

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
 НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ
 И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ
 ЖУРНАЛ

СБОРКА



В МАШИНОСТРОЕНИИ, ПРИБОРОСТРОЕНИИ

ЖУРНАЛ ВЫХОДИТ ПРИ СОДЕЙСТВИИ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ
 ЖУРНАЛ ВХОДИТ В ПЕРЕЧЕНЬ УТВЕРЖДЕННЫХ ВАК РФ ИЗДАНИЙ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИЙ ТРУДОВ СОИСКАТЕЛЕЙ УЧЕНЫХ СТЕПЕНЕЙ ПО ГРУППАМ НАУЧНЫХ СПЕЦИАЛЬНОСТЕЙ: 01.02.01 — Теоретическая механика, 01.02.04 — Механика деформируемого твердого тела, 01.02.06 — Динамика, прочность машин, приборов и аппаратуры, 05.02.02 — Машиноведение системы приводов и детали машин, 05.02.04 — Трение и износ в машинах, 05.02.05 — Роботы, мехатроника и робототехнические системы, 05.02.07 — Технология и оборудование механической и физико-технической обработки, 05.02.10 — Сварка, родственные процессы и технологии, 05.02.11 — Методы контроля и диагностика в машиностроении, 05.02.13 — Машины, агрегаты и процессы, 05.02.18 — Теория механизмов и машин, 05.04.11 — Атомное реакторостроение, машины, агрегаты и технология материалов атомной промышленности

2021 Том 22
 1 (246)

СОДЕРЖАНИЕ

Сборка с использованием клеев

Колосков А.В., Есаулов В.В., Рожко Т.Е., Шишлов А.В. Исследование адгезионных свойств клея-герметика кремнийорганического "Эласил 137-180" 3

Обеспечение качества. Испытания. Контроль

Антипов С.В., Жуков Д.В., Абашкин А.А., Коновалов С.В. Определение овальности и профиля труб и цилиндрических деталей большого диаметра по внешней поверхности 9

Трение и смазка в машинах и механизмах

Мигранов М.Ш., Мигранов А.М. Композиционные многослойные покрытия для концевых фрез 15
 Шишкарев М.П. Элементы теории адаптивных фрикционных муфт второго поколения 20

В помощь конструктору, технологу

Безъязычный В.Ф., Прокофьев М.А., Жирнова Ф.Р. Расчетное определение прочностных характеристик сборочных соединений с натягом с учетом технологических условий обработки сопрягаемых поверхностей 30
 Дьяков И.Ф., Моисеев Ю.В. Анализ силовых факторов тонкостенной оболочки металлоконструкции 35
 Курлаев Н.В., Самохвалова Ж.В., Самохвалов В.Н. Расчет параметров магнитно-импульсной сборки кабельных наконечников с многожильными проводами 40

Информация

Указатель статей, опубликованных в 2020 году 44

Журнал распространяется по почте, которую можно оформить в любом почтовом отделении (индекс по каталогу "Пресса России" — 84967) или непосредственно в издательстве
 Тел.: 8 (499) 269-54-98, 269-54-96
 E-mail: sborka@mashin.ru, http://www.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.

Председатель редакционного совета
 В.И. КОЛЕСНИКОВ, академик РАН

Редакционный совет

МОСКВА

А.С. ВАСИЛЬЕВ (главный редактор), д.т.н., проф.
 В.В. БАРДУШКИН, д.ф.-м.н.
 И.А. БУЯНОВСКИЙ, д.т.н., проф.
 М.В. ВАРТАНОВ, д.т.н., проф.
 С.М. ЗАХАРОВ, д.т.н.
 И.Н. ЗИНИНА, к.т.н., доц.
 Ю.Л. ИВАНОВ, д.т.н.
 А.В. ИГНАТОВ, к.т.н., доц.
 А.И. КУМЕНКО, д.т.н., проф.
 И.А. ЛЮБИНИН, к.т.н.
 Б.В. ШАНДРОВ, к.т.н., проф.
 А.Г. ХОЛОДКОВА, к.т.н., проф.

Региональные редсоветы

ВЛАДИВОСТОК

Ю.Н. КУЛЬЧИН, акад. РАН
 А.А. СУПОНЯ, к.т.н.

ВОЛГОГРАД

М.Г. КРИСТАЛЬ, д.т.н., проф.
 В.И. ЛЫСАК, акад. РАН

ИЖЕВСК

И.В. АБРАМОВ, д.т.н., проф.
 В.Г. ОСЕТРОВ, д.т.н., проф.
 Б.А. ЯКИМОВИЧ, д.т.н., проф.

КАЗАНЬ

Р.И. АДГАМОВ, д.т.н., проф.

КОВРОВ

Ю.З. ЖИТНИКОВ, д.т.н., проф.

КОМСОМОЛЬСК-НА-АМУРЕ

Б.Н. МАРЬИН, д.т.н.
 А.М. ШПИЛЕВ, д.т.н., проф.

НИЖНИЙ НОВГОРОД

С.В. ГОЛУБЕВ, инж.

ОРЕЛ

Ю.С. СТЕПАНОВ, д.т.н., проф.
 Г.А. ХАРЛАМОВ, д.т.н., проф.

ОРЕНБУРГ

А.Н. ПОЛЯКОВ, д.т.н., проф.
 А.И. СЕРДЮК, д.т.н., проф.
 А.П. ФОТ, д.т.н., проф.

ПЕРМЬ

С.М. БЕЛОБОРОДОВ, д.т.н.
 В.Ф. МАКАРОВ, д.т.н.

РОСТОВ-НА-ДОНУ

А.А. РЫЖКИН, д.т.н., проф.
 И.В. КОЛЕСНИКОВ, д.т.н., проф.
 А.П. СЫЧЕВ

РЫБИНСК

В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ, д.т.н., проф.
 В.В. НЕПОМИЛУЕВ, д.т.н., проф.
 А.Н. СЕМЕНОВ, д.т.н., проф.

САМАРА

Ю.А. ВАШУКОВ, к.т.н., доц.
 М.А. ЕВДОКИМОВ, д.т.н., проф.

САНКТ-ПЕТЕРБУРГ

Е.В. ШАЛОБАЕВ, к.т.н., проф.

ТОМСК

А.В. КОЛУБАЕВ, д.ф.-м.н.
 В.Е. ПАНИН, акад. РАН

ТУЛА

А.А. МАЛИКОВ, д.т.н., проф.
 В.В. ПРЕЙС, д.т.н., проф.

ХАБАРОВСК

В.И. ШПОРТ, д.т.н., проф.

Беларусь

МИНСК

В.Л. БАСИНЮК, д.т.н.
 М.Л. ХЕЙФЕЦ, д.т.н., проф.

ГОМЕЛЬ

В.Е. СТАРЖИНСКИЙ, д.т.н.

Украина

КИЕВ

А.С. ЗЕНКИН, д.т.н., проф.
 В.А. МАТВИЕНКО, к.т.н.

ДОНЕЦК

А.Н. МИХАЙЛОВ, д.т.н., проф.

Польша

П. ЛЕБКОВСКИ, д.т.н.
 Е. ЛУНАРСКИ, д.т.н.

Ответственные за подготовку и выпуск номера:

Е.М. НУЖДИНА, И.М. ГЛИКМАН

Журнал зарегистрирован в РОСКОНАДЗОРе.
 Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-63953 от 09.12.2015 г.

THE MONTHLY
JOURNAL
FOR SCIENTISTS
AND MANUFACTURERS

ASSEMBLING



IN MECHANICAL ENGINEERING AND INSTRUMENT-MAKING

THE JOURNAL IS PUBLISHED UNDER THE PATRONAGE OF INTERNATIONAL UNION OF MECHANICAL ENGINEERING
THE JOURNAL IS AMONG THOSE APPROVED BY RF FOR DISSERTATION PUBLICATION BY GROUPS OF SCIENTIFIC SPECIALTIES: 01.02.01 — Theoretical mechanics, 01.02.04 — Mechanics of a deformable solid, 01.02.06 — Dynamics, durability of machines, devices and apparatus, 05.02.02 — Machine science of drive systems and machine parts, 05.02.04 — Friction and wear in machines, 05.02.05 — Robots, mechatronics and robotic systems, 05.02.07 — Technology and equipment for mechanical, physical and technical processing, 05.02.10 — Welding, related processes and technologies, 05.02.11 — Control methods and diagnostics in mechanical engineering, 05.02.13 — Machines, units and processes, 05.02.18 — Theory of mechanisms and machines, 05.04.11 — Nuclear reactor construction of machine, units and technology of the nuclear industry materials

2021 Vol. 22
1 (246)

CONTENTS

Assembly with use glue

Koloskov A.V., Esaulov V.V., Rozhko T.E., Shishlov A.V. Investigation of adhesion properties of silicone sealant "Elasil 137-180" 3

Quality assurance. Testing. Monitoring

Antipov S.V., Zhukov D.V., Abashkin A.A., Konovalov S.V. Definition of ovality and profile of pipes and cylindrical parts of large diameter on external surface 9

Friction & lubrication in machines and mechanisms

Migranov M. Sh., Migranov A.M. Composite multi-layer coatings for end mills . . . 15
Shishkarev M.P. Elements of the theory of adaptive friction couplings of the second generation 20

Industrial and design engineer's aid

Bezjazychnyi V.F., Prokofiev M.A., Zhirnova F.R. Calculated determination of strength characteristics of assembly joints with tightness taking into account the technological conditions for processing the surfaces 30
D'yakov I.F., Moiseev Yu.V. Analysis of force factors of a thin-walled shell metalworks 35
Kurlaev N.V., Samokhvalova Zh.V., Samokhvalov V.N. Calculation of the parameters of the magnetic-pulse connection of the tip and multi-wire cable 40

Information

Index of articles published in 2020 44

Journal is distributed on subscription, which can be issues in any post office (index on the catalogue of the "Pressa Rossii" — 84967) or directly in editorial of the journal.
Ph.: 8 (499) 269-54-98, 269-54-96
E-mail: sborka@mashin.ru, http://www.mashin.ru
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.

Chair of Editorial Advisory Board —
Member of Russian Academy of Science
V.I. KOLESNIKOV

Editors

MOSCOW

A.S. VASIL'EV
(Chief editor)
V.V. BARDUSHKIN
I.A. BUYANOVSKY
M.V. VARTANOV
S.M. ZAKHAROV
I.N. ZININA

Yu.L. IVANOV
A.V. IGNATOV
A.I. KUMENKO
I.A. LUBININ
B.V. SHANDROV
A.G. KHOLODKOVA

Regional editors

VLADIVOSTOK

Yu.N. KULSHIN
A.A. SUPONIA

VOLGOGRAD

M.G. KRISTAL
V.I. LYSAK

IZHEVSK

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

KAZAN

R.I. ADGAMOV

KOVROV

Yu.Z. ZHITNIKOV

KOMSOMOLSK-ON-AMUR

B.N. MARJIN
A.M. SHPILEV

NIZHNY NOVGOROD

S.V. GOLUBEV

OREL

Yu.S. STEPANOV
G.A. KHARLAMOV

ORENBURG

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

PERM

S.M. BELOBORODOV
V.F. MAKAROV

ROSTOV-ON-DON

A.A. RYZHKIN
I.V. KOLESNIKOV
A.P. SYCHEV

RYBINSK

V.F. BEZIAZYCHNYI
V.V. NEPOMILUEV
A.N. SEMENOV

SAMARA

Yu.A. VASHUKOV
M.A. EVDOKIMOV

ST.-PETERSBURG

E.V. SHALOBAEV

TOMSK

A.V. KOLUBAEV
V.E. PANIN

TULA

A.A. MALIKOV
V.V. PREYS

KHABAROVSK

V.I. SCHPORT

Belarus

MINSK

V.L. BASINJUK
M.L. KHEIFETZ

GOMEL

V.E. STARZHINSKI

Ukraine

KIEV

A.S. ZENKIN
V.A. MATVIENKO

DONETSK

A.N. MIKHAILOV

Poland

P. LEBKOVSKI
E. LUNARSKII

Executive editors of current issue:

E.M. NUZHIDINA, I.M. GLIKMAN

The journal is registered by ROSKOMNADZOR.
Registration certificate ПИ № ФС 77-63953. 09.12.2015

СБОРКА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КЛЕЕВ

УДК 620.162

DOI: 10.36652/0202-3350-2021-22-01-03-08

А.В. Колосков, В.В. Есаулов, канд. техн. наук, Т.Е. Рожко, А.В. Шишлов, канд. техн. наук
(Филиал АО "Центр эксплуатации объектов наземной космической инфраструктуры" —
"НИИ прикладной механики" им. академика В.И. Кузнецова, Москва)
E-mail: V. Esaulov@niipm.ru

Исследование адгезионных свойств клея-герметика кремнийорганического "Эласил 137-180"

Исследовано влияние вибрации и ударных воздействий на адгезионные свойства клея-герметика кремнийорганического "Эласил 137-180". Показана возможность его применения для фиксации защитных трубок световодов в приборе.

The article presents the results of a study of the influence of vibration and shock effects on the adhesive properties of the silicone sealant "Elasil 137-180". The possibility of its reception for fixing the protective tubes of light guides in the device is shown.

Ключевые слова: клей-герметик кремнийорганический, адгезия, испытания на отрыв, механические испытания, фиксация защитных трубок.

Keywords: silicone sealant, adhesion, separation tests, mechanical tests, fixing of protective tubes.

Цель исследования — расширение области применения клея-герметика кремнийорганического "Эласил 137-180", в частности, подтверждение возможности его применения для фиксации (приклейки) защитных трубок световодов в приборе.

Исследовано влияние вибрации и ударных воздействий на адгезионные свойства "Эласил 137-180".

Клей-герметик кремнийорганический "Эласил 137-180" представляет собой однокомпонентную композицию на основе полиорганосилоксана с катализатором и ингибитором, вулканизирующуюся на воздухе при комнатной температуре с последующим превращением в эластичный резиноподобный материал в слое до 5 мм [1]. По внешнему виду является однородной массой от бесцветной до светло-желтого цвета без механических примесей. Разработан в ГНЦ РФ АО "ГНИИХТЭОС". Предназначен для герметизации ферритовых матриц, защиты поверхностей тензодатчиков, склеивания и герме-

тизации деталей из органического и силикатного стекла, керамики, алюминия, ферритов и других материалов. Оптимальных показателей "Эласил 137-180" достигает при вулканизации в условиях относительной влажности $(60 \pm 10) \%$ и температуре $(25 \pm 5) ^\circ\text{C}$ в течение 5 суток. Физико-механические свойства компаунда "Эласил 137-180" приведены в табл. 1.

Таблица 1
Физико-механические свойства компаунда "Эласил 137-180" по ТУ 20.52.10-278-00209013–2019

Показатели	Марка	
	А	Б
Динамическая вязкость при 20 °С, Па·с	1,6...2,0	1,6...20,0
Время высыхания поверхностной пленки при $(25 \pm 5) ^\circ\text{C}$ до степени 3, ч, не менее	3	
Прочность при растяжении, МПа $(\text{кгс}/\text{см}^2)$, не менее	0,1 (1,0)	
Относительное удлинение при разрыве, %, не менее	80	

"Эласил 137-180" выпускается в виде двух марок: А и Б. "Эласил 137-180" марки А рекомендуется для работы в интервале температур $-80...+200$ °С. "Эласил 137-180" марки Б — для работы в интервале температур $-60...+200$ °С. Гарантийный срок хранения "Эласил 137-180" в таре изготовителя — 12 месяцев.

Методика проведения эксперимента и полученные результаты

Силиконовые трубки с оптоволоконном приклеивали к поверхностям технологических подложек, имеющих разную шероховатость, и подвергали различным механическим воздействиям. Указанная методика была реализована в ходе выполнения следующих этапов:

1. Проектирование и изготовление оснастки для виброиспытаний, ударных воздействий, а также комплекта подложек для испытаний клея на отрыв. Подложки изготавливали из двух различных материалов: сплава 50Н и полиамида блочного ПА6 марки Б. Поверхности пластин из сплава 50Н, предназначенные для

фиксации защитных трубок, имели различный параметр шероховатости поверхности $Rz20$, $Rz40$, $Rz80$.

2. Вулканизация клея-герметика в чашке Петри.

3. Фиксация клеем-герметиком "Эласил 137-180" силиконовых трубок к поверхностям технологических подложек, имеющих разную шероховатость. Способы фиксации трубок на подложках (далее экранах) для виброиспытаний и ударных воздействий и для испытаний на отрыв показаны на рис. 1. Укладка оптического волокна и силиконовой трубки в паз технологического основания — на рис. 2.

4. Вулканизация клея-герметика "Эласил 137-180" на образцах для виброиспытаний и на образцах для испытаний на отрыв при температуре (25 ± 5) °С и влажности 50...70 % в течение 5 суток на воздухе.

5. Проведение различных испытаний на изготовленных образцах после вулканизации:

— испытания образцов на отрыв клея-герметика "Эласил 137-180" от поверхности технологических подложек;

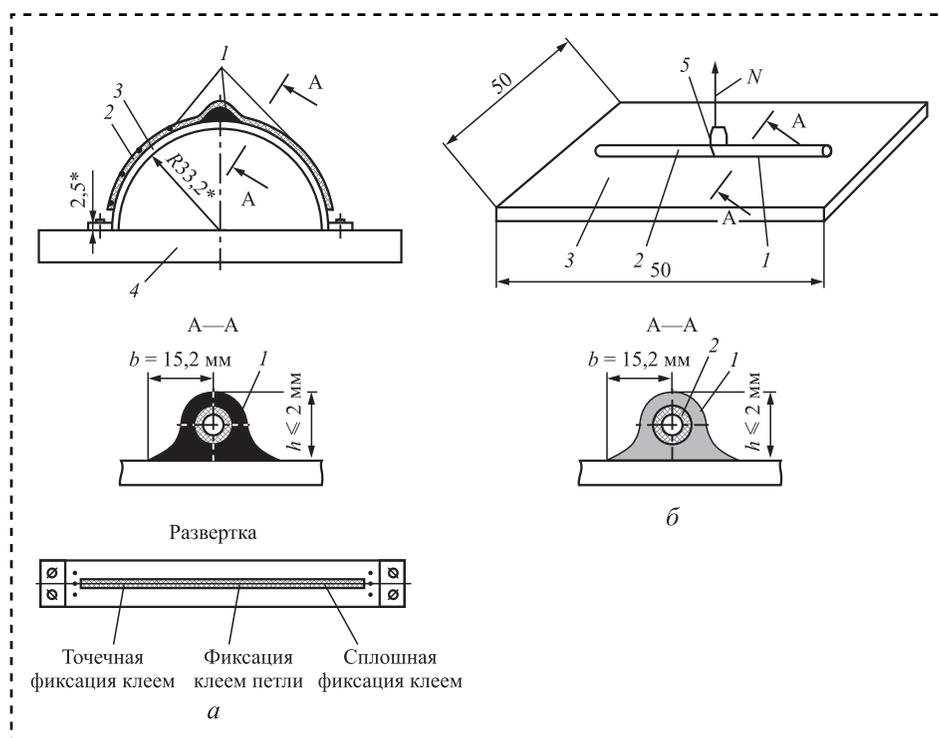


Рис. 1. Фиксация клеем-герметиком "Эласил 137-180" трубки силиконовой на подложке из сплава 50Н (параметр шероховатости пластин $Rz20$, $Rz40$, $Rz80$) для проведения виброиспытаний и ударных воздействий (а) и для проведения испытаний на отрыв клеевого соединения (б):

1 — клей; 2 — трубка; 3 — подложка; 4 — плита переходная; 5 — петля из нити; N — сила, прикладываемая к клеевому соединению граммометром



Таблица 2

**Результаты наблюдения
за процессом вулканизации "Эласил 137-180" в чашке Петри**

Дата	Время	Состояние клея-герметика
29.05.2020	16.30	Жидкий
	17.00	Жидкий
	17.30	Жидкотягучий (прилипает к буковой палочке)
	18.00	Жидкотягучий (прилипает к буковой палочке)
	18.30	Поверхностная пленка (не липнет, прогибается)
	19.00	Поверхностная пленка
	19.30	Поверхностная пленка
	20.00	Поверхностная пленка
	20.30	Эластичный
	21.00	Эластичный
21.30	Упругий	
30.05.2020	16.30	Резиноподобный
31.05.2020	16.30	Резиноподобный
01.06.2020	16.30	Резиноподобный
02.06.2020	16.30	Резиноподобный
03.06.2020	16.30	Резиноподобный (конец вулканизации по ТУ)

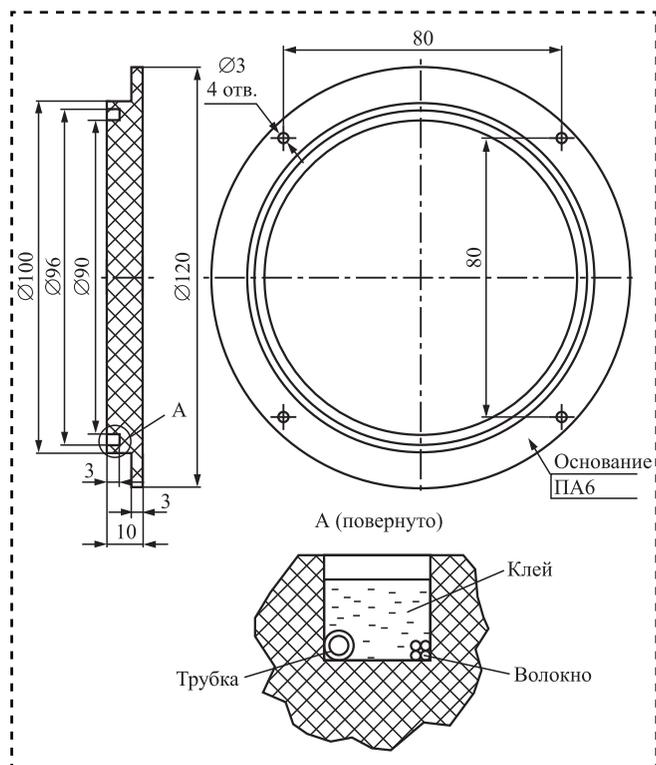


Рис. 2. Заливка клеем-герметиком "Эласил 137-180" волокна оптического в пазу основания для проведения испытаний клеевого соединения на механические воздействия

- виброиспытания;
- ударные испытания.

На первом этапе наблюдали за вулканизацией клея-герметика в чашке Петри. Заполняли чашку Петри на 3 мм клеем-герметиком "Эласил 137-180" марки Б и в течение 5 суток визуально наблюдали за процессом вулканизации клея-герметика. Дополнительно в заполненный объем уложили отрезок оптического волокна длиной 100 мм. При соприкосновении с герметиком волокно быстро "утопало" в его массе, демонстрируя хорошую смачиваемость. В течение первых 4...5 ч выдержки заметно нарастают упругие свойства герметика: в начале образование поверхностной пленки, в конце — резиноподобное состояние (табл. 2).

Через 24 ч после начала вулканизации клей-герметик "Эласил 137-180" приобретает резиноподобное состояние, достаточное для проведения дальнейших работ по сборке прибора.

После полной полимеризации в течение 5 суток из заливочной массы извлекали отрезок оптического волокна за свободный конец, разрезая слой клея-герметика. Усилие, прилагаемое к волокну, было достаточным, чтобы его извлечь и не вызвать обрыва. На извлеченном из

клея-герметика волокне по всей его длине сохранились остатки клеевой массы, что говорит о хорошей адгезии "Эласил 137-180" к поверхности волокна (рис. 3 на стр. 2 обложки).

На втором этапе приклеивали силиконовые трубки к пластинам из полиамида, пластинам из сплава 50Н с различной шероховатостью поверхности ($Rz20$, $Rz40$, $Rz80$) (рис. 4 на стр. 2 обложки)

Силиконовая трубка хорошо приклеивалась к нанесенному на подложку слою клея-герметика. Однако при нанесении герметика сверху на трубку происходило его стекание с верхней части трубки на поверхность пластины. Фиксации в точках, как наблюдалось с клеем-герметиком силиконовым "Герсил-180" [2, 3], не было получено. Экспериментально выбрали время предварительной выдержки "Эласил 137-180" — 50...70 мин. В этом интервале имелась возможность фиксации трубок к подложкам, поскольку до 50 мин герметик был слишком жидким, а после



Таблица 3

Замеры, проведенные на образцах с пластины 110×110 мм из сплава 50Н и на пластинах из полиамида

Номер замера	Пластина из сплава 50Н		Пластина из полиамида	
	$h \leq 2$ мм	$b = 1,5...2$ мм	$h \leq 2$ мм	$b = 1,5...2$ мм
1	1,95	4	1,5	5
2	1,85	5	1,75	4
3	1,85	3	1,85	5
4	1,85	3	1,75	4,5
5	1,85	5	1,6	7
6	1,85	2,5	1,95	7
7	1,85	4	1,85	9
8	1,9	3	1,85	9

70 мин — слишком густым. В результате силиконовые трубки приклеивали не в точках, а сплошным швом.

