ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

10
2013

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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

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

Адрес редакции:
107076, