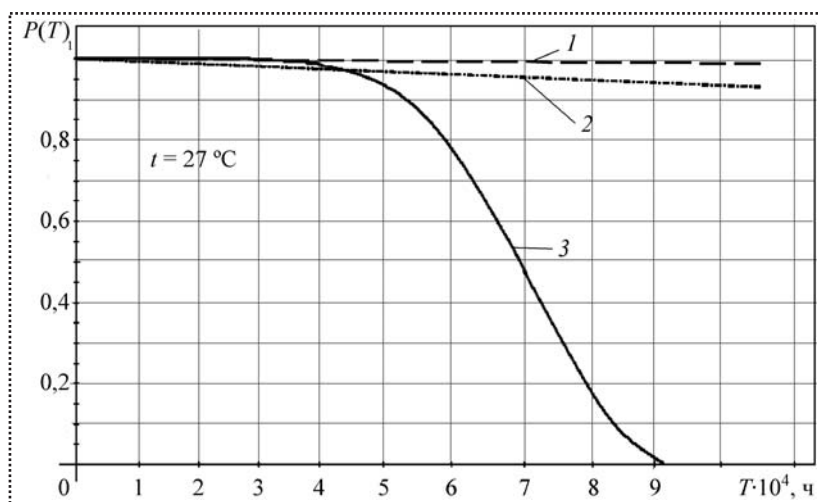


Рис. 4. Вероятность $P(T)$ безотказной работы смесителя радиосигналов:

- 1 – РТД (по внезапным отказам);
- 2 – пассивной части (по внезапным отказам);
- 3 – РТД (по постепенным отказам)

ственного старения изделия за счет воздействия температурного фактора (ускоренные испытания). При этом режимы технологических испытаний уменьшают ресурс изделия не более чем на 10 %. По результатам испытаний на этапе сборки определяется надежность смесителя радиосигналов при использовании в его конструкции любого РТД из партии.

Таким образом, испытания показали адекватность разработанной математической модели расчета возникновения постепенных отказов смесителя радиосигналов, позволили определить интенсивность отказов РТД, выявить потенциально ненадежные РТД, предложить контрольную операцию их термоиспытаний для прогнозирования надежности приборов преобразования радиосигналов на этапе их сборки.

Библиографический список

1. **Иванов Ю.А.** Нанoeлектроника на базе многослойных гетероструктур // Известия вузов. Машиностроение. 2003. № 5. С. 73–78.
2. **Методы** решения задач тепломассопереноса. Теплопроводность и диффузия в неподвижной среде: Учеб. пособие / В.И. Коновалов, А.Н. Пахомов, Н.Ц. Гатапова и др. Тамбов: изд-во ТГТУ, 2005. 80 с.
3. **Белявский В.И.** Физические основы полупроводниковой нанотехнологии // Соросовский образовательный журнал. 1998. № 10. С. 92–98.



УДК 621.6:531.787.9

Н.Н. Завалин, И.Ш. Шигапов (ОАО НПО "Искра", г. Пермь),
e-mail: znn714@iskra.perm.ru, sis714@iskra.perm.ru

Применение системы импульсных трубопроводов для определения потерь полного давления в воздуховодах агрегатов топливно-энергетического комплекса

Рассмотрены варианты систем измерений потерь полного давления в трактах выхлопа газотурбинной установки с использованием импульсных трубопроводов. Измерения проводятся на нескольких режимах работы агрегата.

There are considered measuring systems of total pressure loss in gas turbine exhaust ducts using pulse pipes. Measurements are fulfilled under several operation conditions of a plant.

Ключевые слова: измерение, воздухозаборники, давление, трубопроводы.

Key words: measurement, air intake, pressure, pipes.

В процессе создания газоперекачивающие агрегаты и газотурбинные электростанции серии "Урал" проходят отработку, предусматривающую проведение комплекса экспериментальных, конструкторских и расчетно-теоретических работ с целью получения информации для принятия решений по уточнению конструктивного облика агрегата и его составных частей и подтверждения их соответствия требованиям технических условий и технического задания [1].

Одна из важных характеристик агрегата — гидравлическое сопротивление выхлопного тракта (потери полного давления), увеличение которого приводит к снижению КПД газотурбинной установки.

Выхлопные тракты имеют достаточно сложную форму проточной части, и их газодинамический расчет связан с определенными трудностями. В связи с этим теоретическое прогнозирование газодинамических процессов в

выхлопных трактах требует экспериментального подтверждения.

В данной статье рассмотрены варианты систем измерений потерь полного давления в выхлопных трактах с использованием импульсных трубопроводов. Измерения проводили на нескольких режимах работы агрегата [2].

В состав системы измерений входят: воздухозаборники с одним, двумя и более местами отбора контролируемой среды; подводящие элементы (металлические трубопроводы или гибкие шланги) от места отбора до датчиковой аппаратуры; кабельные сети от датчиковой аппаратуры до регистратора.

Применение одноместных воздухозаборников в воздуховодах требует увеличения их номенклатуры по типоразмерам и значительной доработки материальной части агрегатов, что приводит к увеличению времени монтажа всей системы контроля. Схема отбора давления из воздуховода одноместным воздухозаборником приведена на рис. 1.

Применение воздухозаборников с многоместным отбором контролируемой среды позволяет проводить измерения по всему сечению воздухопроводов с минимальной доработкой материальной части агрегата. Это способствует снижению времени изготовления и монтажа системы измерения и доработки воздухопроводов.

Воздухозаборники с одно- и многоместным отбором могут быть использованы неоднократно, что позволяет уменьшать затраты на систему измерений при испытаниях вновь разрабатываемых агрегатов.

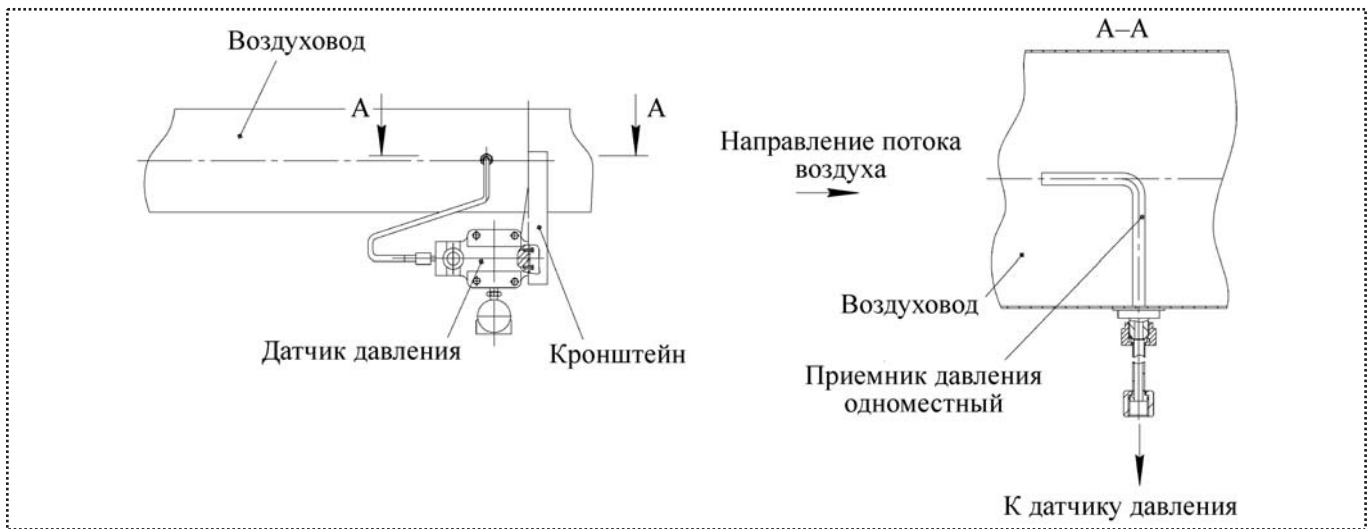


Рис. 1. Схема отбора давления из воздуховода с применением одноместного воздухозаборника

Применение импульсных трубопроводов обеспечивает герметичность уплотнения, надежность соединения и точность измерений, а использование многоместных воздухозаборников существенно упрощает процесс монтажа.

Многоместный воздухозаборник состоит из насадок отбора, расположенных в обтекаемом корпусе равномерно по сечению воздуховода. Это позволяет проводить более точные измерения по сравнению с одноместными воздухозаборниками. Насадки отбора соединены трубками со штуцерами, расположенными в корпусе воздухозаборника с наружной стороны воздуховода. Они могут быть разных типоразмеров в зависимости от поперечного сечения воздуховода. Количество воздухозаборников выбирают в зависимости от конструктивных особенностей воздуховодов, а также количества то-

чек замера давления по сечению воздуховода.

Схема отбора давления из воздуховода с применением многоместного воздухозаборника приведена на рис. 2.

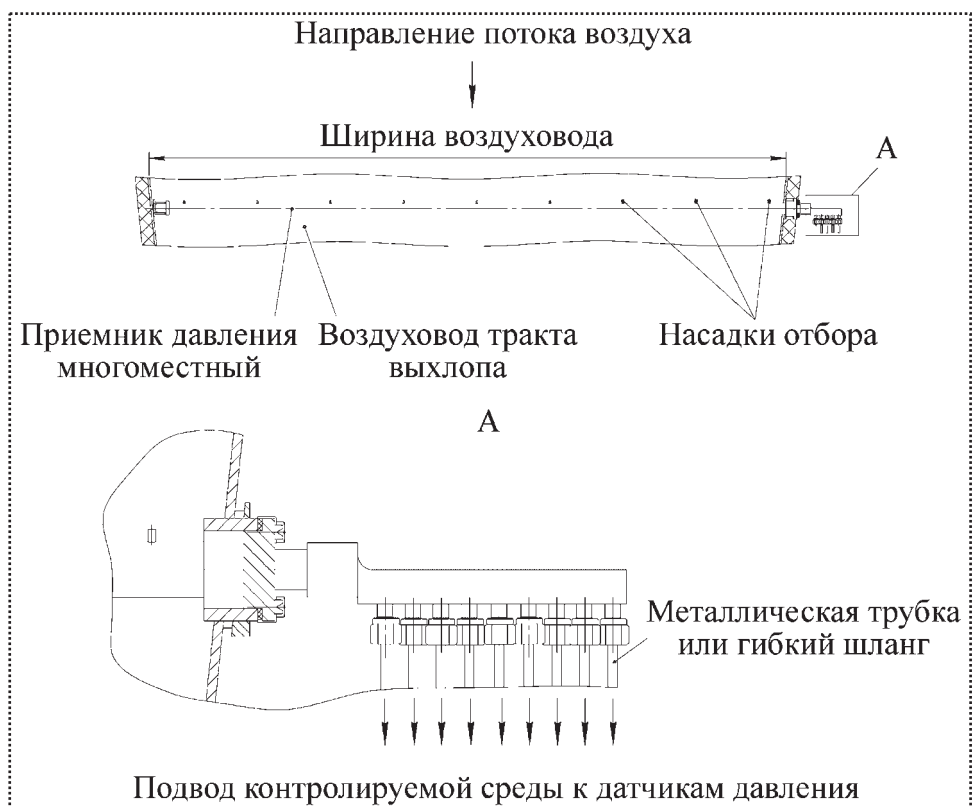


Рис. 2. Схема отбора давления из воздуховода с применением многоместного воздухозаборника



Для монтажа воздухозаборников необходимо:

– доработка материальной части с обеспечением посадочных мест для их закрепления и расположения по сечению воздухопроводов;

– монтаж трасс от мест отбора до измерительной аппаратуры, а также подключение и монтаж кабельных сетей до регистрирующей аппаратуры по разработанной конструкторской документации.

Таким образом, применение многоместного воздухозаборника позволяет сократить время на монтаж системы импульсных трубопроводов. В связи с широкой номенклатурой агрегатов по

типоразмерам применяемых воздухопроводов, особенно выхлопных трактов, целесообразно использовать многоместные импульсные трубопроводы разных типоразмеров для замеров потерь полного давления и перепадов давления в воздухопроводах агрегатов и отработки отдельных составных частей агрегатов.

Библиографический список

1. Бурдюгов С.И., Гилев Л.А., Безумов Г.Г., Семенов П.В. Система измерительного комплекса для отработки агрегатов топливно-энергетического комплекса // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2006. № 7.

2. Калинушкин М.П. Вентиляторные установки. – М.: Высшая школа, 1967.