На третьем этапе проводили вулканизацию клея-герметика "Эласил 137-180" в течение 5 суток на воздухе, после чего определяли фактические размеры распределения клея на пластинах — контроль размеров b и h (см. рис. 1, табл. 3).

Герметик за счет высокой текучести растекается по поверхности пластины и точечной фиксации не получается.

На четвертом этапе испытывали образцы на отрыв клея-герметика "Эласил 137-180" от поверхности технологических подложек (рис. 5 на стр. 2 обложки, табл. 4).

После окончательной вулканизации герметика на экранах провели испытания с использованием переходной плиты на механические воздействия (табл. 5, рис. 6). Испытания на механические воздействия клеевых соединений экран—трубка выполняли по каждой из трех взаимно перпендикулярных осей на испытательном стенде V850-400Т (рис. 7, *a* на стр. 2 обложки).

После испытаний осмотр образцов показал, что места приклейки трубок на всех образцах не подверглись изменениям.

На пятом этапе после укладки в паз технологического основания оптического волокна и силиконовой трубки (см. рис. 2) проведена сушка клея-герметика по режиму: вулканизация в течение 5 суток на воздухе.

Поверхность паза основания предварительно тщательно обезжирили и высушили. Заливка герметика в паз проходила легко до полного заполнения всего объема паза. После окончательной вулканизации герметика перед механическими испытаниями "утопленное" волокно проверено на отсутствие его обрыва засветкой с использованием оптического излучения видимого спектра гелий-неонового лазера. Проведены механические испытания основания по трем взаимно перпендикулярным осям на испытательном стенде V850-400Т (рис. 7, *b* на стр. 2 обложки).

После испытаний осмотр основания показал, что заливочная масса герметика

Таблица 4

Результаты испытаний на отрыв на пластинах с параметрами шероховатости $Rz20$, $Rz40$, $Rz80$

Сила отрыва, гс	Состояние после испытания		
	$Rz20$	$Rz40$	$Rz80$
50	Б/и	Б/и	Б/и
60	Б/и	Б/и	Б/и
70	Б/и	Начало	Б/и
80	Начало	Увеличение	Б/и
90	Увеличение	Увеличение	Начало
100	Увеличение	Увеличение	Увеличение
110	Отрыв	Увеличение	Увеличение
120	—	Отрыв	Увеличение
130	—	—	Отрыв

Примечание. Б/и — без изменений; начало — начало видимой деформации клеевого слоя; увеличение — увеличение площади видимой деформации; отрыв — полный отрыв трубки от подложки.



Режимы механических испытаний клея-герметика "Эласил 137-180"

1. Синусоидальная вибрация						
Частота, Гц						Длительность воздействия, с
5...10	10...20	20...100				
Амплитуда виброускорений, g						Не регламентирована
1	1...15	15				
Примечание. Изменение амплитуды в зависимости от частоты — линейное.						
2. Синусоидальная вибрация						
Частота, Гц						Длительность воздействия, с
5...10	10...15	15...20				
Амплитуда виброускорений, g						1700
1,4...1,75	1,75...2,1	2,1...2,45				
Примечание. Изменение амплитуды в зависимости от частоты — линейное.						
3. Широкополосная случайная вибрация						
Частота, Гц						Длительность воздействия, с
20...50	50...100	100...200	200...500	500...1000	1000...2000	
Спектральная плотность мощности виброускорения, g ² /Гц						260
0,160...0,400	0,400...0,800	0,800	0,800...0,320	0,320...0,160	0,160...0,080	
Примечание. Изменение спектральной плотности мощности виброускорений в зависимости от частоты — линейное при логарифмическом масштабе по спектральной плотности и частоте.						
4. Ударно-импульсное нагружение						
Ускорение, g		Длительность импульса, мс			Число ударов	
112,5		1,0...2,0			90	
Примечания. 1. Форма импульса — полуволна синусоиды. 2. g = 10 м/с ² .						

в пазе основания не подверглась изменениям. Проверка оптического волокна засветкой показала целостность волокна после проведенных испытаний.

Полученные результаты показывают, что клей-герметик кремнийорганический "Эласил 137-180" обладает хорошими адгезионными свойствами. Сила отрыва трубки от поверхности технологической подложки (см. табл. 5) возрастает с увеличением параметра шероховатости поверхности. Наименьшее значение начала видимой деформации клеевого слоя зафиксировано у образца с параметром шероховатости Rz20, наиболее близкой к реальной детали прибора (экрану).

Исследования образцов на вибрационные и ударные воздействия не привели к отрыву

трубки от поверхности экранов. Визуальный осмотр образцов после испытаний показал, что места приклейки трубок на всех образцах не подверглись видимым изменениям.

Измерение границ растекания показало, что соразмерного распределения герметика из-за его текучести не получилось. Размеры, соответствующие $b = 1,5...2$ мм (см. рис. 1), получились больше — примерно 4...5 мм. А толщина клеевого слоя $h \leq 2$ мм получилась в пределах от 1,85 до 1,95 мм на металле и от 1,5 до 1,95 мм на полиамиде. Это свидетельствует о более высокой текучести клея-герметика "Эласил 137-180" по сравнению с клеем "Герсил-180". В результате клей-герметик "Эласил 137-180" растекается по по-

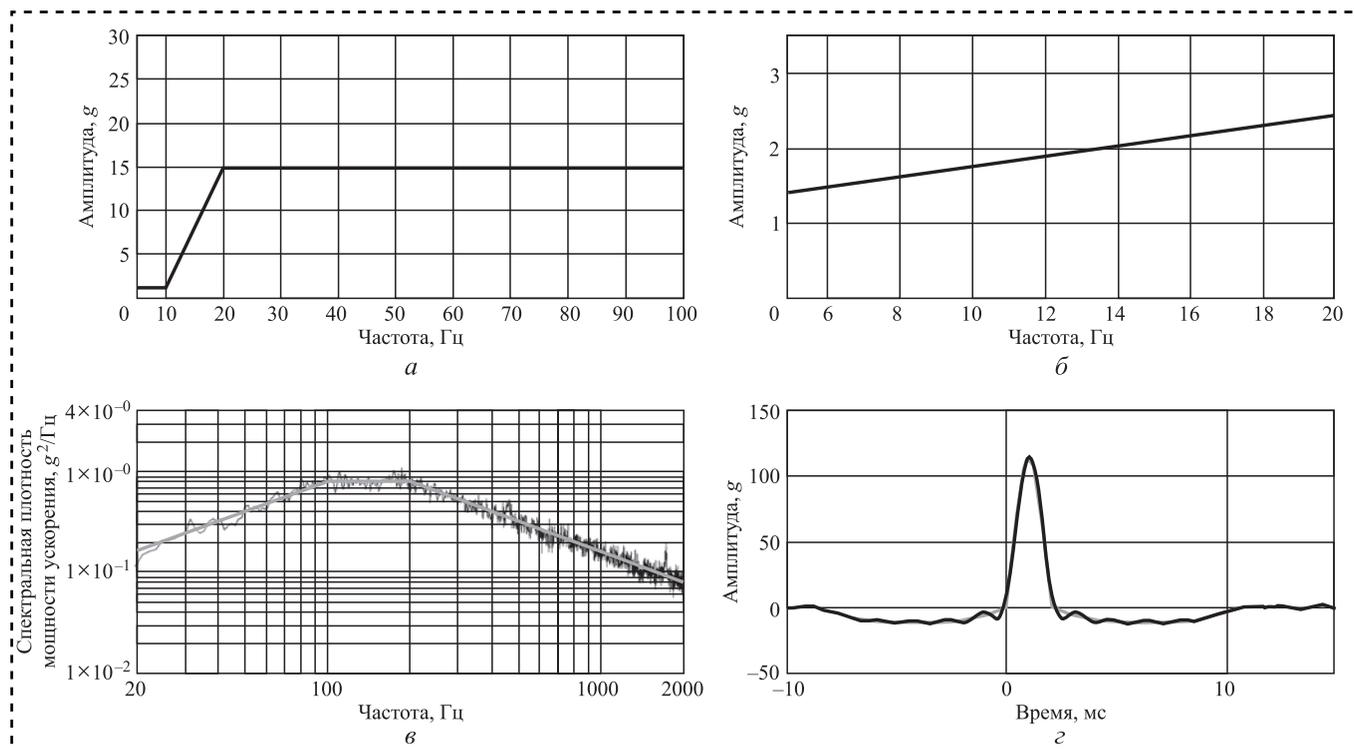


Рис. 6. Режимы механических испытаний на стенде V850-400T при:
a, б — синусоидальной вибрации; *в* — широкополосной случайной вибрации; *г* — ударно-импульсном нагружении

верхности пластины и точечной фиксации не получается. Данное обстоятельство приводит к некоторому усложнению технологии фиксации трубок с волокном к корпусным деталям, а именно к необходимости изготовления дополнительной оснастки и увеличению времени предварительной выдержки "Эласил 137-180".

Эксперимент по извлечению из заливочной массы отрезка оптического волокна показал, что при необходимости можно извлечь волокно из полностью полимеризованной массы герметика "Эласил 137-180", что свидетельствует о его ремонтпригодности.

Заключение

Результаты исследований показывают возможность применения клея-герметика кремнийорганического "Эласил 137-180" марки Б для фиксации защитных трубок и заливки световодов в приборах.

Для обеспечения надежной фиксации защитных трубок клеем-герметиком "Эласил 137-180" марки Б необходимо уточнить время предварительной выдержки.

Клей-герметик кремнийорганический "Эласил 137-180" может быть использован не только для герметизации и склеивания различных элементов электронных систем, но и для силовой фиксации отдельных компонентов конструкции приборов, что существенно расширяет диапазон его применения на практике.

Библиографический список

1. **Клей-герметик** кремнийорганический "Эласил 137-180": ТУ 20.52.10-278-00209013—2019.
2. **Клей-герметик** силиконовый "Герсил-180": ТУ 2252-004-40233984—2001.
3. **Есаулов В.В., Шишлов А.В., Колосков А.В., Рожко Т.Е.** Исследование адгезионных свойств клея-герметика силиконового "Герсил-180" // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2015. № 6. С. 38—42.

С.В. Антипов, Д.В. Жуков

(ООО "Газпром трансгаз Самара", г. Самара),

А.А. Абашкин, канд. физ.-мат. наук

(Самарский государственный технический университет),

С.В. Коновалов, д-р техн. наук (Самарский университет)

E-mail: dzetlab@yandex.ru

Определение овальности и профиля труб и цилиндрических деталей большого диаметра по внешней поверхности

Рассмотрена проблема определения овальности и искажений профиля труб и других деталей цилиндрической формы с диаметрами от 1 до 2 м при доступе только к внешней поверхности. Проведен анализ существующих методов определения диаметров и овальности деталей. Для решения задачи разработан действующий прототип измерительного устройства с аппаратным и программным обеспечением. Предлагаемые математические алгоритмы проверены также с помощью программно-реализуемого имитатора. Приведены результаты испытаний на натурном стенде с возможностью открытого доступа к сечению, что позволило обеспечить проверку полученных данных прямыми измерениями. Выявлено, что существующие методы измерения овальности больших диаметров с внешней стороны не позволяют с высокой точностью определить искажения профиля.

The work is devoted to the problem of determining the ovality and distortion of the profile of pipes and other parts of a cylindrical shape with diameters from 1 to 2 meters when accessing only the external surface. Existing methods for determining diameters and ovality of parts was carried out was analyzed. To solve the problem, a valid prototype of a measuring device with hardware and software was developed. The mathematical algorithms were also using a software-implemented simulator are proposed and tested. The results of tests on a natural bench with the possibility of open access to the section, which made it possible to ensure the verification of the obtained data by direct measurements, are presented. It was revealed that the existing methods for measuring ovality of large diameters from the outside do not allow to determine distortions of the profile with high accuracy.

Ключевые слова: профиль, овальность, трубы большого диаметра, внешняя поверхность, измерительная установка.

Keywords: profile, ovality, large diameter pipes, outer surface, measuring unit.

Введение

Трубы большого диаметра от 1020 до 1420 мм широко применяют на предприятиях газовой промышленности. Соединение таких труб проводят стыковой сваркой в плеть. Предельные размеры допустимой овальности концов труб в состоянии поставки не должны превышать 0,8...1,0 %, что отражено в российских (СП 36.13330.2012, ГОСТ 31447, ГОСТ Р ИСО 3183 и др.) и зарубежных (CSA Z662, API 5L и др.) правилах и стандартах. Однако в процессе эксплуатации трубы под действием внеш-

них нагрузок могут изменять свою геометрию, принимать овальную форму или приобретать другие искажения профиля. Прочность таких труб становится неравномерной по периметру, что значительно увеличивает риски возникновения аварий и инцидентов при эксплуатации. Оценки работоспособности эксплуатируемых участков с овальностью для газотранспортных предприятий подробно рассмотрены и изложены в рекомендациях ВНИИГАЗ [1]. В работах [2, 3] выполнены расчеты с применением современных методов численного моделирования,



показывающие влияние параметров овальности на эксплуатацию трубопроводов.

Магистральные газопроводы относятся к опасным производственным объектам непрерывного цикла, что накладывает значительные ограничения на интервалы времени, выделяемые для проведения комплекса ремонтных работ. Соответственно, при замене локальных участков необходимо заранее знать их геометрические параметры. Особенно актуальна эта информация при невозможности использования гидравлических центраторов, позволяющих скорректировать локальные нарушения геометрии труб. Сварка труб с разной геометрией может привести к смещению кромок стыкуемых элементов, что не позволит выполнить необходимые работы с требуемым качеством. Проведение замеров овальности регламентируется во многих документах, например СП 36.13330.2012 "СНИП 2.05.06-85*. Магистральные трубопроводы", РД 03-606-03 "Инструкция по визуальному и измерительному контролю", СТО Газпром 2-2.3-491-2010 "Техническое диагностирование сосудов, работающих под давлением на объектах ОАО "ГАЗПРОМ" и др.

Замер профиля поперечного сечения труб и цилиндрических деталей в большинстве случаев проводят по внутренней поверхности, что выполнимо с приемлемой точностью различным инструментом и не вызывает затруднений. Однако такие замеры требуют прямого доступа к торцу трубы, который на действующем объекте отсутствует. Овальность также можно измерять диагностическими снарядами, используемыми в газовой промышленности при проведении внутритрубной дефектоскопии (ВТД) [4]. Следует учитывать, что применяемая при ВТД система в виде комплекса рычагов, расположенных по лепестковой схеме, обеспечивает замеры геометрии вмятин и гофр, но не позволяет получать значение овальности в конкретных сечениях с удовлетворительной погрешностью.

Для обеспечения внешних измерений больших диаметров существуют специальные кронциркули. Однако процесс измерения ими является не прямым, а сравнительным, что вносит дополнительные погрешности. Применение этого способа для определения кривизны всей поверхности требует значительного количества времени, также без обеспечения требуемой точности. Проблему измерения овальности труб

большого диаметра решают методами лазерной триангуляции и инерциальными средствами измерений, однако такие подходы и методы сложены для реального полевого практического применения [5, 6].

Один из методов с различными вариациями, описанный в патентах RU73963U1, RU95096U1, RU153456U1 и др., реализован в виде приборов трехточечного контроля, таких как универсальный электронный измерительный прибор ETALON ZEDURAM, цифровая скоба контроля диаметра колеса СКДК-ЦБО-950-1260 и т.д. Практически все они имеют свою специфику и особенности применения, получая приближенные данные об овальности, но не решают проблему построения профиля трубы большого диаметра. В работе [7] описан принцип действия прибора трехточечного измерения, основанного на косвенном методе, показано влияние чувствительности преобразователей, но не рассмотрено влияние опорных роликов на результаты измерений, и не показана методика построения суммарного измеряемого профиля, ограничиваясь измерением локальной кривизны.

Цель работы — проведение аналитического и практического сравнения методов обработки результатов трехточечного контроля и обоснование возможности их применения при контроле труб и объектов большого диаметра.

Методика проведения эксперимента и полученные результаты

Для непосредственного контроля геометрии труб по наружной поверхности разработано устройство, представляющее собой перемещаемую основу, с установленными на ней одометром, оптическим дальномером и вычислительным блоком, обрабатывающим данные с датчиков и фиксирующим их на карте памяти (рис. 1 на стр. 3 обложки).

Устройство разработано на современной электронной компонентной базе, широко применяющейся для создания прототипов. Компонентно-структурная схема представлена на рис. 2.

Прибор работает под управлением микроконтроллера Atmel Mega328p. Для отображения служебной информации применен жидкокристаллический знакосинтезирующий дисплей LCD 16×2. Одометр реализован на энкодере

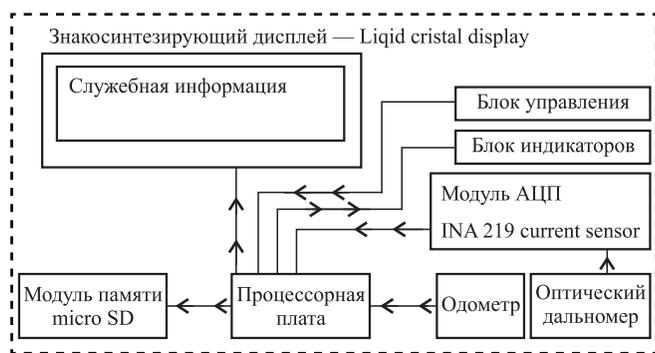


Рис. 2. Компонентно-структурная схема устройства

вращения и установлен на магнитное колесо, что обеспечивает отсутствие проскальзывания при работе. В качестве дальномера использован инфракрасный датчик расстояний Sharp GP2Y0A21YK, который для повышения точности подключен через высокоточный аналого-цифровой преобразователь (АЦП), реализованный на специализированной микросхеме INA219. Результаты измерений для каждого объекта диагностики записываются на карту памяти.

При перемещении устройства по поверхности происходит измерение множества точек, по которым в дальнейшем определяют соответствующий радиус кривизны. Для повышения точности алгоритм расчета высот реализован следующим образом. Пройденное расстояние измеряют с шагом одометра, равным 4,5 мм. Высоту измерений на данном отрезке находят как среднее арифметическое из нескольких замеров датчика расстояний, число замеров высоты зависит от скорости перемещения устройства и в среднем составляет от 5 до 8.

Проведено сравнение результатов измерений при помощи устройства, используя различные алгоритмы, с данными прямых измерений. Все испытания выполнены в одном сечении трубной секции, с обеспечением свободного доступа к торцу трубы. Полученные результаты графически и математически сопоставлены.

Прямые измерения

Для анализа результатов измерений и определения наиболее эффективного метода обработки полученных данных проведены полевые испытания и прямые измерения на испытательном стенде, выполненном из труб диаметром 1420 мм. Для получения сведений о реальной геометрической форме поперечного сечения трубы на открытом торце трубы по внешнему периметру выполнено 36 прямых измерений профиля от жестко зафиксированного центра при помощи поверенного измерительного инструмента (рис. 3 на стр. 3 обложки). Данные прямых измерений позволяют построить реальный профиль сечения трубы.

Методика расчета локальных радиусов

Для расчета радиуса в конкретной локальной точке, при трехточечной схеме измерения с наружной поверхности (рис. 4, а) использовали формулу:

$$R_i = \frac{4(H - h_i)^2 + L^2}{8(H - h_i)}, \quad (1)$$

где R_i — радиус кривизны поверхности в точке измерений, мм;

H — показания высотомера на плоской поверхности, мм;

h_i — показания высотомера в точке контроля, мм;

L — линейное расстояние между точками касания рамы и трубы, мм.

Однако для измерительного инструмента, оснащенного опорными колесами, вычисление локального радиуса по такой схеме неприменимо и требует уточнения (рис. 4, б):

$$R_i = \sqrt{\frac{\left(\sqrt{(H - h_i)^2 L^2 - 2R_k^2 \left(1 - \cos \left(\pi - 2 \arccos \left[\frac{H - h_i}{\sqrt{(H - h_i)^2 + L^2}} \right] \right)} \right) \right)^2}{2 \left(1 - \cos \left(\pi - 2 \arccos \left[\frac{H - h_i}{\sqrt{(H - h_i)^2 + L^2}} \right] \right) \right)}}, \quad (2)$$

где R_k — радиус колеса, мм.

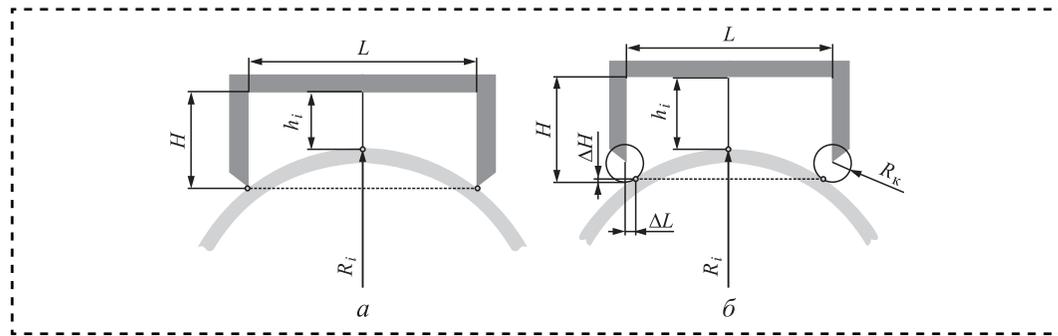


Рис. 4. Трехточечная схема измерений наружной поверхности:
а — с точечным упором; б — с колесным основанием

Построение профиля по методу "общего центра"

При построении по данному методу, на основании формы измеряемого профиля, близкого к идеальному кругу, приняты допущения, что центры радиусов локальных дуг отличаются друг от друга незначительно, поэтому разницей в их расстоянии друг от друга пренебрегли. Построение выполняли откладыванием точек измеренных радиусов от принятого общего центра. Результирующая огибающая полученных точек, построенная в полярных координатах, является представлением искомой кривой. Угловой шаг определяется числом точек проведения измерений. Учитывали смещение центров локальных радиусов относительно общего принятого центра.

Процесс построения профиля представляет собой цикл, число повторений которого соответствует числу точек замера. На каждом этапе построения профиля строили точку локальной дуги с радиусом R_n . Огибающая полученных точек, построенная в полярных координатах, является представлением искомой кривой. Угловой шаг определяется числом точек проведения измерений:

$$R_n = R_i + \left(\sqrt{R_{\text{ном}}^2 - \frac{L^2}{4}} - \sqrt{R_i^2 - \frac{L^2}{4}} \right), \quad (3)$$

где $R_{\text{ном}}$ — номинальный радиус измеряемой окружности.

Такой метод определения овальности достаточно прост, но допустим к использованию лишь при незначительных искажениях профиля.

Построение профиля по методу "общей касательной"

Для построения профиля, близкого к овальности, не имеющему вмятин, разработан метод "общей касательной". В основу метода взято утверждение, что при аппроксимации гладкой кривой дугами различных радиусов, в точке соединения двух соседних дуг существует общая к ним касательная, точки центров (x^H , y^H) которой лежат на одной прямой, проходящей через конечную точку первой дуги и начальную точку второй дуги. При таком варианте построения профиля, центры локальных дуг не могут быть отложены из одной точки, следовательно, координаты точки центра должны вычисляться заново на каждой итерации. Алгоритм определения координат массива точек для построения искомого профиля методом "общей касательной" приведен на рис. 5.

Ограничение этого метода — искажение выстраиваемого профиля при наличии вогнутых участков типа вмятин. В этом случае конечная дуга не замыкается на начальной точке, а находится ниже или выше ее. Что и получилось при тесте на реальном объекте. В случаях круга или ровного овала профиль замыкается конечной точкой. Метод проверен с помощью математического моделирования в среде Mathcad 15.

Построение и сравнение графических моделей

На основании данных прямых измерений с торца трубы и по результатам обработки измеренных значений по разным алгоритмам



построены профили исследуемой поверхности (рис. 6). Для лучшей визуализации кривизны профиля отклонения локальных радиусов от номинального увеличены в шесть раз.

Расчет овальности α проводили по формуле, %:

$$\alpha = \frac{2(D_{\max} - D_{\min})}{D_{\max} + D_{\min}} \cdot 100 \%, \quad (4)$$

где D_{\max} , D_{\min} — максимальный и минимальный диаметры в сечении, мм.

Результаты измерений и вычислений сведены в таблицу.

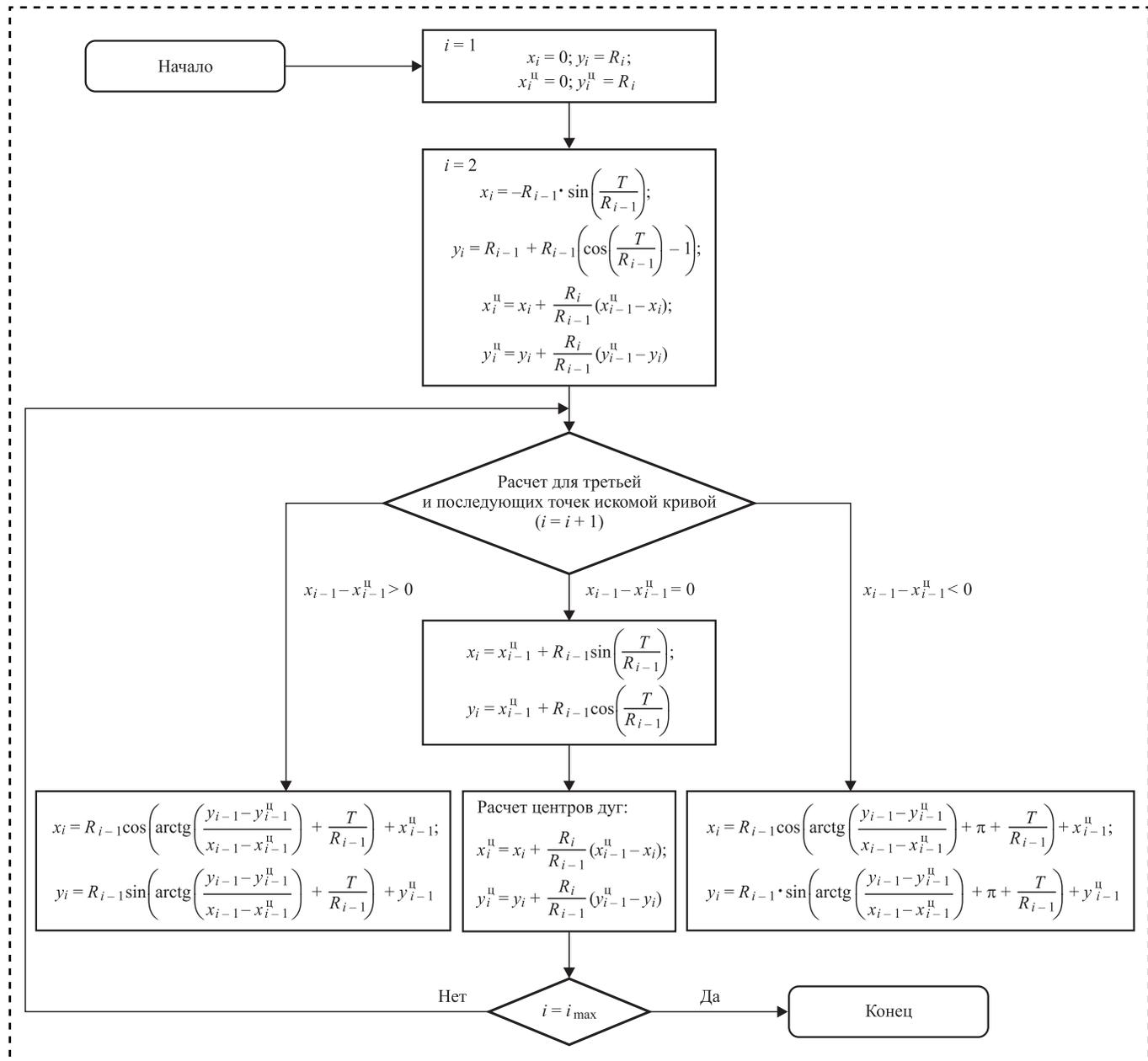


Рис. 5. Алгоритм расчета координат для построения профиля измеряемой окружности методом общей касательной (T — номинальный диаметр)

Сравнение результатов, полученных различными методами

Параметр	Прямые измерения	Метод общего центра	Метод общей касательной
Наибольший диаметр, мм	1429	1422	1426
Наименьший диаметр, мм	1411	1416	1405
Овальность, %	1,268	0,423	1,484

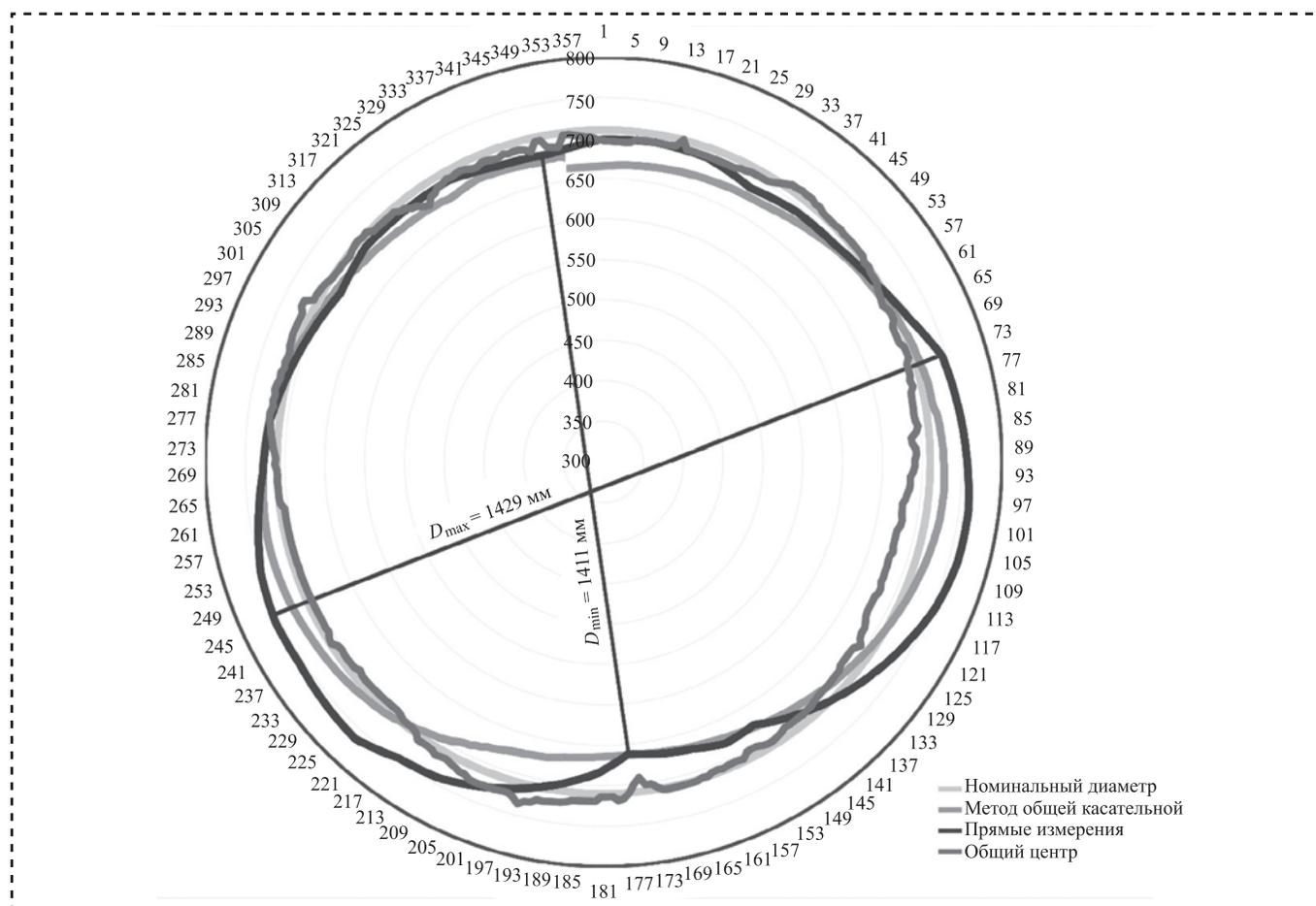


Рис. 6. Графические профили сечения трубы, полученные различными методами

Выводы

Реальный профиль сечения трубы, не имеющий видимых искажений, не овален, а имеет сложную форму. Определено, что наибольший и наименьший диаметры сечения не ортогональны друг к другу.

Значения овальности, полученные при обработке результатов приборного измерения с помощью метода "общей касательной", превышают результаты, по сравнению с прямыми замерами, и дают меньшую зрительную сходимость геометрии профиля, по сравнению с методом общего центра. Кривая, построенная по методу общего центра, более близка геометрически к реальному профилю, повторяя ключевые особенности формы, однако выдает заниженное значение овальности.

Оба расчетных метода можно применять для определения ближайших нормативных диаметров измеряемых объектов, однако они не обеспечивают приемлемой точности для построения профиля поверхности.

Библиографический список

1. Р 51-31323949-42—99. Рекомендации по оценке работоспособности дефектных участков газопроводов. Часть 1. [Электронный ресурс]. URL: <https://files.stroyinf.ru/Data1/46/46370/> (дата обращения 21.08.2020).
2. Zhang F., Rosenfeld M. Integrity assessment of pipelines with ovality // 12th International Pipeline Conference. Calgary, Alberta, Canada. Paper № IPC2018-78281. V002T02A010. URL: <https://doi.org/10.1115/IPC2018-78281>.
3. Kenny T. Farrow Pipeline ovality assessment at low internal pressures // Pipelines: Condition Assessment, Construction, and Rehabilitation. Nashville, Tennessee, USA. 2019. P. 300—310. URL: <https://doi.org/10.1061/9780784482490.032>.
4. Козырев Н.Б. Преимущества выделения профилометрии внутривидеометрии нефтепроводов в отдельный бизнес-процесс // Экспозиция Нефть Газ. 2016. № 7 (53). С. 92—93.
5. Fedorov E.M., Koba A.A. Three-axis laser method for measuring the diameter of cylindrical objects // Dynamics of Systems, Mechanisms and Machines (Dynamics). Omsk, 2016. P. 1—4. URL: <https://doi.org/10.1109/Dynamics.2016.7819008>.
6. Лобусов Е.С., Хоанг Мань Тьонг. Измерение овальности труб большого диаметра инерциальными средствами // Автоматизация. Современные технологии. 2016. № 11. С. 38—42.
7. Слинкин С.А. Измерение больших диаметров косвенными методами измерения. Перспективы развития средств измерения // Вестник ЮУрГУ. Серия "Компьютерные технологии, управление, радиоэлектроника". 2014. № 2 (14). С. 111—115.
8. Инженерное математическое программное обеспечение [Электронный ресурс]. URL: <https://www.mathcad.com/ru/> (дата обращения 01.09.2020).

ТРЕНИЕ И СМАЗКА В МАШИНАХ И МЕХАНИЗМАХ

УДК 621.91.02

DOI: 10.36652/0202-3350-2021-22-01-15-19

М.Ш. Мигранов, д-р техн. наук, **А.М. Мигранов**
(Уфимский государственный авиационный технический университет)
E-mail: migmars@mail.ru, migranov_art_1993@inbox.ru

Композиционные многослойные покрытия для концевых фрез

Представлены результаты теоретико-экспериментальных исследований триботехнических характеристик композиционных многослойных покрытий режущего инструмента для лезвийной обработки фрезерованием. Установлено уменьшение коэффициента трения, увеличение периода стойкости режущего инструмента и снижение тепловой нагруженности зоны резания на фрезерных операциях при использовании износостойких покрытий.

The results of theoretical and experimental studies of tribological characteristics of composite multilayer coatings for cutting tools for blade processing by milling are presented. Installed reducing the coefficient of friction, longer tool life and reduced thermal loading of the cutting zone in milling operations with the use of wear-resistant coatings.

Ключевые слова: композиционные многослойные покрытия, фрезерование, режущий инструмент, трибо-система, адгезия, защитные поверхностные пленки.

Keyword: composite multilayer coatings, milling, cutting tools, tribosystem, adhesion, protective surface films.

Введение

Непрерывное развитие машиностроения сопровождается разработкой и внедрением в промышленность новых марок сталей и сплавов, обладающих уникальными физико-механическими свойствами. Детали из таких материалов в большинстве случаев подвергаются лезвийной обработке точением, фрезерованием, сверлением и т.д. При этом повышение эффективности механической обработки резанием является важнейшей задачей машиностроительного производства, где наиболее слабое звено — режущий инструмент [1, 2], который в значительной мере определяет эффективность производства, качество обработанной поверхности детали, полноту использования технических возможностей современных мехатронных систем, оснащенных высокоскоростным оборудованием с дорогостоящим микропроцессорным управлением (ЧПУ и АдСУ), сроки их окупаемости и т.д. Поэтому проблема совершенствования режущего инструмента является актуальной. Вместе с тем в настоящее время в машиностроении еще не нашли широкого примене-

ния инструментальные материалы и покрытия с регулируемой адаптацией поверхностей трения, которые с учетом условий резания (управляемой переменности элементов режима резания, СОТС и др.) позволяют повысить износостойкость инструмента за счет протекания неравновесных процессов при трении в процессе резания металлов [3–6]. Связано это с недостаточной изученностью вопросов по структурно-фазовой адаптации приповерхностных слоев на подвижном фрикционном контакте "инструмент — деталь", что затрудняет практическое использование этого явления для решения конкретных технологических задач.

Основные явления при трении концентрируются в тонком приповерхностном слое [6–9]. Представляют научный и практический интерес термодинамические аспекты состояния этого слоя и связь изнашивания с этим состоянием. Любая трибосистема представляет собой открытую неравновесную термодинамическую систему и подчиняется принципу вторичной диссипативной гетерогенности, согласно которому в процессе трения происходят явления структурной приспособляемости (адаптации)



контактирующих материалов, при которых все виды взаимодействия тел локализируются в тонкопленочном объекте — вторичных структурах (ВС). В соответствии с этим принципом ВС необходимы для рассеяния энергии при ее переходе из зоны трения в трущиеся тела, причем рассеяние энергии должно происходить с наименьшей скоростью прироста энтропии. Вторичные структуры выполняют защитные функции, ограничивая распространение взаимодействия внутри трущихся тел и снижая интенсивность этого взаимодействия [9].

Разработка новых материалов защитных покрытий, способов и процессов их нанесения, архитектуры в направлении создания многослойных композиций, обладающих более высокими эксплуатационными свойствами по сравнению с монослойными, отвечающими современным требованиям по защите поверхности режущего инструмента, работающих в условиях пластической деформации, повышенных температур, знакопеременных, усталостных и термоусталостных нагрузок, и определила цель работы — исследование эксплуатационных свойств композиционных многослойных покрытий для режущего инструмента при фрезеровании.

Теоретико-экспериментальные исследования

Направленное изменение свойств покрытий путем варьирования их состава, структуры и строения позволяет существенно влиять на контактные характеристики процесса резания. Химический состав, физико-механические и теплофизические свойства износостойких покрытий (ИП) могут значительно отличаться от соответствующих параметров инструментального и обрабатываемого материалов, и как следствие покрытие следует рассматривать как своеобразную "третью среду" [5]. Причем эта среда, с одной стороны, может заметно изменять поверхностные свойства инструментального материала, с другой — влиять на процессы контактного взаимодействия, температуру и усилия резания, направленность тепловых потоков, термодинамическое и напряженное состояние режущей части инструмента. Процесс трения на контактных площадках передней и задней поверхностей во многом определяется поверхностными свойствами пары трения инструмент—деталь. Внешнее трение согласно молекулярно-механической теории имеет двойственную природу, обусловленную объемным деформированием материала и преодолением межатомных

и межмолекулярных связей, возникающих между участками трущихся поверхностей [4]. Адгезионное взаимодействие оказывает существенное влияние практически на все параметры резания металлов [5]. В тяжелых условиях трения (при пластических деформациях на контакте) адгезионное взаимодействие приводит к схватыванию. Схватывание можно рассматривать как цепной процесс, начинающийся с образования активных центров и их взаимодействия и заканчивающийся образованием общих металлических связей контактирующих тел с дальнейшим их разрывом и рекомбинацией. Наиболее простой и надежный способ оценки склонности к схватыванию инструментального и обрабатываемого материалов — метод определения таких триботехнических параметров, как прочность адгезионных связей на срез t_{mn} и адгезионная (молекулярная) составляющая коэффициента трения $f_m = t_{mn}/P_{rn}$ (P_{rn} — нормальное напряжение) [4].

Нанесение на инструментальные материалы покрытий позволяет значительно снизить силу трения. Особенно это характерно для наиболее термодинамически устойчивых покрытий в виде оксидов некоторых металлов, а также для покрытий, склонных к диссоциации при температурах, соответствующих максимальным температурам резания. С повышением температуры увеличивается частота собственных колебаний валентных атомов, растет пластичность материала и снижается его сопротивляемость пластическому деформированию. Таким образом, даже при постоянном нормальном напряжении увеличиваются число активных центров и площадь фактического контакта. Кроме того, повышение температуры способствует разрушению поверхностных пленок и образованию химически чистых, ювенильных поверхностей. Последнее способствует проявлению схватывания и увеличению сил трения. Однако в результате дальнейшего повышения температуры происходит разупрочнение "узлов" схватывания и интенсивное окисление трущихся поверхностей. Эти обстоятельства зачастую приводят к снижению сил трения.

Тепловые процессы при резании металлов являются своеобразным индикатором, отражающим характер протекания целого ряда явлений, определяющих работоспособность режущего инструмента и качество формируемых поверхностей обрабатываемых деталей [2]. С повышением температуры инициируются процессы макро- и микроразрушения контактных площадок инструмента [6—8].



При наличии на контактных площадках инструмента ИП снижаются работа деформации и силы резания [1, 2]. Это свидетельствует о снижении интенсивности основных источников тепла в зоне резания — деформационного и фрикционного по передней и задней поверхностям. ИП, отличаясь по своим теплофизическим характеристикам от соответствующих характеристик инструментальной матрицы, может также изменять или регулировать направление и интенсивность тепловых потоков: в сторону инструмента, детали и стружки, а также в окружающую среду. В этом случае снижение интенсивности основных источников теплоты и изменение направления тепловых потоков приведет к изменению теплового состояния инструмента и температуры резания. Это возможно за счет формирования пленок ВС (в виде рутила, а также оксидов и карбонитридов тугоплавких металлов) на режущем инструменте с покрытием, обладающих защитными и экранирующими свойствами [9].

Методика проведения экспериментальных исследований и полученные результаты

Для оценки степени влияния указанных выше факторов на эффективность процесса резания при использовании износостойких покрытий выполнены работы по компьютерному моделированию теплофизических явлений, расчету температуры резания и распределения тепловых потоков с использованием пакета программ ANSYS, DEFORM. Температуру резания определяли методом естественной термопары [2], при этом для регистрации и записи использовали ртутный токосъемник, цифровой электронный вольтметр "Элемер" и ПЭВМ. Составляющие силы резания оценивали с помощью комплекта аппаратуры: универсального трехкомпонентного динамометра УДМ-600 с усилителем 4АНЧ-22 и шлейфового светолучевого осциллографа типа Н-117 для регистрации и записи сигналов.

Триботехнические характеристики ИП определяли с помощью адгезиомера особой конструкции [10]. На адгезиомере (рис. 1) вращающийся индентор с исследуемыми покрытиями 2 помещали между двумя полированными образцами 1, изготовленными из обрабатываемого материала. Для моделирования условий трения, аналогичных процессу резания, образцы и индентор нагревали электроконтактным способом в диапазоне температур от 150 до 1050 °С. Для

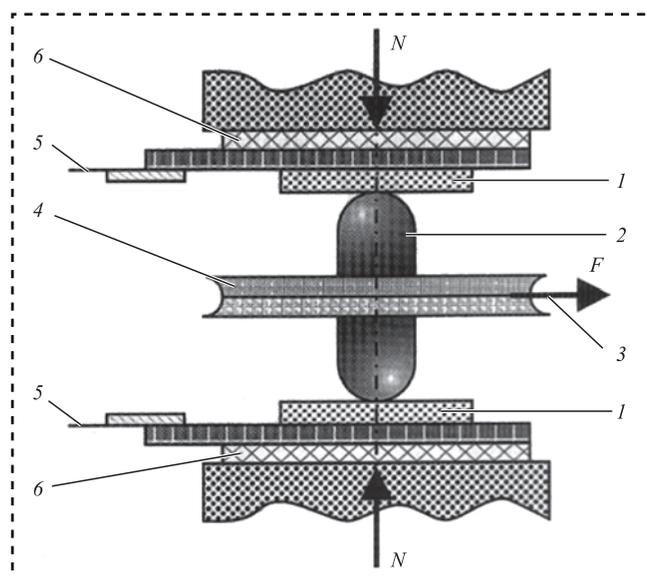


Рис. 1. Модель установки для исследования триботехнических свойств

создания пластической деформации в зоне контакта, аналогичной процессу резания, образцы из обрабатываемого материала 1 сжимали силой 2400 Н. При этом для оценки антифрикционных свойств слоя использовали адгезионный компонент коэффициента трения. Этот компонент важен для анализа и прогнозирования интенсивности износа при трении металлов. Его определяли как отношение сопротивления сдвигу τ_{nn} , вызываемому адгезионным взаимодействием между материалами инструмента и обрабатываемой деталью, к нормальному напряжению P_{rn} , возникающему на пластическом контакте при температуре испытания (τ_{nn}/P_{rn}). Модель установки включает в себя также диск 4 с тянущим тросиком 3, электроконтактные клеммы 5 с изоляторами 6.

Проводили серии натурных испытаний по определению износостойкости твердосплавных режущих инструментов групп ВК, ТК и ТТК с различными покрытиями ((TiCr)N, (TiAl)N, (AlTi)N, (TiAlCr)N, (AlTiCr)N, (TiAlCrSiY)N), имеющие различное содержание каждого из элементов покрытия толщиной до 15 мкм при фрезеровании на вертикально-фрезерном станке HECKERT сталей и сплавов 40X, 12X18H10T, 15X18H12C4TЮ (ЭИ-654), ХН73МБТЮ (ЭИ-698ВД) концевыми фрезами ($d = 12$ мм, $z = 4$) и резцовыми фрезами ($d = 90$ мм, $z = 1$) со сменными четырехгранными твердосплавными пластинами. Режимы фрезерования: $n = 500 \dots 900$ мин⁻¹; $S = 50 \dots 100$ мм/мин; $t = 1 \dots 3$ мм; $b = 4 \dots 10$ мм.



Мультислойные покрытия синтезировали на модернизированной промышленной установке ННВ 6.6-И1 с магнитно-дуговой фильтрацией и электродуговыми испарителями катода в условиях плазменного ассистирования, с использованием несамостоятельного сильноточного диффузионного разряда, генерируемого плазменным источником "ПИНК". Одновременная генерация частиц распыляемого материала за счет тока дуги с катодным пятном и генерация ионов инертного газа плазменного источника "ПИНК" позволяют повысить концентрацию заряженных частиц, что приводит к ускорению протекания процессов адсорбции, хемосорбции и ионного перемешивания.

Проведение процесса в условиях ионной бомбардировки интенсифицирует процессы, наблюдаемые при осаждении многослойных покрытий, способствует формированию мелкозернистой структуры, наноразмерных зерен и слоев, а также образованию сложных соединений за счет: энергии, поставляемой в конденсируемое покрытие, и превращения кинетической энергии бомбардирующих ионов в тепловую для локальных объемов; увеличения количества и плотности центров зародышеобразования; повышения степени ионизации конденсируемого потока для снижения температуры синтеза покрытия и сдерживания роста размеров зерен. Также наблюдаются поверхностные эффекты, которые заключаются, например, в аморфизации растущей пленки; стимулирования диффузионных процессов на границе раздела "покрытие-подложка", повышающих адгезионную связь.

Результаты триботехнических испытаний инденторов, изготовленных из инструментального материала Т15К6 с различными покрытиями, показывают, что по мере повышения температуры фрикционные параметры контакта инструмент—деталь изменяются немонотонно (рис. 2 на стр. 3 обложки). В диапазоне температур 550...650 °С увеличение коэффициента трения контакта связано с интенсификацией адгезионного взаимодействия на контактных поверхностях. Кривые для всех исследуемых покрытий материалов подобны друг другу. Однако если при температуре до 450...500 °С фрикционные параметры практически одинаковы для всех исследуемых материалов (покрытий) за исключением материала без покрытия, то при более высоких температурах разница между ними начинает увеличиваться. При температурах около 600...700 °С схватывание (адгезия) на фрикционной контактной поверхности максимальное. Но фрикционные параметры

у инструментальных материалов с ИП значительно ниже, чем у обычного твердого сплава. Это явление, несомненно, связано с окисляемостью карбида титана и с образованием кислородсодержащих соединений на поверхности [9].

Различие фрикционных параметров у исследуемых материалов максимально при температурах 700...750 °С, приближающихся к температурам работы инструмента при обработке резанием.

Видимо, это предопределяет высокие эксплуатационные свойства концевых фрез, наибольшие значения периода стойкости инструмента T для условий чистой и получистой обработки (при износе по задней поверхности инструмента $h_3^{KP} = 0,3$ мм) соответствуют композиционным многослойным наноструктурным покрытиям типа (AlTi)N, (TiAl)N и (TiAlCrSiY)N (рис. 3, а). При этом увеличивается период стойкости в 2,5—3 раза по сравнению без покрытия.

Экспериментальные исследования температуры резания при фрезеровании показали, что применение композиционных ИП оказывает существенное влияние на тепловую нагруженность зоны резания и зависит от типа покрытий (рис. 3, б). Использование ИП обеспечивает снижение температуры в зоне контакта до 25 %.

Результаты температурных исследований использованы для формирования базы данных для моделирования теплофизических явлений.