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

- Технология и организация сборки
- Размерные цепи
- Современные методы сборки
- Ориентирование деталей при сборке
- Инструмент для сборки
- Сборочное оборудование
- Робототехнические комплексы
- Гибкие ячейки, гибкие системы
- Сборка-сварка. Сборка-пайка
- Сборка с использованием клея
- Испытания и контроль
- Подготовка деталей к сборке
- Особенности сборки подшипников, редукторов, коробок переключения передач, приборов и т.д.
- "Деликатная" сборка хрупких и миниатюрных изделий
- Разборка и ремонт, консервация
- Изобретения и патенты
- Зарубежный опыт
- Подготовка специалистов
- Нормативная документация



Журнал распространяется только по подписке

Подписные индексы по каталогам:

84967 "Пресса России";

79748 "Роспечать";

60257 "Почта России"

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

Россия, 107076, Москва, Стромьинский пер., д. 4, ООО "Издательство Машиностроение", редакция журнала "Сборка в машиностроении, приборостроении"
Тел.: (499) 268 38 42. Факс (499) 269 48 97. E-mail: sborka@mashin.ru. Http://www.mashin.ru

Ирина Николаевна ЖЕСТКОВА

(1937–2010)



23 июня на 74-м году жизни скончалась Ирина Николаевна Жесткова – главный редактор издательства "Машиностроение", главный редактор журналов "Справочник. Инженерный журнал", "Трение и смазка в машинах и механизмах", зам. главного редактора журналов "Вестник компьютерных и информационных технологий", "Сборка в машиностроении и приборостроении", "Упрочняющие технологии и покрытия", член редакционных советов журналов "Заготовительные производства в машиностроении", "Контроль. Диагностика".

В 1963 г. И.Н. Жесткова закончила МВТУ им. Н.Э. Баумана по специальности "Машины и технологии литейного производства" механико-технологического факультета и сразу же пришла на работу в издательство. Недюжинный ум в сочетании с добросовестным отношением к работе позволили ей уже через два года стать старшим редактором редакции "Горячая обработка металла", а еще через три года — научным редактором.

В 1976 г. И.Н. Жесткову назначают заведующей редакцией справочной литературы. Можно без преувеличения сказать, что с Ириной Николаевной работал весь цвет технической и научной интеллигенции России. Работали, ценили и впоследствии оставались друзьями академики, преподаватели, руководители предприятий и аспиранты.

В 1983 г. И.Н. Жесткова удостоена почетного звания "Отличник печати", в этом же году получила Серебряную медаль ВДНХ за справочник "Испытательная техника". Книги, отредактированные Ириной Николаевной, не раз получали медали ВДНХ.

В 1996 г. И.Н. Жесткова стала главным редактором редакции энциклопедической и справочной литературы. Ею была задумана и почти полностью выпущена в свет уникальная сорокатымная энциклопедия "Машиностроение".

По инициативе и при непосредственном участии Ирины Николаевны увидели свет такие бестселлеры технической литературы, как "Справочник конструктора-машиностроителя" В.И. Анурьева (три тома), "Марочник сталей и сплавов", "Справочник технолога-машиностроителя" (два тома), "Общетехнический справочник", "Справочник металлиста" в пяти томах, "Вибрации в технике" в шести томах, "Справочник литейщика" Н.Д. Орлова, В.М. Чурсина, "Словарь-справочник по механизмам" А.Ф. Крайнева, "Справочник по гальванопокрытиям в машиностроении" П.С. Мельникова, "Специальные способы литья", "Неразрушающий контроль и диагностика" под ред. В.В. Клюева, "Сварка, резка, контроль" под ред. Н.П. Алешина и Г.Г. Чернышова в двух томах, "Вакуумная техника", "Валы и опоры с подшипниками качения. Конструирование и расчет" О.П. Леликова и многие другие справочники, научно-технические издания, учебники и учебные пособия для подготовки специалистов в области машиностроения, приборостроения, металлургии, авиационной и космической техники, двигателестроения.

Под ее руководством выпускались книги серий "Библиотека конструктора", "Библиотека технолога", "Библиотека инструментальщика", "Серия справочников для рабочих", ряд научно-технических журналов.

Доброта, отзывчивость, порядочность, профессионализм и невероятная энергия Ирины Николаевны снискали уважение и любовь всего коллектива издательства и огромного числа авторов.

Светлая память о Ирине Николаевне Жестковой навсегда останется в наших сердцах.

Память о прекрасном человеке, профессионале своего дела, научившем нас не только добросовестно работать, но и ценить, и любить окружающих.