Можно предположить следующий физический механизм этих процессов. В зоне контакта инструмент—деталь появляются градиенты температуры и напряжения, локализованные в слоях ниже поверхности. При пластической деформации высокой степени и температуре, достигающей 550 °С, возникают различные процессы, которые изменяют химические и фазовые составы композиционных ИП в этих микрообъемах. К их числу относятся: поглощение кислорода, разложение карбидов и нитридов, которые являются неустойчивыми при такой температуре, хемосорбция кислорода, диффузия освобождаемых С и N из инструмента в стружку.

Тонкие пленки представляют собой простые и сложные кислородсодержащие фазы на основе титана и алюминия. Они возникают в процессе резания в тонких приповерхностных слоях инструмента [11—14]. Способность покрытий образовывать защитные поверхностные пленки во время трения улучшается для покрытий с нанокристаллической структурой [9]. Нанокристаллическость покрытия помогает образовывать защитный слой из оксида алюминия на поверх-

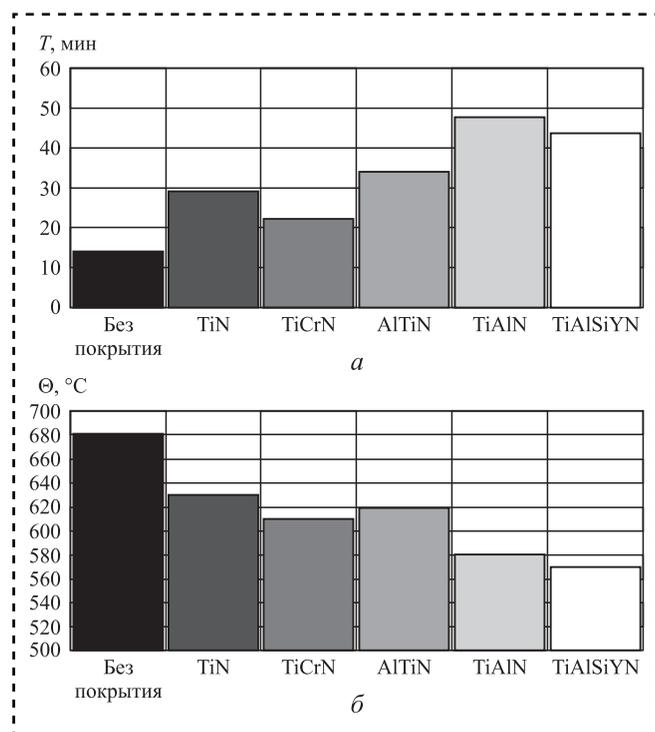


Рис. 3. Зависимость периода стойкости инструмента (*a*) и температуры резания (*б*) от покрытия при фрезеровании стали 12Х18Н10Т фрезой Т15К6 ($d = 12$ мм, $z = 4$, $n = 650$ мин⁻¹, $S = 50$ мм/мин, $b = 3$ мм, $t = 6$ мм, $h_3^{кр} = 0,3$ мм)

ности вследствие ускорения способности алюминия диффундировать во время окисления [9]. Покрытие с мелкой зернистой структурой имеет большие границы зерен, таким образом, большие пробеги для диффузии используются для внешней диффузии алюминия и внутренней диффузии кислорода. Это способствует образованию защитных алюминиевых окисных пленок и в результате значительно улучшает износостойкость инструмента (см. рис. 3, *a*).

Есть два типа защитных кислородосодержащих пленок на основе алюминия и титана, образуемых на поверхности во время резания: аморфноподобные и кристаллические [7, 9]. Пленки с аморфноподобной структурой обладают высокой пластичностью и улучшенной смазывающей способностью. Кристаллические пленки оксида алюминия уменьшают износ, так как они имеют низкую теплопроводность и препятствуют интенсивной теплоотдаче на поверхность режущего инструмента. Поэтому значительная часть тепла остается в стружке (см. рис. 3, *б*). В то же время оксид алюминия как химически устойчивый материал препятствует интенсивному взаимодействию на поверхности деталь—инструмент во время резания и снижает сцепляемость обра-

батываемого материала с поверхностью режущего инструмента. Для того чтобы улучшить износостойкость и приспособляемость этих покрытий, образование обоих типов защитных пленок из оксидов алюминия и титана (кристаллической трибокерамической и аморфноподобной) необходимо обеспечить высокоскоростную обработку.

Заключение

По результатам экспериментальных исследований триботехнических характеристик композиционных многослойных покрытий для режущего инструмента при фрезеровании установлено, что наиболее благоприятным по коэффициенту трения (см. рис. 2), износостойкости (см. рис. 3, *a*) и тепловой нагруженности зоны резания (см. рис. 3, *б*) являются покрытия TiAlN и TiAlSiYN; пленки, которые образуются на поверхности режущего инструмента как результат процесса адаптации, имеют аморфно-кристаллические структуры [7, 9]; сложная структура защитных пленок, образующихся при трении и высоких температурах резания, обеспечивает большую износостойкость и, соответственно, период стойкости фрез с покрытиями.

Библиографический список

1. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
2. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
3. Бершадский Л.И. Самоорганизация и надежность трибосистем. Киев: Знание, 1981. 35 с.
4. Польцер Г., Эбилег В., Фирковский А. Внешнее трение твердых тел, диссипативные структуры и самоорганизация // Трение и износ. 1988. Т. 9. № 1. С. 12.
5. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
6. Characteristic features of alloying HSS — based deformed compound powder materials with consideration for tool self-organization at cutting / G.S. Fox-Rabinovich et al. // Wear. 1997. Vol. 206. P. 214—220.
7. Nano-crystalline Filtered Arc Deposited (FAD) TiAlN PVD coatings for high-speed machining application / G.S. Fox-Rabinovich et al. // Surface and coating technology. 2004. Vol. 177—178. P. 800—811.
8. Beake B.D., Fox-Rabinovich G.S. Progress in high temperature nanomechanical testing of coatings for optimising their performance in high speed machining // Surface and Coatings Technology. 2014. Vol. 255. P. 102—111.
9. Effect of mechanical properties measured at room and elevated temperatures on the wear resistance of cutting tools with TiAlN and AlCrN coatings / G.S. Fox-Rabinovich et al. // Surf. Coat. Technol. 2006. Vol. 200. No. 20—21. P. 5738—5742.
10. Пат. RU 34249 U1, МПК⁷ G 01N 19/02. Прибор для исследования адгезионного взаимодействия / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер; заявл. 24.06.2003; опубл. 27.11.2003. 6 с.
11. Vereschaka A.A., Migrantov M. Sh. Study of wear resistance of sintered powder tool materials // Advanced Materials Research. 2014. Vol. 871. P. 159—163.



М.П. Шишкарёв, *д-р техн. наук*
(Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону)
E-mail: shishkarevm@mail.ru

Элементы теории адаптивных фрикционных муфт второго поколения

Показано, что для получения нагрузочной характеристики, соответствующей идеальной адаптивной фрикционной муфте второго поколения, значение распорной силы должно иметь наибольший прирост в определенном начальном интервале значений коэффициента трения, а значение вращающего момента пар трения основной фрикционной группы должно убывать линейно в интервале значений коэффициента трения.

It is shown that to obtain a load characteristic corresponding to an ideal adaptive friction coupling of the second generation, the value of the spacer force must have the greatest increase in a certain initial range of friction coefficient values, and the value of the torque of the friction pairs of the main friction group must decrease linearly in the range of friction coefficient values.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, второе поколение, элементы теории, базовый вариант, фрикционная группа, распорная сила.

Keywords: adaptive friction clutch, second generation, elements of the theory, basic variant, friction band, push the power.

Введение

Разработанный базовый вариант адаптивной фрикционной муфты (АФМ) второго поколения, несмотря на улучшенные технико-эксплуатационные характеристики, по сравнению с базовым вариантом АФМ первого поколения, в частности, точности срабатывания, в ряде случаев практического применения не позволяет существенно повысить надежность защиты элементов и узлов приводов машин от перегрузок [1–3].

Ограниченная точность срабатывания базового варианта АФМ второго поколения объясняется относительно невысоким коэффициентом усиления (КУ) обратной связи, значение которого имеет определенный предел, зависящий от максимального коэффициента трения [4].

Учитывая указанный недостаток базового варианта АФМ второго поколения, разработана модернизированная схема, в которой КУ является переменным и функционально зависит от коэффициента трения [5].

Схема АФМ разработана без должного теоретического обоснования, в связи с чем необходимо установить и аналитически описать зако-

номерности изменения параметров устройства обратной связи.

Цель работы — установление и изучение зависимости величин распорной (отжимной) силы и КУ от коэффициента трения в АФМ второго поколения для осуществления нагрузочной характеристики, близкой к "идеальной".

Воспользуемся при исследовании блок-схемой АФМ второго поколения (базовый вариант, рис. 1). Конструкция АФМ содержит следующие блоки:

— ПМ1, ПМ2 — полумуфты, одна из которых ведущая, другая — ведомая;

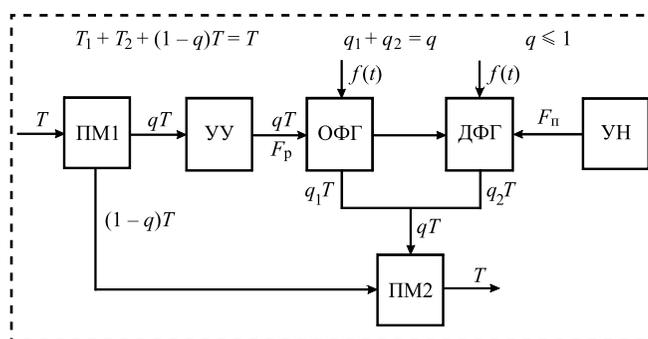


Рис. 1. Блок-схема АФМ второго поколения (базовый вариант)



— УУ — управляющее устройство автоматического регулирования в муфте;

— ОФГ — основная фрикционная группа, охваченная отрицательной обратной связью;

— ДФГ — дополнительная фрикционная группа, не охваченная отрицательной обратной связью;

— УН — нажимной узел, осуществляющий силовое замыкание блоков ОФГ и ДФГ.

Когда блок ПМ1 является ведущей полумуфтой, на ее вход поступает вращающий момент T от приводного двигателя. В зависимости от компоновочной схемы блока ОФГ, на вход блока УУ от ПМ1 поступает либо часть вращающего момента (схема с разделением пар трения на ведущие и ведомые, $q < 1$), либо полный момент (схема со всеми ведущими парами трения, $q = 1$).

Полный вращающий момент T или его часть от ПМ1 поступает на вход блока УУ, который:

— передает вращающий момент qT на блоки ОФГ и ДФГ в определенном соотношении между ними;

— не изменяя значения вращающего момента qT на входе, генерирует распорную (отжимную) силу F_p на выходе, направленную встречно силе F_n УН.

Вращающие моменты q_1T и q_2T по параллельным силовым потокам на выходах блоков ОФГ и ДФГ передаются на ведомую полумуфту ПМ2. Возникновение вращающих моментов q_1T и q_2T обусловлено действием на блок ОФГ сил F_n и F_p , а на блок ДФГ — только силы F_n .

Независимо от компоновочной схемы блока ОФГ, на ведомую полумуфту ПМ2 поступает вращающий момент T .

На практике АФМ, как и любой технический объект, имеет определенный КПД, близкий к единице, поэтому на приведенной блок-схеме отражено равенство друг другу вращающих моментов на входе и выходе муфты.

Положим, что АФМ настроена на передачу номинального вращающего момента, равного T_n . Согласно рис. 1, ДФГ передает вращающий момент q_2T , который обозначим как T_2 :

$$T_2 = z_1 F_n R_{cp} f_i, \quad (1)$$

где z_1 — число пар трения ДФГ;

R_{cp} — средний радиус поверхностей трения ДФГ;

f_i — текущее значение коэффициента трения.

Выражение (1) — линейная функция $T_2(f_i)$, т.е. вращающий момент T_2 увеличивается прямо пропорционально текущему значению коэффициента трения.

Для обеспечения стабильности вращающего момента АФМ необходимо, чтобы вторая часть полной нагрузки муфты уменьшалась, причем также по линейной зависимости от коэффициента трения и с определенной скоростью, соответствующей скорости увеличения функции (1).

Запишем приращение значения вращающего момента T_2 в следующем виде:

$$\Delta T_2 = z_1 F_n R_{cp} f_{i1} - z_1 F_n R_{cp} f_i = z_1 F_n R_{cp} (f_{i1} - f_i), \quad (2)$$

где f_{i1} — увеличенное (по сравнению с f_i) текущее значение коэффициента трения.

Для обеспечения полной стабильности вращающего момента T_n должно выполняться следующее равенство:

$$\Delta T_1 = \Delta T_2, \quad (3)$$

где ΔT_1 — приращение вращающего момента T_1 вследствие увеличения текущего значения коэффициента трения.

Согласно решаемой задаче, значение ΔT_1 убывающее, а ΔT_2 — возрастающее.

Выражение для приращения ΔT_1 можно найти, установив закономерность изменения вращающего момента T_1 . Поскольку на пары трения ОФГ действует отрицательная обратная связь (см. рис. 1), запишем:

$$T_1 = z R_{cp} f_i (F_n - F_{pi}), \quad (4)$$

где z — общее число пар трения ОФГ;

F_{pi} — текущая распорная сила, генерируемая УУ.

Текущая распорная сила F_{pi} не остается постоянной во время работы АФМ: она увеличивается по мере роста текущего коэффициента трения и передаваемой нагрузки [6].

В соответствии с основной идеей автоматического регулирования в "идеальной" АФМ при увеличении коэффициента трения рост распорной силы, согласно выражению (4), должен приводить к уменьшению вращающего момента T_1 :

$$\begin{aligned} \Delta T_1 &= z R_{cp} f_i (F_n - F_{pi}) - z R_{cp} f_{i1} (F_n - F_{pi1}) = \\ &= z R_{cp} [F_{pi1} f_{i1} - F_n (f_{i1} - f_i) - F_{pi} f_i]. \end{aligned} \quad (5)$$



Учитывая интервал изменения коэффициента трения $f_{\min} \dots f_{\max}$ (f_{\min} , f_{\max} — минимальный и максимальный коэффициенты трения соответственно) и закономерность изменения распорной силы в указанном интервале, заменим в соотношениях (2) и (5) параметр f_i параметром f_{\min} .

При коэффициенте трения, равном f_{\min} , АФМ будет передавать вращающий момент T_H . Если $q < 1$ (см. рис. 1), то число пар трения ОФГ, которые воспринимают вращающий момент от блока УУ, равно $z - z_2$ (где z_2 — число пар трения, которые передают нагрузку на ПМ2, минуя УУ). В соответствии с этим запишем соотношение (5) в следующем виде:

$$\Delta T_1' = (z - z_2) R_{cp} \times [F_{pi1} f_{i1} - F_H (f_{i1} - f_i) - F_{pi} f_i]. \quad (6)$$

В соотношении (6) представим распорную силу F_{pi} как

$$F_{pi} = F_{p \min} = \frac{T_1 + T_2}{r} \operatorname{tg} \alpha, \quad (7)$$

Используя в формуле (7) выражения (1) и (4), находим распорную силу $F_{p \min}$:

$$F_{p \min} = F_H C_{\min} f_{\min} \times \frac{z - z_2 + z_1}{1 + (z - z_2) C_{\min} f_{\min}}, \quad (8)$$

где C_{\min} — КУ обратной связи, соответствующий вращающему моменту T_H , $C_{\min} = R_{cp} \operatorname{tg} \alpha_{\min} / r$;

α_{\min} — угол давления, соответствующий вращающему моменту T_H .

Считая значения α_{\min} и C_{\min} известными, можно определить минимальную распорную силу $F_{p \min}$, используя для этого соотношение (8).

Определив исходные данные, перейдем к установлению закономерности изменения величины распорной силы АФМ при переменном значении коэффициента трения, как это имеет место в практике эксплуатации муфты. Используем для этого равенство (3), а также соотношения (2) и (5):

$$F_{pi1} = F_H \frac{z_1 (f - f_{\min}) + z \{ (f - f_{\min}) + C_{\min} f_{\min}^2 (z - z_2 + z_1) / [1 + (z - z_2) C_{\min} f_{\min}] \}}{z - f}. \quad (9)$$

где $F_{p \min}$ — распорная сила УУ, соответствующая передаче вращающего момента T_H ;

α — угол давления чувствительного элемента УУ (шарика, ролика, резьбовой пары и т.п.);

r — плечо действия окружной силы относительно оси вращения муфты, приложенной к чувствительному элементу УУ.

При $f_i = f_{\min}$ соотношение (6) должно соответствовать условию передачи муфтой вращающего момента T_H , поэтому следует принять $f_{i1} = 0$ и $F_{pi1} = 0$, что указывает на отсутствие в данном случае динамики изменения как значения коэффициента трения, так и величины распорной силы. В связи с этим соотношение (6) становится тождественным соотношению (4), с учетом сделанной поправки.

В этом случае разность $\Delta T_1'$ превращается во вращающий момент, передаваемый парами трения ОФГ.

При выводе формулы (9) в соотношениях (2) и (6) проведены следующие замены: f_{i1} на f , f_i на f_{\min} .

Предельное значение, которое может принимать коэффициент трения f , равно f_{\max} .

Формула (9) отражает нелинейную зависимость $F_{pi1}(f)$, которую должно обеспечивать УУ для получения формы нагрузочной характеристики "идеальной" предохранительной муфты, в том числе АФМ.

Формула (9) идентична соотношению (8), если в ней заменить f параметром f_{\min} .

График зависимости $F_{pi1}(f)$, построенный по формуле (9), показан на рис. 2 (кривая 1). Исходные данные: $F_H = 800$ Н; $C_{\min} = 0,2$; $f_{\min} = 0,1$; $z_1 = 1$, $z = 6$; $z_2 = 1$.

Наибольшее увеличение распорной силы наблюдается в интервале $f = 0,1 \dots 0,275$, затем увеличение становится менее заметным.

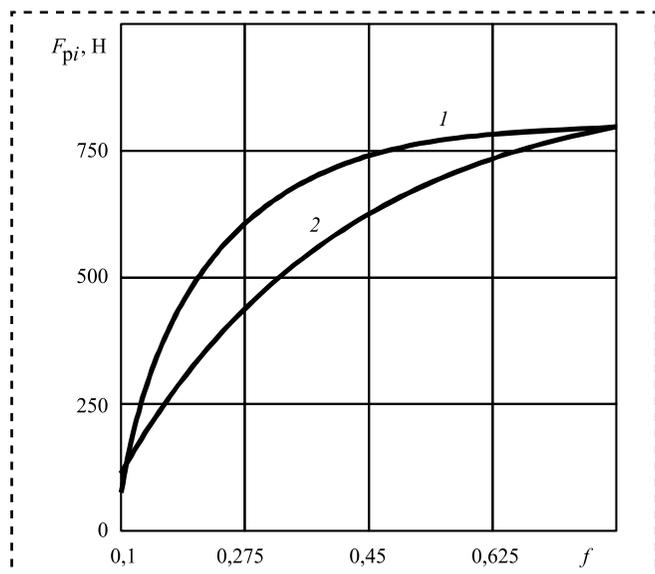


Рис. 2. Зависимости распорной силы от коэффициента трения

Для объяснения указанного характера изменения распорной силы разделим числитель и знаменатель формулы (9) на f :

$$F_{pi1} = \frac{F_{\pi}}{z} \left[(z + z_1) \left(1 - \frac{f_{\min}}{f} \right) + z \frac{C_{\min} f_{\min}^2}{f} \frac{z - z_2 + z_1}{1 + (z - z_2) C_{\min} f_{\min}} \right]. \quad (10)$$

При указанных исходных данных второе слагаемое в квадратных скобках соотношения (10) на порядок меньше первого слагаемого, поэтому далее его можно не учитывать:

$$F_{pi1} = \frac{z + z_1}{z} F_{\pi} \left(1 - \frac{f_{\min}}{f} \right). \quad (11)$$

В соотношении (11) вычитаемое в скобках есть обратная функция по аргументу f (относится к классу дробно-линейных функций с асимптотой, отличной от нуля). Функция данного вида при небольших значениях аргумента убывает наиболее быстро. В связи с этим, характер изменения данной функции в указанном интервале значений аргумента противоположен характеру обратной функции с примерно одинаковым сохранением скорости изменения.

Для объяснения характера изменения распорной силы обратимся к рис. 3. Ломаная линия отражает график относительного изменения коэффициента трения Δf в локальных интервалах.

Наибольший относительный прирост коэффициента трения наблюдается в интервале

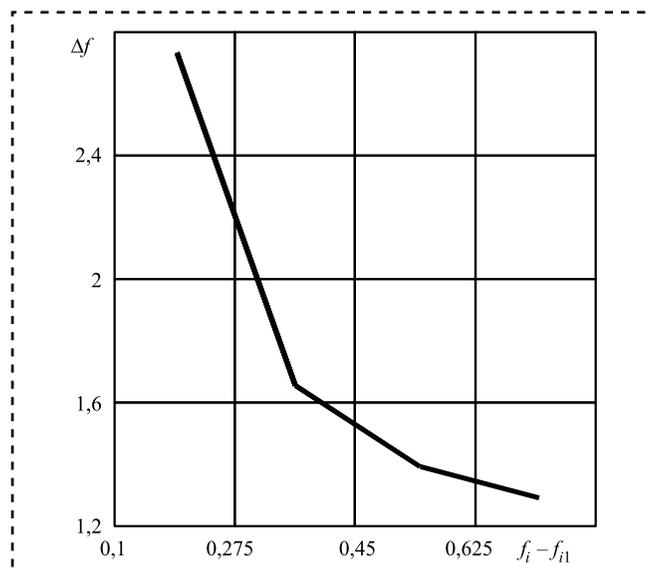


Рис. 3. Относительное изменение значения коэффициента трения в локальных интервалах

$f = 0,1 \dots 0,275$, затем прирост уменьшается по мере увеличения номера интервала и коэффициента трения.

Для компенсации прироста коэффициента трения необходимо соответствующее увеличение распорной силы в условиях полной стабилизации вращающего момента АФМ. Более высокий прирост коэффициента трения требует большего роста распорной силы, чем и объясняется характер изменения ее в различных частях интервала $f_{\min} \dots f_{\max}$ (см. рис. 2).

В базовом варианте АФМ второго поколения для достижения наибольшей точности срабатывания требуется выполнение условия $F_{\pi} = F_{p\max}$ (где $F_{p\max}$ — распорная сила при максимальном коэффициенте трения). В данном случае вращающий момент ОФГ равен нулю. Распорная сила равна силе F_{π} , что указывает на сохранение количественного соотношения между силой F_{π} и распорной силой F_{pi1} при максимальном коэффициенте трения (см. рис. 2).

В том случае, если $q = 1$, то вся нагрузка АФМ передается УУ (см. рис. 1). В этом случае формулу (10) запишем в следующем виде:

$$F_{pi1} = \frac{F_{\pi}}{z} \left[(z + z_1) \left(1 - \frac{f_{\min}}{f} \right) + z \frac{C_{\min} f_{\min}^2}{f} \times \frac{z + z_1}{1 + z C_{\min} f_{\min}} \right]. \quad (12)$$



Формулы (10) и (12) различаются только в части, которая касается вычисления распорной силы $F_{p\min}$ (см. соотношение (8)), если значение C_{\min} постоянное.

График зависимости $F_{pi}(f)$ при $q = 1$ показан на рис. 2 кривой 2. Распорная сила в большей степени отличается от распорной силы при $q < 1$ (кривая 1) при небольших значениях коэффициента трения ($f = 0,1 \dots 0,2$) и в меньшей степени — при больших значениях ($f > 0,2$). Характер кривой 2 в целом идентичен характеру кривой 1.

На рис. 4 показаны графики изменения вращающих моментов T_1 (кривая 1) и T_2 (кривая 2)

условии, с учетом соотношении (1) и (4), запишем равенство (13) в следующем виде:

$$T_H = zR_{cp}f_i(F_{\Pi} - F_{pi}) + z_1F_{\Pi}R_{cp}f_i. \quad (14)$$

Для базового варианта АФМ второго поколения формула для вычисления номинального вращающего момента имеет вид [7]:

$$T_H = F_{\Pi}R_{cp}f_{\min} \frac{z + z_1(1 - z_2C_{\min}f_{\min})}{1 + (z - z_2)C_{\min}f_{\min}}. \quad (15)$$

Подставив соотношение (15) в равенство (14), получим выражение для определения текущей распорной силы:

$$F_{pi} = F_{\Pi} \frac{(z + z_1)f_i - f_{\min} \{z + z_1(1 - z_2C_{\min}f_{\min})/[1 + (z - z_2)C_{\min}f_{\min}]\}}{zf_i}. \quad (16)$$

в зависимости от коэффициента трения. При построении кривой 1 использовано соотношение (4), а при построении кривой 2 — формула (1). Исходные данные: $z = 6$; $z_1 = 1$, $F_{\Pi} = 800$ Н; $R_{cp} = 0,1$ м.

Значения распорной силы F_{pi} в соотношении (4) заимствованы из рис. 2 (кривая 1), поскольку кривая 1 построена при тех же исходных данных.

Вращающий момент T_1 убывает линейно в функции f и обращается в ноль при $f = f_{\max}$. Сумма $T_1 + T_2$ при любом коэффициенте трения остается постоянной.

На рис. 4 принято $f_{\max} = 0,625$, а не $f_{\max} = 0,8$, поскольку при выводе соотношения (9) использованы разности $F_{pi1} - F_{pi}$ и $f_{i1} - f_i$ (см. выражения (2) и (5)).

Второй способ установления закономерности изменения распорной силы заключается в следующем. Запишем формулу вращающего момента АФМ в общем виде:

$$T = T_1 + T_2. \quad (13)$$

Учитывая принятую концепцию особо высокой точности срабатывания АФМ, характерной для "идеальной" АФМ, примем в качестве полного вращающего момента его номинальное значение T_H [7]. При данном

График зависимости $F_{pi}(f_i)$, построенный по выражению (16), показан на рис. 5. Исходные данные, как для рис. 2 (кривая 1).

При $f_i > 0,65$ распорная сила должна превышать силу, создаваемую блоком УН (см. рис. 1). На практике это означает, что в интервале $f_i = 0,65 \dots 0,8$ в муфте начнет действовать положительная обратная связь, когда распорная

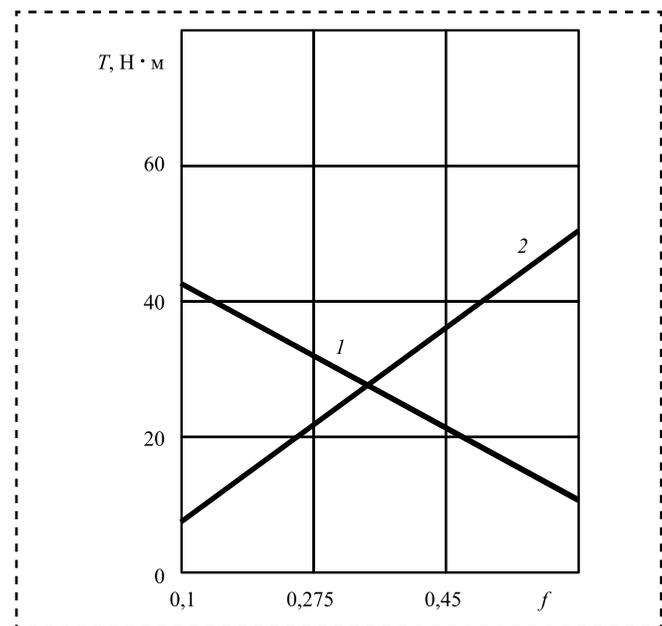


Рис. 4. Зависимости вращающих моментов T_1 (1) и T_2 (2) от коэффициента трения



сила, возбуждаемая вращающим моментом T_2 , отжимает пары трения ДФГ от пар трения ОФГ, усиливая тем самым влияние коэффициента трения на величину вращающего момента АФМ.

В рассматриваемом случае наблюдаются быстрый рост величины вращающего момента муфты и снижение ее точности срабатывания.

Таким образом, при принятых исходных данных для построения графика на рис. 5 динамика увеличения распорной силы такова, что приводит к равенству ее и силы F_{Π} при коэффициенте трения меньшем, чем его максимальное значение.

Установим, является ли сделанный вывод общей закономерностью или всего лишь частным результатом. Для этого, используя условие $F_{pi} \leq F_{\Pi}$ и выражение (16), получаем:

$$z \geq \frac{z_1(m-1)(1-z_2C_{\min}f_{\min})}{1-z_1C_{\min}f_{\min}}, \quad (17)$$

где m — относительная ширина поля рассеивания коэффициента трения, $m = f_{\max}/f_{\min}$.

Соотношение (17) показывает, что существует нижнее граничное значение z , при превышении которого распорная сила при максимальном коэффициенте трения меньше либо равна (если z — целое число) силе натяжения замыкающей пружины.

При указанных выше исходных данных и при $f_{\max} = 0,8$ имеем $z \geq 8,2$, что превышает

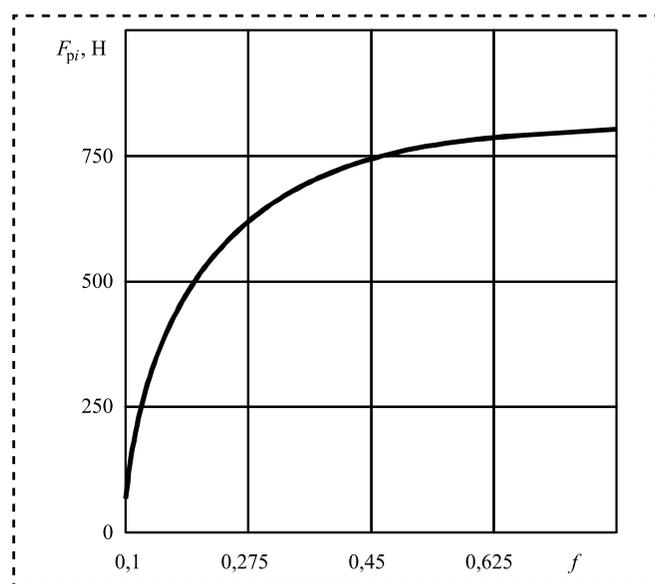


Рис. 5. Зависимость распорной силы от коэффициента трения

значение z , принятое при построении графика, изображенного на рис. 5.

Соотношение (17) показывает, что при минимизации числа пар трения z_1 ДФГ и ограничении C_{\min} наибольшее влияние на нижнее граничное значение z оказывает параметр z_2 , с увеличением которого уменьшается нижнее граничное значение z . В случае реализации такой возможности можно уменьшить число пар трения ОФГ.

Поскольку параметры z и z_2 связаны между собой безусловным соотношением $z > z_2$ (при принятой компоновочной схеме ОФГ), используем соотношение (17):

$$\frac{z_1(m-1)(1-z_2C_{\min}f_{\min})}{1-z_1C_{\min}f_{\min}} > z_2. \quad (18)$$

Решим неравенство (18) относительно неизвестного z_2 :

$$z_2 < \frac{z_1(m-1)}{1+z_1(m-2)C_{\min}f_{\min}}. \quad (19)$$

Неравенство (19) показывает, что при его выполнении всегда справедливо и соотношение (17). В противном случае принятое ранее условие $z > z_2$ не выполняется.

Анализ соотношений (17) и (19) показывает, что на ограничения параметров z и z_2 влияет также C_{\min} . С увеличением C_{\min} верхнее граничное значение z_2 , согласно соотношению (19), уменьшается.

Согласно соотношению (17), при увеличении C_{\min} нижнее граничное значение z также уменьшается, если $z_2 > z_1$, что, как правило, характерно для АФМ рассматриваемого типа. При этом, как показали расчеты, увеличение C_{\min} от 0,2 до 1 позволяет уменьшить z_2 до 4, а z — до 5.

Причина превышения распорной силы над силой замыкания пар трения ОФГ и ДФГ при коэффициентах трения, близких к максимальному, заключается в том, что при небольшом числе ведущих пар трения ОФГ, принятом при построении графика на рис. 5 ($z_2 = 1$), увеличивается вращающий момент, передаваемый УУ, что увеличивает и распорную силу.

Увеличение числа ведущих пар трения ОФГ при сохранении ее общего числа пар трения приводит к уменьшению числа ведомых пар трения и, соответственно, к уменьшению вращающего момента, передаваемого УУ, что снижает распорную силу.



Исследуем вариант АФМ, в котором все пары трения ОФГ ведущие, если нагрузка передается от ПМ2 к ПМ1 (см. рис. 1). В этом случае формула (15) принимает следующий вид:

$$T_H = F_{\Pi} R_{\text{ср}} f_{\text{min}} \frac{z - z_1 (z C_{\text{min}} f_{\text{min}} - 1)}{1 + z C_{\text{min}} f_{\text{min}}}. \quad (20)$$

Соответственно, выражение для текущей распорной силы имеет вид:

$$F_{pi} = F_{\Pi} \frac{(z + z_1) f_i - f_{\text{min}} [z - z_1 (z C_{\text{min}} f_{\text{min}} - 1) / (1 + z C_{\text{min}} f_{\text{min}})]}{z f_i}. \quad (21)$$

Для рассматриваемого случая оценим возможность выполнения условия $F_{pi} \leq F_{\Pi}$ при $f_i = f_{\text{max}}$. Используя в указанном условии выражение (21), имеем:

$$z \geq \frac{z_1 (m - 1)}{1 - z_1 (m + 1) C_{\text{min}} f_{\text{min}}}. \quad (22)$$

Выражение (22) показывает, что нижнее граничное значение z увеличивается с ростом z_1 , в связи с чем для ограничения z следует принимать минимальное значение z_1 . Это обеспечивает также достижение максимальной точности срабатывания АФМ (в базовом варианте).

Сопоставление нижних граничных значений z по соотношениям (17) и (22) показывает, что в первом случае, даже при $z_2 = 1$, общее число пар трения ОФГ может быть меньше, чем во втором случае. Кроме того, как отмечено выше, в первом случае нижнее граничное значение z может быть уменьшено за счет увеличения числа ведущих пар трения z_2 ОФГ.

В базовом варианте АФМ второго поколения увеличение z_2 уменьшает точность срабатывания муфты. Это объясняется уменьшением вращающего момента, передаваемого УУ, и распорной силы, действующей на пары трения ОФГ.

В рассматриваемом варианте АФМ при увеличении z_2 , как следует из соотношения (16), уменьшается только распорная сила УУ при каждом конкретном f_i . Однако благодаря установленной закономерности изменения величины распорной силы F_{pi} в зависимости от коэффициента трения, указанное обстоятельство не влияет на точность срабатывания АФМ.

Для базового варианта АФМ вычислим распорную силу с учетом соотношения (8):

$$F_{pi} = F_{\Pi} C f_i \frac{z + z_1 - z_2}{1 + (z - z_2) C f_i}. \quad (23)$$

Для сопоставления зависимостей $F_{pi}(f_i)$ для базового варианта АФМ второго поколения и для АФМ с переменным КУ рассмотрим графики на рис. 6. Кривая 1 построена по соотношению (16), кривая 2 — по соотношению (23).

При построении графиков приняты следующие исходные данные: $F_{\Pi} = 800$ Н; $z = 5$; $z_1 = 1$; $z_2 = 4$; $C_{\text{min}} = 0,2$; $f_{\text{min}} = 0,1$; $C = 1,25$.

В локальном интервале $f_i = 0,1 \dots 0,13$ распорная сила базового варианта АФМ (кривая 2)

превышает распорную силу АФМ с переменным КУ (кривая 1), причем при f_{min} — более чем в 10 раз.

В интервале $f_i = 0,2 \dots 0,8$, исключая верхнее граничное значение, распорная сила базового варианта АФМ меньше, чем ее требуемая величина для реализации нагрузочной характеристики "идеальной" АФМ. При значении $f_i = f_{\text{max}}$ значения распорных сил сопоставляемых АФМ одинаковы.

Таким образом, графики подтверждают, что, несмотря на одинаковый характер изменения распорной силы (возрастающие кривые), имеются существенные различия между графиками на отдельных участках интервала значений коэффициента трения. В частности, более высокая распорная сила для базового варианта АФМ

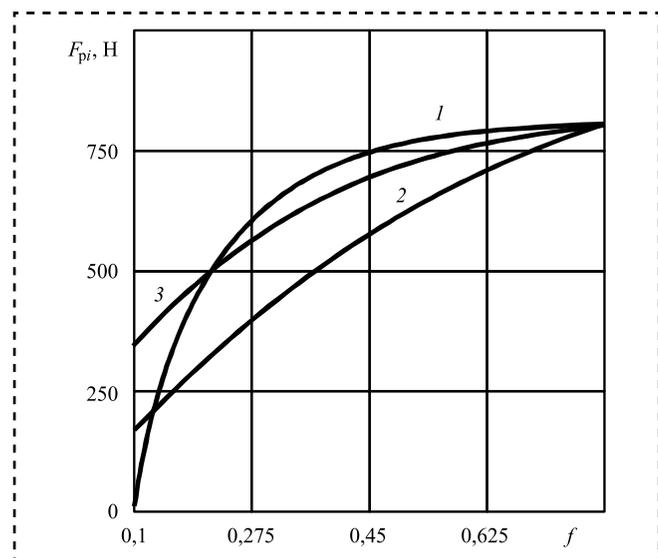


Рис. 6. Зависимости распорной силы от коэффициента трения для базового варианта АФМ второго поколения и для АФМ с переменным КУ



при f_{\min} приводит к существенному снижению номинального вращающего момента, что отрицательно влияет на точность срабатывания АФМ [8].

В рассмотренном случае для базового варианта АФМ принято $z - z_2 = 1$, следовательно, число пар трения ОФГ, на которые поступает вращающий момент УУ, минимальное. Если увеличить указанную разность, в отличие от АФМ с переменным КУ, то возрастет и вращающий момент, передаваемый УУ, а также и распорная сила.

График зависимости $F_{pi}(f_i)$, построенный при $z_2 = 1$, показан на рис. 6 кривой 3. Остальные исходные данные, принятые при построении графика, сохранены.

При $f_i = f_{\min}$ распорная сила для базового варианта АФМ второго поколения отличается от распорной силы для АФМ с переменным значением КУ на значение, превышающее аналогичный параметр при $z - z_2 = 1$ (кривые 2 и 3), а в интервале $f_i = 0,1 \dots 0,2$ значение распорной силы по-прежнему больше, чем в АФМ переменным КУ (кривые 1 и 3).

Для кривой 3 разность между значениями распорных сил сопоставляемых АФМ в интервале $f_i = 0,2 \dots 0,8$, исключая верхнее граничное значение, меньше, чем для кривой 2.

Установление закономерности изменения значения КУ

Для обеспечения требуемой закономерности изменения распорной силы в соответствии с соотношением (16) необходимо, чтобы КУ в АФМ на основе базового варианта был переменным [9]. На это указывают данные графиков, изображенных на рис. 6.

Согласно условию задачи, должно выполняться равенство

$$T_i = T_H, \quad (24)$$

где T_i — текущее значение вращающего момента муфты при любом коэффициенте трения, принадлежащем интервалу $f_{\min} \dots f_{\max}$.

На основании равенства (24) запишем:

$$F_{pi} = \frac{T_{H1}}{r} \operatorname{tg} \alpha_i, \quad (25)$$

где T_{H1} — номинальный вращающий момент, передаваемый УУ;

α_i — текущий угол давления чувствительных элементов УУ;

r — плечо действия окружной силы на чувствительные элементы.

При дифференциации пар трения ОФГ на ведущие и ведомые вращающий момент T_{H1} можно определить по формуле:

$$T_{H1} = T_H - z_2 R_{cp} f_i (F_{pi} - F_{pi}). \quad (26)$$

Подставив в формулу (26) выражение (25), получим:

$$T_{H1} = \frac{T_H - z_2 F_{pi} R_{cp} f_i}{1 - z_2 C_i f_i}, \quad (27)$$

где C_i — текущее значение КУ, $C_i = R_{cp} \operatorname{tg} \alpha_i / r$.

Используя в формуле (27) соотношение (15) и полученный в виде выражения (25) результат, находим:

$$T_H = F_{pi} R_{cp} f_i \frac{z + z_1 (1 - z_2 C_i f_i)}{1 + (z - z_2) C_i f_i}. \quad (28)$$

Считая значение вращающего момента T_H известным (см. соотношение (15)), из соотношения (28) получаем:

$$C_i = \frac{(z + z_1) F_{pi} R_{cp} f_i - T_H}{(z - z_2) T_H f_i + z_1 z_2 F_{pi} R_{cp} f_i^2}. \quad (29)$$

Формула (29) отражает закономерность изменения КУ в зависимости от коэффициента трения.

Одна из особенностей АФМ второго поколения — ограничение сверху величины КУ, что необходимо для обеспечения работы муфты в адаптивном режиме в интервале $f_{\min} \dots f_{\max}$ [10], что в полной мере относится и к рассматриваемой АФМ:

$$C \leq \frac{1}{z_1 f_{\max}}. \quad (30)$$

Если в формулах (29) и (30) принять $z_1 = 1$, то ограничение параметра z имеет вид:

$$z \leq z_2 - 1. \quad (31)$$

Очевидно, что ограничение в форме (31) невыполнимо, поскольку по условиям компоновки ОФГ должно быть $z > z_2$.

Оценим возможность выполнения ограничения максимального КУ с учетом соответствующего ограничения параметра z_1 . Данный параметр не относится к параметрам, характеризующим ОФГ, поэтому на него не распространяются требования, касающиеся соотношения z и z_2 .



Используя соотношения (29) и (30), найдем:

$$(z_1)_{1,2} = \frac{[(z - z_2)F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}} - T_{\text{H}}] \pm \sqrt{[(z - z_2)F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}} - T_{\text{H}}]^2 + 4(z - z_2)F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}}T_{\text{H}}}}{-2F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}}}. \quad (32)$$

В корнях уравнения (32) произведение $F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}}$ представляет собой часть вращающего момента, передаваемого одной парой трения ДФГ, т.е. T_{H}/z_1 при максимальном коэффициенте трения, с учетом того, что вращающий момент АФМ постоянен.

После преобразования подкоренного выражения в корнях (32) имеем:

$$(z_1)_{1,2} = \frac{[(z - z_2)F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}} - T_{\text{H}}] \pm [(z - z_2)F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}} + T_{\text{H}}]}{-2F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}}}. \quad (33)$$

Учитывая, что в квадратном неравенстве, решение которого записано в виде корней (32), отрицательный постоянный коэффициент при неизвестном второй степени и положительный дискриминант корней — множество решений, удовлетворяющих неравенству, имеет вид:

$$z_1 \in \left(-(z - z_2); \frac{T_{\text{H}}}{F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}}} \right). \quad (34)$$

Очевидно, что при $z_1 \neq 1$ справедливо неравенство $F_{\Pi}R_{\text{ср}}f_{\text{max}} < T_{\text{H}}$, поэтому верхнее граничное значение во множестве решений (34) больше единицы, а нижнее — отрицательное, в связи с чем по смыслу его можно заменить единицей.

Заменим в верхнем граничном значении множества решений (34) член T_{H} его представлением по соотношению (15). В результате получим неравенство первой степени относительно неизвестного z_1 , решение которого имеет следующий вид:

$$z_1 < \frac{z}{(m - 1) + [(z - z_2)m + z_2]C_{\text{min}}f_{\text{min}}}. \quad (35)$$

График зависимости $z_1(z)$, построенный по соотношению (35) при $m = 8$; $z_2 = 1$; $C_{\text{min}} = 0,2$; $f_{\text{min}} = 0,1$, показан на рис. 7.

График показывает, что при $z < 9$ значений z_1 , которые можно принять на практике, не существует. Следовательно, решение задачи существует только при $z > 9$.

Анализ соотношения (35) показывает, что наибольшее влияние на ограничение сверху z_1 оказывает относительная ширина интервала значений коэффициента трения и в гораздо меньшей степени — параметры C_{min} , f_{min} и z_2 .

Использование математической модели АФМ на основе приращений распорной силы и коэффициента трения позволяет определить

распорную силу, которая должна иметь наибольший прирост в определенном начальном интервале значений коэффициента трения. Найденная закономерность изменения вращающего момента

ОФГ в зависимости от коэффициента трения позволяет создавать элементы методики расчета и проектирования АФМ с нагрузочной характеристикой, близкой к нагрузочной характеристике "идеальной" АФМ.

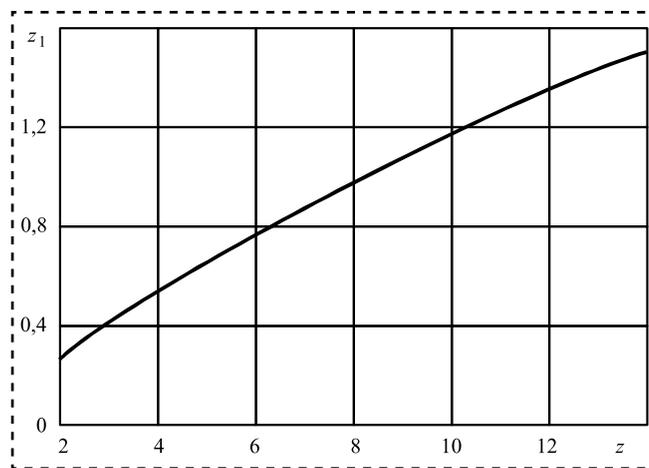


Рис. 7. Зависимость числа пар трения ДФГ от числа пар трения ОФГ

Результаты исследования могут быть использованы при расчетах и проектировании АФМ второго поколения с переменным КУ, обладающих высокой точностью срабатывания.

Заключение

Разработана блок-схема АФМ второго поколения, составные части которой выделены в соответствии с их функциональным назначением.



Для определения распорной силы АФМ составлена математическая модель муфты на основе приращений величин распорной силы и коэффициента трения.

Для получения нагрузочной характеристики, соответствующей "идеальной" АФМ второго поколения, распорная сила должна иметь наибольший прирост в определенном начальном интервале значений коэффициента трения, а вращающий момент пар трения ОФГ должен убывать линейно в интервале $f_{\min} \dots f_{\max}$ в результате действия отрицательной обратной связи.

Для АФМ второго поколения с переменным КУ существует ограничение снизу общего числа пар трения ОФГ, при котором распорная сила не превышает силу замыкания пар трения в интервале $f_{\min} \dots f_{\max}$. В варианте АФМ с переменным КУ и с дифференцированными парами трения ОФГ увеличение числа ведущих пар трения позволяет уменьшить общее число пар трения ОФГ. Найдено соотношение, ограничивающее сверху число ведущих пар трения ОФГ для ограничения распорной силы в целях обеспечения работы АФМ в адаптивном режиме в интервале значений коэффициента трения $f_{\min} \dots f_{\max}$.

Для уменьшения общего числа пар трения ОФГ число ведущих пар трения ОФГ должно быть больше, чем число пар трения ДФГ, а в варианте АФМ со всеми ведущими парами трения ОФГ число пар трения ДФГ должно быть минимальным. С точки зрения минимизации общего числа пар трения ОФГ вариант АФМ с дифференцированными парами трения ОФГ является предпочтительным.

Установлена зависимость КУ от коэффициента трения в АФМ второго поколения для достижения максимальной точности срабатывания.

При числе пар трения ОФГ, равном единице, невозможна работа в адаптивном режиме АФМ с переменным КУ в интервале $f_{\min} \dots f_{\max}$.

Установлено ограничение максимального числа пар трения ДФГ для обеспечения ра-

боты АФМ в адаптивном режиме в интервале $f_{\min} \dots f_{\max}$ при выполнении условия ограничения снизу общего числа пар трения ОФГ.

Библиографический список

1. **Шишкарев М.П.** Вопросы теории адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Известия вузов. Машиностроение. 1994. № 4–6. С. 43–47.
2. **Шишкарев М.П.** Исследование базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения // В сб.: Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения. 8-я Международная научно-практическая конференция. 2015. С. 162–167.
3. **Шишкарев М.П., Лущик А.А., Угленко А.Ю.** Точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты второго поколения (модифицированной) // 6-я научно-практическая конференция "Инновационные технологии в машиностроении и металлургии". Ростов н/Д. 2014. С. 118–130.
4. **Шишкарев М.П.** Повышение нагрузочной способности и точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2010. № 5. С. 18–24.
5. **Шишкарев М.П.** Теоретические основы стабилизации выходного параметра адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Изв. вузов. Машиностроение. 2001. № 2–3. С. 17–23.
6. **Шишкарев М.П.** Уровень перегрузки при срабатывании адаптивных фрикционных муфт // Вестник машиностроения. 2006. № 2. С. 13–15.
7. **Шишкарев М.П.** Повышение надежности адаптивных фрикционных муфт 1-го поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2008. № 4. С. 6–9.
8. **Шишкарев М.П.** Анализ переходного периода адаптивных фрикционных контактов в условиях положительного прироста коэффициента трения // Изв. вузов. Машиностроение. 2000. № 3. С. 14–17.
9. **Шишкарев М.П., Чан Ван Дык.** Обоснование наибольшей точности срабатывания адаптивных фрикционных муфт // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 11. С. 20–26.
10. **Шишкарев М.П.** Исследование режима перегрузки АФМ второго поколения (базовый вариант) // Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения: 8-я Международная научно-практическая конференция. 2015. С. 182–185.

В.Ф. Безъязычный, д-р техн. наук, **М.А. Прокофьев**, канд. техн. наук, **Ф.Р. Жирнова**
(Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П.А. Соловьева)
E-mail: technology@rsatu.ru

Расчетное определение прочностных характеристик сборочных соединений с натягом с учетом технологических условий обработки сопрягаемых поверхностей

Изложена методика расчетного определения показателей прочности соединения с натягом с учетом технологических условий обработки сопрягаемых поверхностей, определяющих показатели качества слоя материала: шероховатость поверхностей и степень наклепа.

The method of calculating the strength of the joint with tension taking into account the technological conditions for processing the mating surfaces, which determine the quality indicators of the surface layer of the material of these surfaces: the surface roughness and the degree of their hardening, was described.