СПРАВОЧНЫЙ МАТЕРИАЛ

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) для подшипников скольжения

Класс и марка материала	ГОСТ (ТУ)	Основные компоненты
Полиамиды и ПКМ на их основе		
ПА-6, ПА-6-110, ПА-6-130, ПА-6-210/310, ПА-6-211-14	ОСТ 6-06-С9-76	Продукт полимеризации капролактама
ПА-610	ГОСТ 10589–87	Продукт поликонденсации соли СГ
ПА-66	ОСТ 6-06-С4–79	Продукт поликонденсации соли АГ
ПА-12Л	ТУ 6-05-1309–72	Продукт полимеризации ω-додекалактама
АТМ	ТУ 6-05-031-502–77	Вторичный полиамид ПА 6, графит, термоантрацит
ПА-6ВС, ПА-6ВС-4 (ПА6-130-КС, ПА6-210-КС(ДС), ПА6-211-КС(ДС))	ОСТ 6-11-498–79	Композиция на основе капролактама, стекловолокна и других добавок
ПА-66-КС	ОСТ 6-11-498–79	Полиамид ПА 66, стекловолокно
ПА-61-ДС	ОСТ 6-11-498–79	Полиамид ПА 610, стекловолокно
ПА-610-1-101 (ПНС-610ДМ-1,5)	ОСТ 6-05-408–75	Полиамид ПА 610, дисульфид молибдена до 1,5 %
ПА-610-1-109 (ПА-610ВСМ)	ОСТ 6-05-408–75	Полиамид ПА610, дисульфид молибдена, 30 % стекловолокна
ПА-610-1-203	ОСТ 6-05-408–85	Полиамид ПА 610, 2–5 % графита
ПА-610-1-108	ОСТ 6-05-408–86	Полиамид ПА 610, до 10 % графита
ПА-12-21-3	ОСТ 6-05-425–76	Полиамид ПА 12, дисульфид молибдена
Этамид ЭА-ЛА	ТУ РБ 03535279.030–96	Композиционный материал на основе полиамида 6 и модифицированных полимеров
Капролон В	ТУ 6-05-983–73	Продукт низкотемпературной полимеризации ε-капролактама в присутствии щелочных катализаторов
Полиацетали и ПКМ на их основе		
СТД-А (Б, В, Г, Д)	ТУ 6-05-1543–79	Сополимер триоксана с диоксоланом
СФД-А (Б, В, Д)	ТУ 6-05-1543–79	Сополимер формальдегида с диоксоланом
СФД-ВС (СФД-21-2)	ТУ 6-05-211-1176–79	Сополимер формальдегида с диоксоланом, сульфат бария
СФД-ВМ (СФД-31-4)	ТУ 6-05-211-1038–76	Сополимер фольмальдегида с диоксоланом, тальк, нитрид бора
СФД-ВМ-БС	ТУ 6-05-1932–82	Сополимер фольмальдегида с диоксоланом, сульфат бария, нитрид бора, другие добавки
СФД-ДМ	ТУ 6-05-990–75	Сополимер фольмальдегида с диоксоланом, дисульфид молибдена
Фторопласты и ПКМ на их основе		
Ф-4	ГОСТ 10007–80	Фторопласт-4
Ф4С15	ТУ 6-05-041-363–72	Фторопласт-4, рубленое стекловолокно
Ф4С15М5	–	Фторопласт-4, рубленое стекловолокно, дисульфид молибдена
Ф4К20	ТУ 6-05-1412–76	Фторопласт-4, кокс
Ф4К15М5	ТУ 6-05-1412–76	Фторопласт-4, кокс, дисульфид молибдена
Ф4М15	–	Фторопласт-4, дисульфид молибдена

ООО "Издательство **Машиностроение**", 107076, Москва, Стромьинский пер., 4
 Учредитель ООО "Издательство **Машиностроение**".
 Адрес электронной почты издательства: **E-mail: mashpubl@mashin.ru**;
 редакции журнала: **sborka@mashin.ru**; **tmm@mashin.ru** <http://www.mashin.ru>
 Телефон редакции журнала: (499) 268-38-42; тел./факс (499) 268-85-26; факс 269-48-97.
 Технический редактор *Жиркина С.А.* Корректоры *Сажина Л.И., Сонюшкина Л.Е.*
 Сдано в набор 11.05.10 г. Подписано в печать 12.07.10 г. Формат 60×88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
 Усл. печ. л. 5,88. Уч.-изд. л. 5,49. Заказ 541. Свободная цена.
 Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Издательство Машиностроение".
 Отпечатано в ООО "Подольская Периодика", 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, д. 15.