Ключевые слова: соединение с натягом, осевая сдвигающая сила, крутящий момент, режим обработки поверхностей, шероховатость поверхности, наклеп поверхностного слоя, модуль упругости материала изготавливаемых деталей.

Keywords: pressure coupling, axial shear force, torque, surface treatment mode, surface roughness, surface layer slope, modulus of elasticity of the material of manufactured parts.

Введение

В конструкциях машин часто применяют неразъемные соединения с натягом [1–4]. Для надежности таких соединений необходимо выполнять расчеты эксплуатационных показателей: силу и крутящий момент. Обеспечение требуемых прочностных характеристик соединений с натягом зависит от выбора посадки, физико-механических свойств материалов деталей и от параметров качества поверхностного слоя контактирующих поверхностей: шероховатости и степени упрочнения материала их поверхностного слоя. Расчетный натяг, мм, в соединении δ_p определяют по формуле [5, 6]:

$$\delta_p = \delta_n - 1,2 (Rz_1 + Rz_2),$$

где δ_n — номинальный натяг в соединении, определяемый из соответствующих таблиц для конкретного соединения или задаваемый на чертеже изделия (определяется из условий заданной посадки сопряжения), мм;

Rz_1 и Rz_2 — высота неровностей сопрягаемых поверхностей, мм.

Согласно приведенной зависимости значение δ_p зависит только от высоты неровностей на обрабатываемых поверхностях, что не учитывает твердость материала сопрягаемых поверхностей детали. С позиции физики процесса обеспечения контакта поверхностей это некорректно, так как на прочность таких соединений должна оказывать влияние и твердость материала поверхностного слоя сопрягаемых деталей, которая определяется степенью наклепа, создаваемого в поверхностном слое материала при обработке этих поверхностей. Последнее может быть учтено, если при расчете натяга рассматривается комплекс технологических условий обработки (режим резания, геометрия режущей части инструмента, механические и физические свойства обрабатываемого и инструментального материалов), который определяет не только шероховатость контактирующих поверхностей после обработки, но и физико-



механические свойства материала поверхностного слоя детали.

Давление, МПа, на поверхности контакта в сборочном соединении с натягом определяется по формуле [5]:

$$p = \frac{1}{d} \frac{\delta_p}{\left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right)}, \quad (1)$$

где d — номинальный диаметр сопряжения, мм;

E_1 и E_2 — модули упругости материалов охватываемой и охватывающей поверхностей деталей, МПа;

C_1 и C_2 — безразмерные коэффициенты, зависящие от свойств материалов сопрягаемых деталей [5]:

$$C_1 = \frac{d^2 + d_0^2}{d^2 - d_0^2} - \mu_1; \quad C_2 = \frac{D^2 + d_0^2}{D^2 - d_0^2} - \mu_2,$$

где μ_1 и μ_2 — коэффициенты Пуассона материалов сопрягаемых деталей;

D — диаметр наружной поверхности втулки, мм;

d_0 — диаметр отверстия пустотелого вала, мм.

При сплошном вале $d_0 = 0$ и $C_1 = 1 - \mu$. Значения C_1 и C_2 для различных материалов определяют по приведенным выше формулам или принимают по табл. 1.

Модуль упругости материала поверхностного слоя детали вследствие воздействия на него в процессе обработки поверхностей теплового и силового факторов изменяется [7, 8]. При механической обработке модуль упругости материала поверхностного слоя детали $E_{0обр}$ определяется зависимостью [8]:

$$E_{0обр} = CA^K, \quad (2)$$

где C и K — величины, зависящие от материала обрабатываемой детали и определяемые по табл. 2;

A — энергетический критерий подобия процесса резания, который определяется по формуле [9]:

$$A = \frac{1}{\frac{2,85E^{0,1}}{B^{0,43} \sin^{0,05} \alpha} + 0,6625 \frac{\Gamma D^{0,3} E^{0,175}}{B^{0,165} \alpha}},$$

где $B = \frac{va_1}{a}$ — безразмерный комплекс процесса резания, характеризующий степень влияния

Таблица 1

Значения коэффициентов C_1 и C_2 в формуле (1)

d_0/d для C_1 d/D для C_2	C_1			C_2		
	Материал детали					
	Сталь	Бронза	Чугун	Сталь	Бронза	Чугун
0	0,70	0,67	0,75	1,30	1,33	1,25
0,10	0,72	0,69	0,77	1,32	1,35	1,27
0,20	0,78	0,75	0,83	1,38	1,41	1,33
0,30	0,89	0,86	0,94	1,49	1,59	1,44
0,40	1,08	1,05	1,13	1,68	1,71	1,63
0,50	1,37	1,34	1,41	1,95	2,00	1,92
0,55	1,57	1,54	1,62	2,17	2,20	2,12
0,60	1,83	1,80	1,88	2,43	2,46	2,38
0,65	2,17	2,14	2,22	2,77	2,80	2,72
0,70	2,62	2,59	2,67	3,22	3,25	3,17
0,75	3,28	3,25	3,33	3,84	3,87	3,79
0,80	4,25	4,22	4,30	4,85	4,88	4,80
0,85	5,98	5,95	6,03	6,58	6,61	6,53
0,90	9,23	9,20	9,28	9,83	9,86	9,78



Таблица 2

Коэффициенты для расчета модуля упругости материала поверхностного слоя детали в зависимости от группы обрабатываемых материалов

Группа обрабатываемых материалов	Коэффициенты для вида обработки			
	Точение		Фрезерование	
	$C \cdot 10^3$	K	$C \cdot 10^3$	K
Никелевые жаропрочные сплавы	165	-0,08	182	-0,08
Конструкционные стали	166	-0,10	197	-0,07
Титановые сплавы	88	-0,11	100	-0,15

режимных условий процесса резания по сравнению с влиянием теплофизических свойств обрабатываемого материала;

v — скорость резания, м/с;

a_1 — толщина сечения среза, м;

a — температуропроводность обрабатываемого материала, m^2/c ;

$\Gamma = \frac{\lambda_p}{\lambda}$ — безразмерный комплекс процесса резания, отражающий влияние геометрии инструмента и отношения теплопроводностей инструментального и обрабатываемого материалов;

λ и λ_p — коэффициенты теплопроводностей обрабатываемого и инструментального материалов, Дж/(м·с·К);

$D = \frac{a_1}{b_1}$ — безразмерный комплекс процесса резания, характеризующий геометрию сечения среза; b_1 — ширина сечения среза;

$E = \frac{\rho_1}{a_1}$ — безразмерный комплекс процесса резания, характеризующий влияние на про-

цесс резания геометрической формы режущей кромки резца;

ρ_1 — радиус округления режущей кромки резца, м;

α — задний угол резца.

В формулу (1) для определения давления на поверхности контакта в сборочном соединении с натягом следует подставлять вместо E значение $E_{обр} = CA^K$:

$$p = \frac{1}{d} \frac{\delta_p}{\left[\frac{C_1}{(CA^K)_1} + \frac{C_2}{(CA^K)_2} \right]}, \quad (3)$$

где $(CA^K)_1$ и $(CA^K)_2$ — модули упругости материалов поверхностного слоя сопрягаемых деталей.

Если детали изготовлены из одного материала и при одинаковых технологических условиях обработки, то формула (3) имеет вид:

$$p = \frac{CA^K}{d} \frac{\delta_p}{C_1 + C_2}.$$

Расчет давления на контактирующих поверхностях сопрягаемых деталей, выполняемый по формуле (3), учитывает не только шероховатость поверхностей, но и степень наклепа материала поверхностного слоя, так как изменение модуля упругости материала связано с его упрочнением в процессе обработки.

Высоту неровностей, м, на обработанной поверхности определяют при условии, что скорость резания изменяется от скорости наибольшего наростообразования $v_{нар}$ до оптимальной v_0 при следующем сочетании подачи, радиуса округления режущей кромки резца и главного угла в плане

$$r \left[r - 1 \left[\sqrt{1 - (S/2r)^2} \right] \leq t \leq r(1 - \cos \varphi) \right] \quad [3]:$$

$$Rz = \frac{1}{8r} \left(\frac{1}{t\tau_p \left[1 + \frac{1}{B} + \operatorname{tg}(\operatorname{arctg} B - \gamma) \right]} \left[\frac{a_1^{0,125} b_1^{0,7} c_p \theta \rho_1^{0,1} a_D^{0,43}}{v \lambda \sin^{0,165} \alpha} \times \right. \right. \\ \left. \times \left[2,85 \sin^{0,115} \alpha v^{0,57} a_1^{0,345} \lambda b^{0,3} + 0,6625 \lambda_p \beta \varepsilon a^{0,57} \rho_1^{0,075} \right] - \right. \\ \left. - 0,5 \tau_p \rho_1 b \left(\arccos \left(1 - a_2 B^{-b_2(1-\sin \gamma)-x} \right) + \frac{a_2 B^{1-b_2(1-\sin \gamma)-x}}{\sin \alpha (\cos \gamma + B \sin \gamma)} + \frac{\delta}{\rho_1} \right) \cos \alpha \right] \right)^2,$$



где a_1 и b_1 — толщина и ширина сечения среза, м;

S — подача, м/мин;

r — радиус при вершине резца в плане, м;

θ — температура в зоне резания, К [9];

τ_p — сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, МПа;

B — безразмерный комплекс процесса резания, характеризующий степень пластических деформаций материала снимаемого припуска и материала поверхностного слоя обрабатываемой детали [8];

c_p — удельная объемная теплоемкость материала обрабатываемой детали, Дж/(м³·К);

λ_p и λ — теплопроводность инструментального и обрабатываемого материалов, Дж/(м·с·К);

β и ε — угол при вершине режущей части инструмента в плане и угол заострения режущей кромки инструмента, рад;

$\delta_{изн}$ — высота площадки износа режущего инструмента по задней грани, м;

a_2, b_2, x — величины зависящие от значения безразмерного комплекса процесса резания [8];

γ — передний угол резца.

При других сочетаниях значений r, S и φ параметр шероховатости Rz находят по формулам, приведенным в работе [8].

Используя предложенную последовательность расчетного определения давления на поверхности контакта деталей при соединении их с натягом, рассчитаем осевую силу и крутящий момент, которые соединение выдержит в процессе эксплуатации при изготовлении деталей:

— из разных материалов

$$P_o = \pi l f_{oc} \frac{\delta_H - 1,2(Rz_1 + Rz_2)}{\left[\frac{C_1}{(CA^K)_1} + \frac{C_2}{(CA^K)_2} \right]}$$

$$M_k = \pi d l f_{кр} \frac{\delta_H - 1,2(Rz_1 + Rz_2)}{\left[\frac{C_1}{(CA^K)_1} + \frac{C_2}{(CA^K)_2} \right]}$$

— из одного и того же материала:

$$P_o = \pi l f_{oc} \frac{CA^K [\delta_H - 1,2(Rz_1 + Rz_2)]}{C_1 + C_2};$$

$$M_k = \pi d l f_{кр} \frac{CA^K [\delta_H - 1,2(Rz_1 + Rz_2)]}{C_1 + C_2}.$$

Были выполнены расчеты осевой силы P_o при условии расчета давления p по форму-

Таблица 3

Значения P_o по результатам расчета и эксперимента

Вариант определения давления p	Осевая сила P_o , Н	Расхождение расчетных значений с экспериментальными, %
Расчет по формуле (1)	11 246	14,8
Расчет по формуле (3)	11 042	16,5
Эксперимент	13 200	—

лам (1) и (3) для сопоставления ее с экспериментальным значением, полученным при анализе сборочного соединения цилиндрических поверхностей деталей из стали 40Х, обработанных при следующих технологических условиях:

— при обработке наружной цилиндрической поверхности (вала): $S = 0,15$ мм/об; $t = 1$ мм; $v = 120$ м/мин. Геометрия режущей части инструмента: $\alpha = 9^\circ$; $\gamma = 8^\circ$; главный угол в плане $\varphi = 90^\circ$; вспомогательный угол в плане $\varphi_1 = 30^\circ$; $r = 0,8$ мм; $\rho_1 = 30$ мкм;

— при обработке внутренней цилиндрической поверхности (отверстия): $S = 0,11$ мм/об; $t = 1$ мм; $v = 180$ м/мин. Геометрия режущей части инструмента: $\alpha = 9^\circ$; $\gamma = 15^\circ$; $\varphi = 90^\circ$; $\varphi_1 = 30^\circ$; $r = 0,8$ мм; $\rho_1 = 30$ мкм.

Материал режущей части инструмента при обработке наружной и внутренней поверхностей Т15К6.

Диаметр сопряжения $d = 33$ мм, длина сопряжения 25 мм. Наружный диаметр втулки 40 мм, отверстие в вале $d_0 = 15$ мм. Номинальный диаметр сопряжения 27 мкм.

Результаты сопоставления приведены в табл. 3.

Результаты расчета и их сопоставление показывают удовлетворительное совпадение. Следует отметить, что применение формулы (1) целесообразно при конструкторской подготовке производства, а формулы (3) при технологической подготовке производства.

Заключение

Предложенная методика расчетного определения прочностных характеристик сборочных соединений с натягом позволяет учитывать не только параметры шероховатости контактирующих поверхностей, но и степень наклепа материала их поверхностного слоя, а через них



физико-механические свойства материалов деталей сопрягаемых поверхностей и технологические условия их обработки.

Библиографический список

1. **Качество** машин: справочник. В 2 т. Т. 1 / под общ. ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 1995. 253 с.
2. **Bozhkova L.V., Vartanov M.V., Bakena Mbuu Zh.K.** Robot Assembly of Complex Shafts on the Basis of Passive Adaptation and Low-Frequency Vibration // Russian Engineering Research. 2010. Vol. 30. No. 11. P. 1092–1094.
3. **Технологическое** обеспечение и повышение эксплуатационных свойств деталей и их соединений / А.Г. Сулов и др.; под общ. ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2006. 448 с.

4. **Наукоемкие** технологии в машиностроении / А.Г. Сулов и др.; под общ. ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2012. 528 с.

5. **Сборка** и монтаж изделий машиностроения: справочник. В 2 т. М.: Машиностроение, 1963. Т. 1. Сборка изделий машиностроения / под ред. В.С. Корсакова, В.К. Замятина, 1983. 480 с.

6. **Зенкин А.С., Лабутин О.В., Павленко В.Н.** Расчет технологических сборочных параметров при формировании соединений с натягом с использованием глубокого холода // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2001. № 10. С. 7–11.

7. **Драпкин Б.М., Кононенко В.К., Безъязычный В.Ф.** Свойства сплавов в экстремальном состоянии. М.: Машиностроение, 2004. 256 с.

8. **Безъязычный В.Ф.** Метод подобия в технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2012. 320 с.

9. **Силин С.С.** Метод подобия при резании материалов. М.: Машиностроение, 1979. 152 с.



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ИННОВАЦИОННОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ»



СПРАВОЧНИК ТЕХНОЛОГА

Под общей редакцией А.Г. Сулова

Цена 9500 руб.

2019 г. 800 с.

За последние 40 лет впервые издан совершенно новый Справочник технолога. В его написании приняли участие 69 докторов и кандидатов технических наук из 17 регионов Российской Федерации. В книге приведен справочный материал, необходимый технологу при разработке технологических процессов изготовления деталей и сборки узлов. Последовательность изложения справочного материала соответствует методологии технологической подготовки производства. Изложен справочный материал по производству заготовок, назначению припусков, базированию, технологическим способам обработки заготовок, обеспечению качества деталей и сборочных единиц, методике разработки технологических процессов, обработке заготовок, в том числе на станках с ЧПУ и обрабатывающих центрах, и сборке изделий машиностроения и авиадвигателестроения.

Приведена нормализованная технологическая документация для разработки технологических процессов. Впервые изложена методология технологической подготовки цифровых производств.

Для инженерно-технических работников промышленных предприятий, студентов, аспирантов и преподавателей технических вузов.

ПРИБРЕСТИ КНИГУ ПО ЦЕНЕ ИЗДАТЕЛЯ МОЖНО, ПРИСЛАВ ЗАЯВКУ

по e-mail: realiz@mashin.ru

Дополнительная информация по телефону (495) 785-60-69 и на сайте WWW.MASHIN.RU



И.Ф. Дьяков, д-р техн. наук (Ульяновский государственный технический университет),
Ю.В. Моисеев, канд. экон. наук (АО "Система безопасности" г. Ульяновск)
 E-mail: i.dyakov@ulstu.ru

Анализ силовых факторов тонкостенной оболочки металлоконструкции

Изложена методика уточнения силовых факторов металлической конструкции, представленной в виде оболочки. Дан анализ устойчивости тонкостенной оболочки с использованием системы уравнений равновесия с учетом изменения ее формы. Понятие устойчивости оболочки рассмотрено по обобщенным силам. Оценка точности расчета металлоконструкции обоснована решением нескольких задач методом конечных элементов. Определена погрешность расчета для различных конечных элементов.

The method of refining the power factors of a machine-building structure presented in the form of a shell is described. The stability of a thin-walled shell is analyzed using a system of equilibrium equations taking into account changes in its shape. The concept of shell stability is considered for generalized forces. The estimation of the accuracy of the metal structure calculation is justified by solving several problems using the finite element method. The calculation error for various finite elements is determined.

Ключевые слова: тонкостенная оболочка, матрица дифференциального оператора, тензор напряжений, цилиндрическая жесткость, генерирование исходных данных, граничные условия.

Keywords: thin-walled shell, matrix of differential operator, stress tensor, cylindrical stiffness, generation of initial data, boundary conditions.

Введение

Тонкостенные металлические конструкции широко используют в современном машиностроении (автомобиле- и тракторостроении, самолетостроении, на железнодорожном транспорте, в нефтеперерабатывающей промышленности (резервуары) и в других отраслях производства). Показатели, характеризующие качество подобных изделий из тонкостенного металла требуемой точности и прочности, сводятся к уточнению силовых факторов, действующих в зависимости от нагрузочных режимов. При нагружении тонкостенные металлические конструкции испытывают деформации сдвига кристаллической решетки либо смещаются их границы. Распространение деформации в поликристаллической оболочке может привести к последовательному продвижению от очага деформации к соседним участкам при эксплуатации [1]. В связи с этим уместно уточнить устойчивость тонкостенной оболочки с обобщенными силами в момент сборки конструкции.

Методика проведения исследования и полученные результаты

В процессе эксплуатации тонкостенная оболочка, например автоцистерна, при движении по неровностям дороги воспринимает внешние и внутренние силы (гидравлические удары). При даже достаточно малых внешних силах тонкостенная оболочка деформируется с остаточными напряжениями в сечениях с размерами сторон dx и dy малой постоянной толщины h (рис. 1). Координатная система XYZ расположена в плоскости элемента и направлена вдоль сторон a и b . В плоскости элемента имеются нормальные напряжения σ_y , параллельные оси Y , и касательные напряжения τ_{xy} . Интенсивность действия внешних сил на стенки металлоконструкции:

$$N_x = \int_{-h/2}^{+h/2} \sigma_x dz; \quad B_{xy} = \int_{-h/2}^{+h/2} \tau_{xy} dz.$$

При некотором изменении внешних сил можно обеспечить равновесие между внешними и внутренними силами.

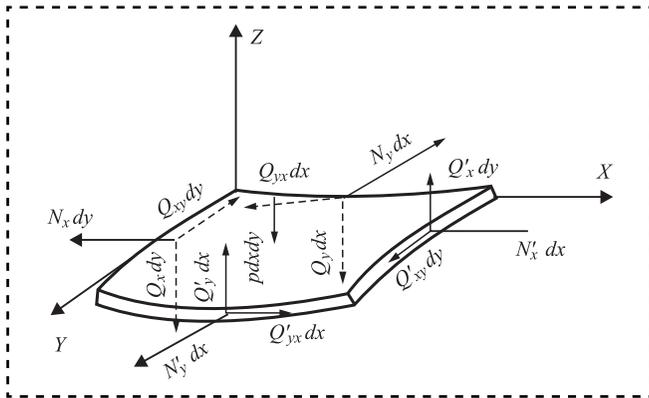


Рис. 1. Расчетная схема элемента приложенных обобщенных сил

При увеличении внешних сил в части оболочки происходит искривление плоскости. Произвольная точка срединной плоскости перемещается вдоль оси Z на некоторую величину прогиба ξ . Интенсивность прогиба оболочки связана с изгибным и крутящим моментами:

$$M_x = -D \left[\frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} \right]; \quad M_y = -D \left[\frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} \right];$$

$$T_{xy} = T_{yx} = -D(1 - \mu) \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y},$$

где D — цилиндрическая жесткость пластины при изгибе, $D = \frac{Eh^3}{12(1 - \mu^2)}$;

E — модуль упругости материала;
 μ — коэффициент Пуассона.

Используя условия равновесия оболочки, запишем сумму моментов и сил сжатия, приложенных к элементу относительно осей, совпадающих с гранями пластины:

$$\begin{aligned} & \left(M_x + \frac{\partial M_x}{\partial x} dx \right) dy - M_x dy + \\ & + \left(M_{yx} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} dy \right) dx - M_{yx} dx - \\ & - \left(Q_{xz} + \frac{\partial Q_{xz}}{\partial x} dx \right) dy dx = 0; \quad (1) \\ & \left(M_y + \frac{\partial M_y}{\partial y} dy \right) dx - M_y dx + \\ & + \left(M_{xy} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial x} dx \right) dy - M_{xy} dy - \\ & - \left(Q_{yz} + \frac{\partial Q_{yz}}{\partial y} dy \right) dx dy = 0. \end{aligned}$$

Пренебрегая в уравнении (1) величинами высших порядков ввиду их малости и преоб-

разывая составленные равновесия, получим силы сжатия стенки оболочки:

$$Q_{yz} = \frac{\partial M_y}{\partial y} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial x}; \quad Q_{xz} = \frac{\partial M_x}{\partial x} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} \quad (2)$$

или

$$Q_{yz} = -D \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} \right];$$

$$Q_{xz} = -D \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} \right]. \quad (3)$$

Запишем суммы проекций всех внешних сил, лежащих:

— в плоскости элемента:

$$\begin{aligned} & \left(N_x + \frac{\partial N_x}{\partial x} dx \right) dy - N_x dy + \\ & + \left(B_{yx} + \frac{\partial B_{yx}}{\partial y} dy \right) dx - B_{yx} dx = 0; \end{aligned}$$

— на оси XY :

$$\begin{aligned} & \left(N_y + \frac{\partial N_y}{\partial y} dy \right) dx - N_y dx + \\ & + \left(B_{xy} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} dx \right) dy - B_{xy} dy = 0. \end{aligned}$$

После преобразований

$$\frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial B_{yx}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial N_y}{\partial y} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} = 0. \quad (4)$$

При нагружении оболочки сложной формы с полукругом составим сумму проекции всех сил, приложенных по оси Z . Рассматривая проекцию искривленной оболочки на плоскости XZ находим, что нормальная сила N_x , приложенная по двум взаимно противоположным граням, дает в направлении оси Z составляющую

$$\left(N_x + \frac{\partial N_x}{\partial x} dx \right) dy \left[\frac{\partial \xi}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \xi}{\partial x} \right) dx \right] = N_x dy \frac{\partial \xi}{\partial x}.$$

Пренебрегая малыми величинами высших порядков, эту составляющую представим в следующем виде:

$$\left(N_x \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 N_x}{\partial x^2} \frac{\xi}{\partial x} \right) dx dy.$$

Аналогично нормальная сила N_y , действующая по двум другим сторонам, дает составляющую:

$$\left(N_y \frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 N_y}{\partial y^2} \frac{\xi}{\partial y} \right) dx dy.$$



При проектировании касательных сил $B_{xy}dy$ на ось Z определяем, что вследствие искривления элемента его левая грань образует с осью Y угол $\frac{\partial \xi}{\partial y}$, а правая грань — $\frac{\partial \xi}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \xi}{\partial y} \right) dx$.

Тогда проекция на ось Z сдвигающих сил, распределенных по граням заготовки, параллельным оси Y , будет иметь вид:

$$\left(B_{xy} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} dx \right) dy \left[\frac{\partial \xi}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \xi}{\partial y} \right) dx \right] = B_{xy} dy \frac{\partial \xi}{\partial y}$$

или после преобразований

$$\left(B_{xy} \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} \frac{\partial \xi}{\partial y} \right) dx dy.$$

Анализируя сдвигающие силы, распределенные по граням оболочки, параллельным оси Z , получим составляющую:

$$\left(B_{yx} \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial B_{yx}}{\partial y} \frac{\partial \xi}{\partial x} \right) dx dy.$$

Таким образом, проекции всех сил, приложенных к оболочке на оси Z с учетом искривления элемента:

$$\begin{aligned} & \left(Q_{xy} + \frac{\partial Q_{yz}}{\partial x} dx \right) dy - Q_{xz} dy + \\ & + \left(Q_{yz} + \frac{\partial Q_{yz}}{\partial y} dy \right) dx dx + \\ & + \left[N_x \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial \xi}{\partial x} \right] dx dy + \\ & + \left[N_y \frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + \frac{\partial N_y}{\partial y} + \frac{\partial N_y}{\partial y} \frac{\partial \xi}{\partial y} \right] dx dy + \\ & + \left[B_{xy} \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} \frac{\partial \xi}{\partial y} \right] dx dy + \\ & + \left[B_{yx} \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y} + \frac{\partial B_{yx}}{\partial y} \frac{\partial \xi}{\partial x} \right] dx dy = 0 \end{aligned}$$

или после преобразований:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial Q_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial Q_{yz}}{\partial y} + N_x \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial \xi}{\partial x} + 2B_{xy} \frac{\partial^2 \xi}{\partial y \partial x} + \\ & + \left[\frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial B_{yx}}{\partial y} \right] \frac{\partial \xi}{\partial x} + \left[\frac{\partial N_y}{\partial y} + \frac{\partial B_{xy}}{\partial x} \right] \frac{\partial \xi}{\partial y} = 0. \end{aligned}$$

Используя выражения (3) и (4), можно представить уравнение динамики смещения кристаллической решетки при деформации обо-

лочки срединной плоскости в операторной форме с учетом обобщенных сил:

$$\begin{aligned} D' \left[\frac{\partial^4 \xi}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \xi}{\partial y^4} \right] = \\ = N_x \frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} + 2B_{xy} \frac{\partial^2 \xi}{\partial x \partial y}, \end{aligned} \quad (5)$$

где D' — оператор дифференциальных выражений.

Выражение (5) представляет собой уточненное дифференциальное уравнение искривленной срединной плоскости тонкостенной оболочки. Оно обладает свойством, включающим все виды деформации. При нагружении тонкостенной оболочки с элементами усиления происходит смещение кристаллической решетки вначале по краям сжатия, по периметру, затем изгиб, потом растяжение в срединной плоскости заготовки по оси Z .

Оператор D' для жестко закрепленной заготовки при осесимметричной нагрузке, связанной с перемещением границ, имеет вид:

$$D' = \begin{vmatrix} \partial / \partial \alpha & 0 \\ \rho^{-1} \cos \theta & \rho^{-1} \sin \theta \\ 0 & -\partial^2 / \partial \alpha^2 \\ 0 & -\rho^{-1} \cos \theta \partial / \partial \alpha \end{vmatrix},$$

где α — дуговая меридиальная координата;

ρ — радиус кривизны изгиба;

θ — угол изгиба каркаса.

Оператор D' сопряженный в смысле Лагранжа представим в интегральной форме по объему V и участку площади S элемента:

$$\int_V (D'\sigma)^T \xi dV - \int_V \sigma^T D'\xi dV - \int_S \sigma_S^T \xi_S dS,$$

где σ^T, σ_S^T — векторы транспонированной матрицы по объему и площади элемента;

ξ_S — граничные перемещения на участке S элемента.

Краевые или граничные условия в зависимости от крепления краев конструкции:

при защемленном крае, когда $\xi = 0$ и угол поворота в плоскости, перпендикулярной к контуре — $\frac{\partial \xi}{\partial n} = 0$, где n — ось, направленная по нормали к рассматриваемому краю конструкции;

при свободно опертом крае — $\xi = 0; \frac{\partial^2 \xi}{\partial n^2} = 0$;

при свободно висящем крае —

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 \xi}{\partial n^2} + \frac{\partial \xi^2}{\partial x^2} = 0; \\ \frac{\partial^3 \xi}{\partial^3 n} + (2 - \mu) \frac{\partial^2 \xi}{\partial n \partial x^2} = 0. \end{cases}$$

Оценку точности расчета обобщенных сил выполняли по программам с последующим их объединением и решением ряда контрольных задач. Программы для вычисления геометрических характеристик оболочек, представленные в работах [2–5], проверяли методом конечных эле-

ментов (МКЭ) на расчетах прокатных профилей из сортамента [6–11]. Основные блоки алгоритма МКЭ с выделением подконструкций и последовательность их выполнения показаны на рис. 2.

На рис. 3 приведена блок-схема, состоящая из четырех частей алгоритма, общими практически для всех программ МКЭ.

Ошибка результатов расчета силовых факторов из-за округления чисел возрастает с увеличением числа конечных элементов (КЭ) конструкции и арифметических операций. Расчеты пространственной тонкостенной оболочки проводили при различном числе тонкостенных стержневых КЭ (таблица).

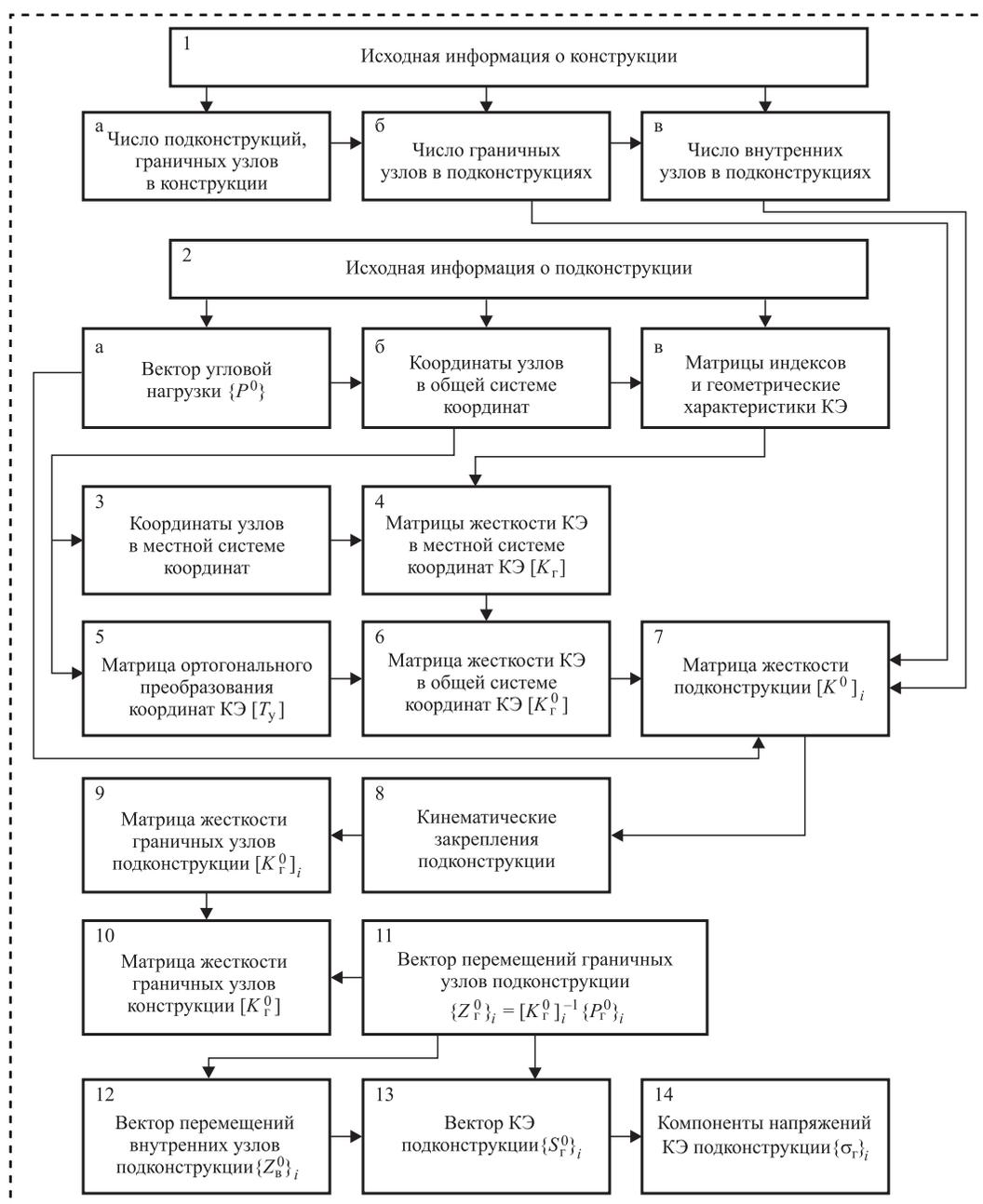


Рис. 2. Схема алгоритма расчета с выделением подконструкций (двухуровневая процедура)



Ошибки округления вычислений силовых факторов (ВСФ, %)

Параметр	Число тонкостенных стержневых КЭ на участке пространственной консоли				
	10	15	20	25	30
M_y	0,01	0,05	0,12	1,86	2,18
B_ω	0,01	0,04	0,12	1,91	2,27

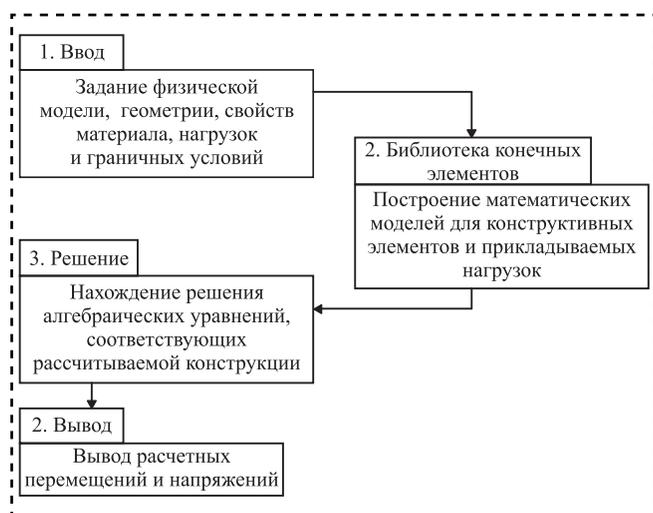


Рис. 3. Блок-схема программ для анализа силовых факторов металлоконструкций

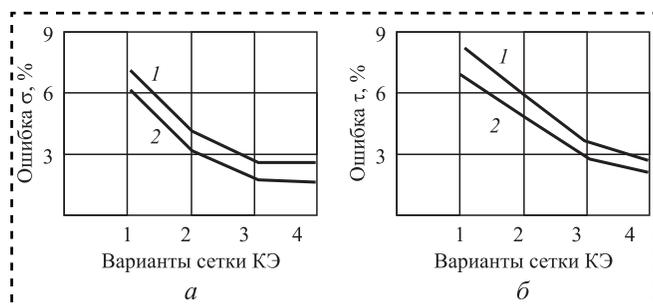


Рис. 4. Сравнение результатов расчета:

a — напряжения ошибки при изгибе; *б* — напряжения ошибки при кручении; 1 — прямоугольный КЭ № 12; 2 — треугольный КЭ № 12

Ошибки расчета определяли по формуле:

$$\varepsilon = [(R_1 - R_2)/R_1]100 \%,$$

где R_1 — точное решение;

R_2 — приближенное решение.

На рис. 4, *a* и *б* приведены результаты сравнения вычислений нормальных σ и касательных τ напряжений тонкостенной пластины непосредственно в узле сопряжения стержней КЭ.

Заключение

Как показали расчеты, на силовое и кинематическое взаимодействие стержневых и плоских КЭ оказывают влияние изменения количества элементов и их типа незначительно, в сравне-

нии с влиянием на нормальные напряжения, при этом прогибы оболочки вызывают выпучивания и изменяются по линейному закону в поперечном направлении, образуя m синусоидальных полуволн в продольном направлении.

Полученные результаты позволяют анализировать при математическом моделировании сборочную конструкцию с учетом основных силовых факторов тонкостенной оболочки, например автомобильных или железнодорожных цистерн. При моделировании выявили наиболее нагруженные элементы.

Библиографический список

1. Филимонов В.И., Берлет Ю.Н., Титов Ю.А. Условия протекания процесса вытяжки, совмещенной с неполной отбортовкой // Кузнечно-штамповочное производство. 2000. № 2. С. 20–22.
2. Свидетельство РФ об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006610930. Плоская и осесимметричная задачи теории упругости / Чернов С.А., Дьяков И.Ф.; Заявитель и правообладатель Ульянов. госуд. тех. ун-т. № 2006610046; заявл. 10.01.2006; зарегистр. в Реестре программ для ЭВМ 9.03.2006.
3. Свидетельство РФ об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006611597. Расчет емкости-реактора для разложения СОЖ / Чернов С.А., Дьяков И.Ф.; Заявитель и правообладатель Ульянов. госуд. тех. ун-т. № 2006611597; заявл. 21.03.2006; зарегистр. в Реестре программ для ЭВМ 12.05.2006.
4. Свидетельство РФ об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006612561. Оболочка как совокупность плоских элементов, подкрепленная тонкостенными стержнями / Дьяков И.Ф., Чернов С.А., Черный А.Н.; Заявитель и правообладатель Ульянов. госуд. тех. ун-т. № 2006611769; заявл. 30.05.2006; зарегистр. в Реестре программ для ЭВМ 20.07.2006.
5. Свидетельство РФ об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006613040. Расчет рамы грузового автомобиля / Чернов С.А., Дьяков И.Ф.; Заявитель и правообладатель Ульянов. госуд. тех. ун-т. № 2006612329; заявл. 4.07.2006; зарегистр. в Реестре программ для ЭВМ 31.08.2006.
6. Шагивалеев К.Ф., Сурнина Е.К. Расчет плиты на упругом однослойном основании // Совершенствование методов расчета строительных конструкций и технологий строительства: межвуз. сб. Саратов: СГТУ, 2001. С. 45–52.
7. Якупов Н.М., Серазутдинов М.Н. Расчет упругих тонкостенных конструкций сложной геометрии. Казань: КНЦ РАН ИММ, 1993. 206 с.
8. Cadegh A.M. On the Green's function and boundary integral formulation of elastic plates with contours // Mech. struct. and Mach., 1991. Vol. 16. No. 3. P. 293–311.
9. Solution on of automotive structural problems using the finite elements methods. A bie formulation in derivative unknowns for two-dimentional potential problems / Choi J.H., Kwak B.M. // Trans. ASME.J. Appl. Mech. 1989. Vol. 56. No. 3. P. 617–623.
10. Masinda J. Application of the boundary element method to elasticity and thermoelasticity problems. Praha, 1986. 58 p.
11. Aregular indirect BEM for stress analysis / Wearing J.L., Abdul Rahman A.G. et al. Boundary elements IX. 1987. Vol. 1. P. 183–198.

Н.В. Курлаев, д-р техн. наук

(Новосибирский государственный технический университет),

Ж.В. Самохвалова, канд. техн. наук, **В.Н. Самохвалов**, д-р техн. наук

(Самарский национальный исследовательский университет имени С.П. Королева)

E-mail: samohvalov_vn@mail.ru

Расчет параметров магнитно-импульсной сборки кабельных наконечников с многожильными проводами

Изложены основные положения расчетной методики и результаты численного моделирования процесса обжатия трубчатой оболочки наконечника на многожильный провод давлением импульсного магнитного поля. Проведен анализ особенностей деформационного процесса при различной интенсивности силового нагружения. Определены рациональные режимы нагружения и необходимые условия минимизации удельной энергии разряда при обеспечении высокой плотности соединения.

The main provisions of the calculation method and the results of numerical modeling of the process of compression of the tubular shell of the tip onto a stranded wire by the pressure of a pulsed magnetic field are presented. The analysis of the features of the deformation process at different intensity of force loading is carried out. The rational modes of loading and the necessary conditions for minimizing the specific discharge energy while ensuring a high assembly density are determined.

Ключевые слова: кабельные наконечники, сборка, магнитно-импульсный метод, численное моделирование.

Keywords: cable lugs, assembly, magnetic pulse method, numerical simulation.

Введение

Соединение многожильных проводов и кабелей с электрооборудованием осуществляют с использованием кабельных наконечников, изготовленных из медных труб, которые закрепляют на концах проводов пайкой или холодным прессованием. Процесс холодного прессования кабельных наконечников на нелуженные медные жилы проводов и кабелей электроподвижного состава обладает рядом преимуществ по сравнению с пайкой наконечников [1]. При прессовании соединений возможна механизация монтажных работ и повышение производительности труда. При этом достигаются экономия дорогостоящих цветных металлов и улучшение санитарно-гигиенических условий труда.

При механическом прессовании кабельных наконечников жилы провода

или кабеля вводят в трубчатую часть наконечника и сжимают гидравлическим инструментом с использованием матриц и пуансонов. Сборка соединения реализуется местным вдавливанием, сплошным или комбинированным обжатием (рис. 1).

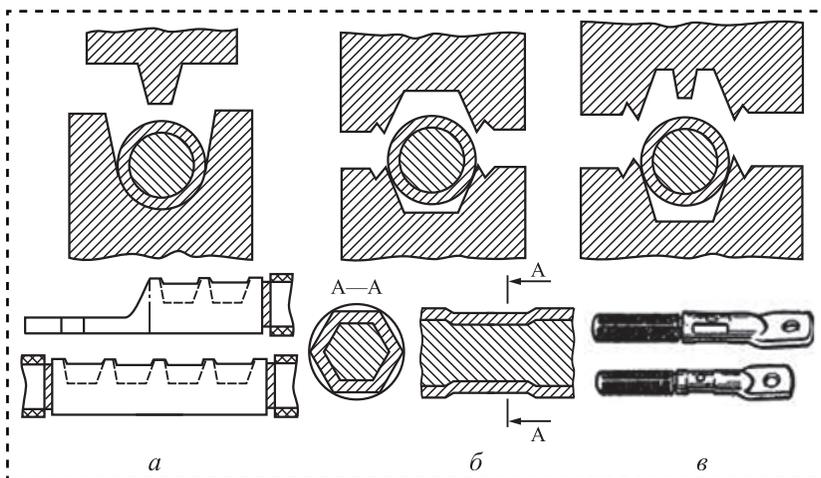


Рис. 1. Способы прессования:

a — местным вдавливанием; *б, в* — сплошным и комбинированным обжатием



При холодном прессовании наконечников местным вдавливанием силу срыва следует регламентировать только для наконечников малого сечения (до 16 мм). При испытании на срыв соединений большого сечения в первую очередь разрываются медные жилы без разрушения контактного соединения [1]. Эксплуатационная надежность и долговечность кабельных наконечников, полученных холодным прессованием, на 50...70 % выше показателей паяных соединений. Контактное давление, создаваемое при этом между оболочкой наконечника и жилами провода, обеспечивает качественное электрическое соединение. Но прессование соединения при сплошном и комбинированном обжати требует использования мощного прессового оборудования. Исключить необходимость применения такого оборудования позволяет технология прессования кабельных наконечников на многожильные провода давлением импульсного магнитного поля [2—4]. Эта технология требует расчета оптимальных параметров процесса нагружения, обеспечивающих необходимое качество сборки при обеспечении высокого ресурса применяемой оснастки и оборудования. Задача прессования трубчатого наконечника на многожильный провод давлением импульсного магнитного поля — физически и геометрически нелинейна. Это крайне затрудняет разработку и применение инженерных методик расчета параметров технологического процесса. Решение задачи возможно с применением численных методов расчета.

Минимизация энергозатрат на сборку соединения

Критерием оптимизации выбран минимум удельной энергии заряда магнитно-импульсной установки, необходимой для достижения полного компактирования жил провода в соединении (рис. 2). Это соответствует коэффициенту заполнения сечения $K_3 = 1$:

$$K_3 = S_{\Sigma} / (\pi R^2),$$

где S_{Σ} — суммарная площадь поперечного сечения жил провода и оболочки наконечника;

R — наружный радиус оболочки наконечника после сборки соединения.

Удельную энергию заряда магнитно-импульсной установки определяли как отношение энергии заряда конденсаторов установки W к объ-

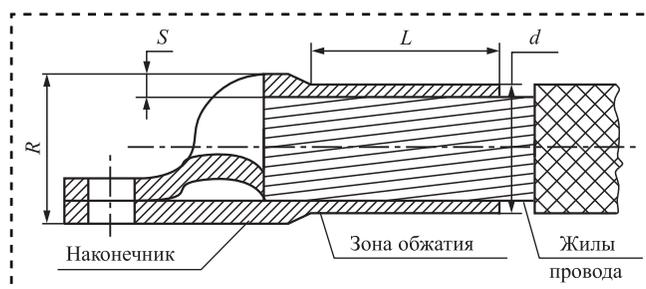


Рис. 2. Соединение "кабельный наконечник—многожильный провод"

ему деформированного материала в соединении наконечника и жил провода, Дж/мм³:

$$W_y = W / (S_{\Sigma} L),$$

где L — ширина зоны обжатия в соединении.

Для численного моделирования использован программный пакет *CRUG24* по расчету ударных взаимодействий, разработанный в институте теоретической и прикладной механики СО РАН [5]. Этот программный пакет был использован при моделировании процесса магнитно-импульсной сборки многопроводных проводов контактной сети железных дорог [6].

Упаковка жил в проводе принята симметричной относительно трех осей, ориентированных под углом 60° относительно друг друга (рис. 3). Описание и расчет модели "кабельный наконечник — многожильный провод" в этом случае сводится к описанию и расчету сегмента системы, заключенному между линиями симметрии.

Для определения рациональных режимов нагружения исследовали характерные особенности деформирования системы "наконечник—многожильный провод" при различном давлении импульсного магнитного поля (удельной энергии заряда магнитно-импульсной установки).

При численном моделировании деформационного процесса применяли конечно-разностную

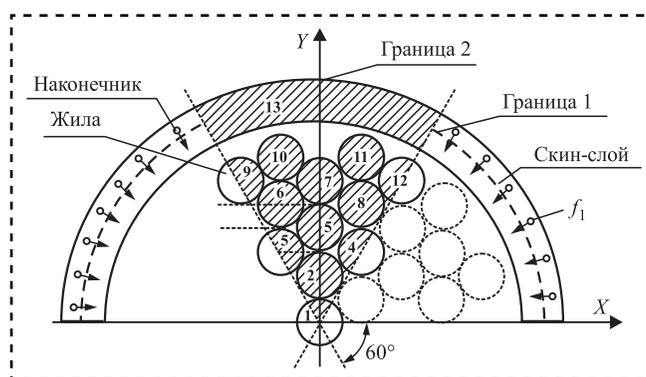


Рис. 3. Расчетный сегмент системы "кабельный наконечник—многожильный провод"

схему "крест", обладающую высокой устойчивостью шага по времени. Конечно-разностные уравнения получены путем применения уравнений механики непосредственно к выделенному одномерному конечному элементу тела. Кинематические величины — скорости и перемещения определяли в точках, соответствующих центру выделения элемента. Напряжения и деформации — в точках, соответствующих границам каждого элемента. В процессе расчета определяли параметры ячеек с учетом начальных и граничных условий. Исходные данные включали в себя параметры выбранной модельной задачи: размеры жил провода, толщин оболочки наконечника, параметры индуктора и магнитно-импульсной установки. При визуальном отображении деформационного процесса контролировали ход расчета, оценивали параметры и особенности взаимодействий элементов системы "кабельный наконечник—многожильный провод".

Численное моделирование магнитно-импульсной сборки соединения

Проведено исследование процесса магнитно-импульсного прессования медного кабельного наконечника ТМ 35-8-11 на жилы кабеля КСТПЭПнг-FRHF, предназначенного для подвижного и фиксированного внутри приборного и межприборного монтажа электрических устройств и выводных концов электроаппаратуры при напряжении до 500 В переменного тока частотой до 1000 Гц или 750 В постоянного тока для общепромышленного применения. Рабочая температура — от минус 50 °С до плюс 150 °С.

Геометрические размеры выбранного наконечника (см. рис. 2): наружный диаметр оболочки $d = 14$ мм, внутренний диаметр под провод сечением до 50 мм^2 — $d_1 = 11$ мм. Длина зоны обжатия $L = 20$ мм. Кабель КСТПЭПнг-FRHF — 52 жилы сечением $0,75 \text{ мм}^2$.

В исследовании варьировали энергию заряда магнитно-импульсной установки (МИУ). При моделировании заданы параметры магнитно-импульсной установки МИУ-30: индуктивность $L_c = 0,004$ мкГн, емкость блока конденсаторов $C = 168$ мкФ, максимальное напряжение заряда конденсаторов $U_{\max} = 19$ кВ, максимальная энергия заряда установки $W_{\max} = 30,3$ кДж/мм³.

По результатам численного моделирования определены зависимости скорости перемещения оболочки кабельного наконечника (рис. 4, а) и изменения коэффициента заполнения сечения в соединении от времени (рис. 4, б).

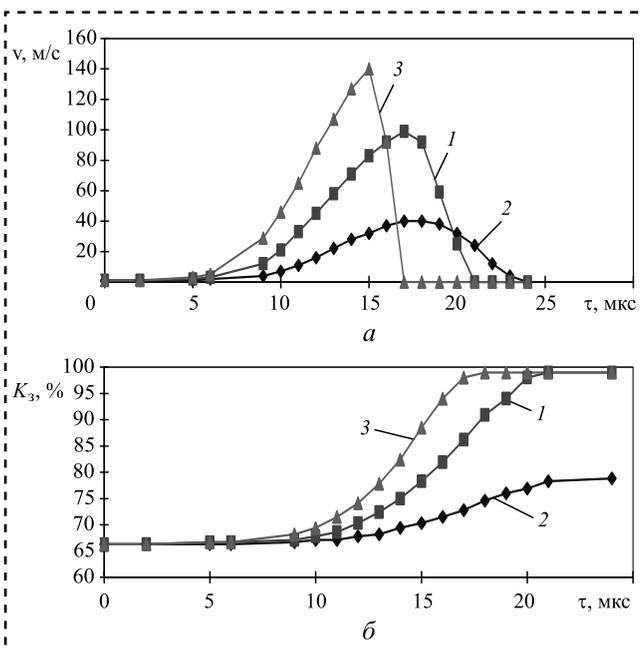


Рис. 4. Радиальная скорость перемещения оболочки наконечника при сборке соединения (а) и изменение коэффициента заполнения сечения в соединении (б):
 1 — $W_y = 5,33 \text{ Дж/мм}^3$; 2 — $W_y = 3,65 \text{ Дж/мм}^3$;
 3 — $W_y = 7,24 \text{ Дж/мм}^3$

Результаты визуализации процесса численного моделирования показали, что на начальном этапе протекания разрядного тока в индукторе ($\tau = 0 \dots 1,5$ мкс) происходят хаотичные процессы сжатия-растяжения в зоне скин-слоя в материале оболочки наконечника (рис. 5 на стр. 4 обложки). Наблюдается выход волн давления малой величины на внутреннюю и внешнюю поверхность оболочки.

Затем, при $\tau = 1,5 \dots 1,6$ мкс наблюдается распределение магнитного давления с четкой градиацией по толщине скин-слоя в теле оболочки. Вдоль внешней (свободной) поверхности оболочки образуется небольшая зона разгрузки. Начинается нарастающее сжатие оболочки, рост ее радиальной скорости и перемещения. Процесс идет по закону, близкому к степенному. При времени, близком к одной восьмой периода разрядного тока ($\tau = 8 \dots 9$ мкс), начинается резко нарастающее сжатие и движение оболочки. К моменту времени около четверти периода разрядного тока скорость оболочки достигает максимальных значений и начинается деформация жил провода (см. рис. 4, а). Взаимодействие оболочки (наконечника) с жилами происходит таким образом, что сначала пластически деформируется большая часть структуры граничных жил. Деформация внутренних жил и центральной жилы происходит по мере



обжатия наружного слоя жил провода. Затем оболочка наконечника, обжимая жилы, деформируется и тормозится. По окончании действия давления первой полуволны импульсного магнитного поля происходит разгрузка сжатой системы. При полноценном обжатии (геометрическое смыкание и наличие зон пластичности на контакте) практически все жилы в наконечнике находятся в состоянии пластичности. Остаются лишь небольшие упругие зоны (см. рис. 5 на стр. 4 обложки). Оболочка при этом пластически деформирована в меньшей степени. На внутренней поверхности оболочки и между жилами — остаточные напряжения сжатия.

Определение рациональных режимов нагружения

Критерий оптимальности процесса сборки наконечника с многожильным проводом — геометрическое смыкание жил провода и наличие зон пластичности в материалах жил и оболочки при минимальной удельной энергии заряда МИУ. В результате варьирования величиной удельной энергии заряда МИУ, в процессе расчетов для выбранного типоразмера провода установлено, что оптимальный режим магнитно-импульсного нагружения достигается при условии, что основной процесс деформирования жил провода происходит при скорости движения оболочки, близкой к максимальной. Это реализуется на интервале времени, близком к четверти периода разрядного тока в индукторе, т.е. максимума первой полуволны давления импульсного магнитного поля. При оптимальном режиме нагружения оболочки наконечника деформация жил провода и их окончательное обжатие происходят на этапе максимального разгона и наибольшей скорости (рис. 4, а, кривая 1), что обеспечивает полное смыкание всех слоев жил провода (рис. 4, б, кривая 1).

Если удельная энергии разряда меньше оптимальной (рис. 4, б, кривая 2), то процесс обжатия жил провода происходят и после окончания действия первой полуволны давления импульсного магнитного поля. Давление импульсного магнитного поля на оболочку в этом случае не обеспечивает полного компактирования жил провода. Коэффициент заполнения сечения $K_3 = 70...80\%$.

При удельной энергии заряда МИУ большей оптимальной величины (рис. 4, б, кривая 3) процесс обжатия жил провода происходит за 16...17 мкс. Деформация наконечника завершается до момента окончания действия первой

полуволны давления импульсного магнитного поля. В этом случае после завершения обжатия жил провода, скорость оболочки резко падает, хотя значительное давление импульсного магнитного поля продолжает действовать. Наблюдается бесполезное действие давления на уже компактную систему "оболочка—провод", при котором ее геометрия уже практически не меняется. В этом случае, большие усилия и скорости не дают выигрыша в плотности получаемого соединения. Но при этом может возникнуть ухудшение качества соединения, так как возможно перерезание поверхностных жил провода, а значительные динамические усилия передаются на индуктор, что снижает ресурс его работы.

При магнитно-импульсном методе сборки электрических соединений, вследствие импульсного действия давления, время формирования соединения наконечника и провода не превышает 20...25 мкс. Вследствие этого возникают большие инерционные силы, которые в значительной мере препятствуют выдавливанию материалов провода и втулки из зоны соединения. Поэтому, в отличие от сборки подобных соединений механическим прессованием гидравлическим инструментом, при оптимальных режимах магнитно-импульсной сборки соединений практически не происходит ослабления сечения провода. Высокая плотность заполнения сечения, приближающаяся к 100 %, обеспечивает достаточно высокую герметичность соединения. Это в значительной мере препятствует окислению контактирующих поверхностей наконечника и жил провода в процессе эксплуатации и, как следствие, повышению переходного электрического сопротивления в соединении.

Библиографический список

1. Дурандин Г.Б. Оптимизация эффективности функционирования проводных сетей подвижного состава рельсового транспорта: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.22.07. М., 1991. 49 с.
2. Дмитриев В.В., Лифшиц Ю.Я., Розин В.И. Магнитно-импульсная обработка деталей электротехнического производства // Кузнечно-штамповочное производство. 1984. № 7. С. 8—9.
3. Курлаев Н.В., Гулидов А.И., Покалюхин Ю.С. Численное моделирование магнитно-импульсного обжатия неоднородных материалов при соединении деталей летательных аппаратов // Научный вестник НГТУ, 2000. № 1 (8). С. 137—147.
4. Цибизов Н.И. Изготовление и монтаж жгутов авиадвигателей. М.: Машиностроение, 1978. 132 с.
5. Фомин В.М., Гулидов А.И., Сапожников Г.А. Высокоскоростное взаимодействие тел. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999. 600 с.
6. Самохвалов В.Н., Самохвалова Ж.В. Сборка соединений многопроволочных проводов давлением импульсного магнитного поля // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2016. № 7. С. 12—18.

УКАЗАТЕЛЬ СТАТЕЙ, ОПУБЛИКОВАННЫХ В 2020 ГОДУ

№	№
Ресурс машин и конструкций	
<p>Поляков С.А., Медовщиков А.В., Кулешова Е.М., Куксенова Л.И. Оценка ресурса эвольвентных зубчатых передач по критерию выкрашивания и возможные пути улучшения методики расчета 10</p> <p>Пушкарёв А.М., Муралев А.А. К вопросу о прогнозировании остаточного ресурса артиллерийского вооружения 7</p>	<p style="text-align: center;">Современные технологии сборки</p> <p>Айдиньян О.В., Губарев П.В., Шапшал А.С. Усовершенствование технологии изготовления катушек обмотки якоря вспомогательных машин постоянного тока 1</p> <p>Боровик Т.Н., Микаева С.А. Сборка электронного пускорегулирующего аппарата . . . 5</p> <p>Варганов М.В., Петров В.К., Трошина О.В. Повышение надежности роботизированной сборки на основе оптимизации схем базирования 8</p> <p>Варганов М.В., Чан Чунг Та. Математическая модель роботизированной сборки при наличии вращения схвата и низкочастотных колебаний 7</p> <p>Дроботов А.В., Омаров А.В., Шемелюнас С.С., Гушин И.А. Организация очереди печати в 3D-принтерах с автоматическим извлечением изделий для мелкосерийного производства продукции 1</p> <p>Житников Ю.З., Житников Б.Ю., Матросов А.Е. Автоматизированная установка упругих кольцевых резиновых уплотнений в наружные канавки цилиндрических деталей 3</p> <p>Иванов А.А., Кретинин О.В. Гибкие сборочные линии модульного типа на единой структурной основе 2</p> <p>Иванов А.А., Кретинин О.В. Сборка герметизированных контактов 4</p> <p>Иванов А.А., Кретинин О.В. Сборка корпусных интегральных микросхем 3</p> <p>Иванов А.А., Кретинин О.В. Сборка металлокерамических корпусов интегральных микросхем 8</p> <p>Иванов А.А., Кретинин О.В. Сборка постоянных резисторов типа МЛТ 5</p> <p>Микаева А.С., Микаева С.А. Сборка контроллера управления 7</p> <p>Микаева С.А., Микаева А.С., Дюкин А.А., Железникова О.Е., Амелькина С.А. Сборка откачного поста и станка полуавтоматической заштамповки для производства источников ультрафиолетового излучения . . . 12</p>
Экономика и организация сборочного производства	
<p>Аристова Н.И. Минимизации стоимости продукции, выпускаемой сборочной линией. . . 11</p> <p>Аристова Н.И. О повышении эффективности сборочной линии 10</p> <p>Нуждин Г.А., Нуждин М.Г. Интеграция информационных бизнес-систем и систем менеджмента в сборочном производстве . . . 7</p>	
Технологичность конструкции	
<p>Борискин О.И., Нуждин Г.А., Ямников А.С. Технологичность конструкции резцовой головки для точения цилиндров 10</p> <p>Дубовик Е.А. Сборка из ЛСТК отечественной мойки автомобилей 11</p> <p>Микаева С.А., Микаева А.С., Ларшина Э.Л., Васильева Л.А. Сборка ультрафиолетовой системы 3</p>	
Сборочное оборудование и его элементы	
<p>Киселёва О.В., Звягинцева П.А., Макарова Д.Г., Егоренко М.П. Вариант модернизированного станка для гибки медных полукатушек на ребро в энергоёмком машино- и приборостроении 2</p> <p>Прейс В.В., Хачатурян А.В. Конструирование и расчет механических зубчатых бункерных загрузочных устройств с кольцевым ориентатором 10</p> <p>Розинов А.Я., Логунов В.В. Анализ особенностей технологии сборки и сварки монтажных соединений судовых корпусных конструкций и изменения их напряженного состояния и прочности 5</p>	



№	№
Розинов А.Я., Бескровный А.Ю. Совершенствование технологии и средств выполнения монтажной сборки соединений наружной обшивки	Дерендяева Е.А., Ваулина Л.М. Основные этапы и положения при разработке и постановке продукции вооружения и военной техники на производство
6	1
Фот А.П. Сборка гитар станков на основе модернизированных комплектов сменных зубчатых колес	Дубовик Е.А. Контроль поршневых колец по поршням ДВС автомобилей
7	1
Технологическая оснастка для сборки	
Житников Ю.З., Житников Б.Ю., Матросов А.Е. Высокоточный многшпindelный гайковерт для автоматизированного обеспечения герметичности стыков при сборке изделий, работающих при повышенных давлениях	Дубовик Е.А. Технологичность конструкции раздаточной коробки перемены передач грузового автомобиля-аналога МЗКТ—500200
8	6
Шуваев В.Г., Крылова И.Н. Обеспечение качественной затяжки резьбовых соединений по динамическим критериям	Задорина Н.А., Непомилуев В.В. Обеспечение качества сборки высокоточных изделий на основе метода индивидуального подбора деталей
8	4
Сборочно-сварочные работы. Пайка	
Иванов А.А., Кретицин О.В. Сборка кабин и кузовов автомобилей на основе технологии контактной сварки	Качанов А.В., Качанов В.В., Иванов В.В., Голованчиков А.Б. Применение лазерного измерительного комплекса "УЛИКА" для контроля геометрических параметров аппаратов колонного типа
11	6
Сборка с использованием клеев	
Захарова М.Э., Васильева П.Ю., Арсенов Н.А. Герметизация ответственных соединений головки блока цилиндров клеевыми составами	Кудряшов Е.А., Смирнов И.М., Гришин Д.В. Расширение технологических возможностей проходного резца за счет применения в конструкции сборочной единицы сменной режущей многогранной пластины с циклоидальным профилем передней поверхности
8	6
Захарова М.Э., Тарасов Д.Р. Разработка нового метода сборки регулируемых цилиндрических соединений	Кутенкова Е.Ю., Ларина Т.В. Анализ припусков на диаметр для центрирования линз
9	9
Транспортирование объектов сборки	
Федоров В.А., Мальшев Е.Н., Ильичев В.Ю. Сокращение трудоемкости переналадки транспортно-загрузочных устройств на основе группового метода	Куц В.В., Бышкин А.С., Разумов М.С., Кочергин В.С. Экспериментальные исследования процесса сверления отверстий медного сплава в напряженно-деформированном материале заготовки
10	1
Обеспечение качества. Испытания. Контроль	
Вайцехович С.М., Афанасьев Н.Ю., Овечкин Л.М. Немонотонное деформирование пористых материалов	Мионов И.Е., Чудаев Н.Н., Голубев С.В. Особенности изготовления клиновой арматуры для реакторной установки РИТМ-200
5	5
Губарев П.В., Талахадзе Т.З., Зинченко Н.Н. Исследование по контролю состояния изоляции электрических аппаратов и машин	Непомилуев В.В., Соколова Е.Ю., Белова Н.С. Оценка качества технологического процесса при его проектировании
6	2
Губарев П.В., Шабаев В.В., Курочкин А.С. Анализ существующих диагностических комплексов для контроля уровня вибрации узлов локомотивов	Смелков С.Л. Способы контроля армированных композитов
7	5
Экология и безопасность сборочных работ	
	Брысин А.Н., Микаева А.С., Микаева С.А., Ларшина Э.Л. Сборка медицинского рециркулятора
	8
	Микаева С.А., Микаева А.С., Ларшина Э.Л., Дюкин А.А. Сборка системы предварительной очистки воздуха
	2



№	№
Трение и смазка в машинах и механизмах	
<p>Бардушкин В.В., Кочетыгов А.А., Шиляева Ю.И., Воловликова О.В. Прогнозирование значений средних напряжений при фазовом переходе лед — вода в мезопористых структурах на основе кремния в интервале температур 233...273 К 8</p> <p>Бардушкин В.В., Лавров И.В., Бардушкин А.В., Яковлев В.Б., Сычев А.П., Сычев А.А. Прогнозирование эксплуатационных упругих характеристик пенополимерных материалов 6</p> <p>Бойко М.В., Колесников И.В., Ермаков С.Ф., Бойко Т.Г., Бичеров А.А. Формирование граничных смазывающих пленок в присутствии комплексообразующих присадок 8</p> <p>Буяновский И.А., Самусенко В.Д., Пилацкая С.С., Левченко В.А. Исследование влияния характерных смазочных сред на фрикционно-износные характеристики двухслойного покрытия алюмонитрид титана + твердый углерод 7</p> <p>Буяновский И.А., Хрущов М.М., Самусенко В.Д., Щербаков Ю.И., Атаманов М.В., Антонова О.С. Граничная смазка фрикционных контактов сталь/сталь с Cr—DLC-покрытием 12</p> <p>Гурьянов Г.Н. Зависимость показателей деформации от исходного предела текучести и интенсивности упрочнения материала проволоки в проходе маршрута волочения 12</p> <p>Карпенко К.И., Мясникова Н.А., Мясников Ф.В., Авилов В.В. Повышение трибологических характеристик пластичных смазок при введении присадок на основе нестехиометрических соединений молибдена и вольфрама 1</p> <p>Колокатов А.М. Рекомендации по выбору характеристик алмазных брусков при хонинговании гильз цилиндров ДВС 11</p> <p>Кулешова Е.М. Определение зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки по результатам триботехнических испытаний при использовании пленкообразующих смазочных материалов 3</p> <p>Кулешова Е.М., Поляков С.А. Оценка ресурса червячных передач с учетом изменения интенсивности изнашивания и скорости роста коэффициента динамичности при использовании пленкообразующих добавок 10</p>	<p>Лернер Е.Н. Некоторые физические явления при трении 12</p> <p>Марченко Е.А., Хрущов М.М., Каплунов С.М., Панов В.А. Трибологические свойства конструкционных сплавов деталей теплообменного оборудования, подверженных фреттингу 9</p> <p>Меделяев И.А. Основы технологии повышения работоспособности узлов трения транспортной техники 12</p> <p>Панин С.В., Цзянкунь Ло, Буслович Д.Г., Алексенко В.О., Корниенко Л.А. Механические и трибологические свойства твердосмазочных композитов на основе термопластического полиимида, наполненного фторопластом и поверхностно модифицированными углеволокнами 9</p> <p>Савенкова М.А., Воляник С.А., Шехов В.П., Авилов В.В., Сычев А.П., Королева А.И. Повышение трибологических характеристик смазочных материалов введением присадки фосфоровольфрамата цинка 9</p> <p>Самусенко В.Д., Завидоуский И.А., Стрелецкий О.А., Буяновский И.А., Хрущов М.М., Щербаков Ю.И. Тонкие покрытия со структурой тетраэдрического аморфного углерода и их поведение в условиях граничной смазки 11</p> <p>Фридберг А.М. Вибрация и крип при качении упругих тел (колесо—рельс) 2</p> <p>Шишкарев М.П. Оптимизация конструктивных параметров предохранительных пружинно-шариковых муфт 3</p> <p>Шишкарев М.П. Влияние способа настройки адаптивной фрикционной муфты второго поколения (базовый вариант) на ее предельную нагрузку 12</p> <p>Шишкарев М.П. Синтез и анализ адаптивной фрикционной муфты с отрицательно-нулевой обратной связью 11</p> <p>Шишкарев М.П. Уровень перегрузок в адаптивных фрикционных муфтах с переменным коэффициентом усиления 2</p> <p>Щедрин А.В., Алешин В.Ф., Игнаткин И.Ю., Бугаев А.М., Чихачёва Н.Ю. Технологические машины трения для синтеза смазочных материалов, используемых при механической и комбинированной обработке 4</p>



№	№
<p>Щедрин А.В., Бекаев А.А., Чихачёва Н.Ю. Влияние характеристик поверхностного слоя инструмента и состава технологической смазки на коэффициент трения в методах комбинированного дорнования отверстий 7</p> <p>Щедрин А.В., Чихачёва Н.Ю., Бекаев А.А., Томская Н.В. Влияние характера и параметров микрогеометрии поверхности инструмента на коэффициент трения в методах комбинированного дорнования отверстий 1</p> <p>Эрлих Б.М. Активное изменение состояния автоколебаний в машинах и механизмах в системе с различными типами нелинейностей произвольной структуры при действии импульсной или гармонической возмущающей силы 9</p> <p>Эрлих Б.М. Задача активного воздействия на вынужденные колебания машин и механизмов с учетом нелинейностей пассивных сил 4</p> <p>Эрлих Б.М. Методика изменения состояния автоколебаний в системе с характеристикой Ван дер Поля с учетом нелинейностей сложного типа 2</p> <p>Эрлих Б.М. Система с двумя степенями свободы в задаче гашения фрикционных колебаний с учетом нелинейностей пассивных сил 7</p> <p style="text-align: center;">В помощь конструктору, технологу</p> <p>Бардушкин В.В., Сычев А.П., Сычев А.А. Концентрация напряжений во фрикционных полимерных композитах, армированных ориентированными волокнами 5</p> <p>Безъязычный В.Ф., Федулов В.М. Методика технологического обеспечения эксплуатационных показателей при сборке соединений с натягом 6</p> <p>Вайцехович С.М., Власов Ю.В., Журавлёв А.Ю. Пассивные интенсификаторы в теплообменных аппаратах 6</p> <p>Водолазская Н.В. Технологические особенности анализа сборочного процесса ответственных видов соединений 5</p> <p>Волков Г.Ю., Смирнов В.В., Фадюшин Д.В. Пути снижения остаточных объемов в планетарных роторных гидромашинах с плавающими сателлитами 2</p>	<p>Волков Е.Б., Ситдикова С.В. Анализ режимных параметров вибрационного грохота на основе динамической модели его работы 1</p> <p>Волков Е.Б., Ситдикова С.В. Определение износостойкости сит вибрационных грохотов на основе динамической модели движения частиц горных пород 3</p> <p>Воробьёв Е.И., Моргуненко К.О., Конева Е.Е. Построение движений манипуляторов в двуруких робототехнических системах в сборке цилиндрических соединений 8</p> <p>Глушков С.П., Пудовкин Ю.А. Разработка методики инженерного расчета виброизолирующего механизма с компенсацией жесткости основного упругого элемента 9</p> <p>Дубовик Е.А. Ремонт блока цилиндров двигателей внутреннего сгорания автомобилей 3</p> <p>Дубовик Е.А. Технологичность конструкции раздаточной коробки перемены передач грузового автомобиля-аналога МЗКТ–500200 12</p> <p>Житников Ю.З., Житников Б.Ю., Матросов А.Е. Методика разработки кинематических схем устройств автоматизированной сборки изделий на основе структурных схем управления процессом 2</p> <p>Житников Ю.З., Лошкарев А.А. Обоснование предельной угловой скорости вращения бойка в одношпindelных гайковертах ударного действия при возникновении упругих деформаций на плоских поверхностях кулачков 10</p> <p>Житников Ю.З., Лошкарев А.А. Обоснование угла окончательной затяжки резьбовых соединений гайковертами ударного действия с учетом потерь энергии в ударном механизме 11</p> <p>Кимаковский М.М., Егоренко М.П. Графическое моделирование струнного музыкального инструмента 10</p> <p>Кочергин В.С., Куц В.В., Разумов М.С. Методика определения минимально допустимого и максимально возможного подъема на зуб при проектировании протяжек для обработки гранных отверстий со стороны более 60 мм 8</p> <p>Лапшин В.П., Христофорова В.В., Халина Е.В. Моделирование динамики вибрационных движений индентора при выполнении операции выглаживания с учетом влияния термодинамической подсистемы 4</p>



	№
Мельников А.С., Тамаркин М.А., Тищенко Э.Э. О необходимых дополнениях в ГОСТ 21495—76 "Базирование и базы в машиностроении, термины и определения"	9
Родионова Е.Н., Ямников А.С., Матвеев И.А. Размерные цепи обеспечения входимости сборного осесимметричного корпуса в направляющее отверстие	8
Розинов А.Я. Технические решения вибробезопасности холодной клепки выполняемого судоремонта	4
Самаркина Е.И., Самаркин А.И., Дмитриева С.И., Евгеньева Е.А. Особенности многопользовательской работы с большими сборками на примере системы <i>Onshape</i>	4
Самаркин А.И., Дементьев А.М., Дмитриев С.И., Самаркина Е.И., Евгеньева Е.А. Оптимизация конструкции автомобильного ножничного подъемника	9
Фадюшин Д.В., Волков Г.Ю. Особенности геометрического проектирования планетарных роторных гидромашин с выстоями сателлитов	10
Шишкарев М.П. Синтез и анализ адаптивной фрикционной муфты с комбинированной обратной связью	1

В помощь конструктору, технологу

Шандыбина И.М., Макаров А.М., Кухтик М.П., Азарян Д.К., Мелашенко О.И.,

	№
Твердохлебов С.А., Шагальдян С.С., Романенко М.Д. Разработка универсального весового дозатора с автоматическим управлением	11

Подготовка специалистов

Борискин О.И., Анисимова М.А., Нуждин Г.А. Подготовка специалистов по метрологии в машиностроении	4
Дубовик Е.А. Технологичность конструкции стенда технической диагностики тормозных качеств грузовых автомобилей	5
Киселев В.Л., Спиридонов О.В. Технологические расчеты при сборке цилиндрических соединений с натягом	12

Зарубежный опыт

Мамасалиева М.И. Состояние и перспективы рационального использования и снижения потерь топлива и смазочных материалов Республики Узбекистан	3
--	---

Информация

Итоги X Международной научно-практической конференции "Инновации в машиностроении-2019"	1
Указатель статей, опубликованных в 2019 году	1

ООО "Издательство "Инновационное машиностроение", 107076, Москва, Колодезный пер., 2а, стр. 2
 Учредитель ООО "Издательство "Инновационное машиностроение".
 Адрес электронной почты издательства: mashpubl@mashin.ru;
 редакции журнала: sboraka@mashin.ru, <http://www.mashin.ru>
 Телефон редакции журнала: 8 (499) 269-54-98, факс: 8 (499) 269-54-96.
 Технический редактор *Патрушева Е.М.* Корректор *Сажина Л.И.*
 Сдано в набор 23.11.2020. Подписано в печать 28.12.2020. Формат 60 × 88 1/8.
 Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Свободная цена.
 Оригинал-макет и электронная версия подготовлены в ООО "Адвансед солюшнз". Сайт: www.aov.ru
 Отпечатано в ООО "Канцлер", 150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.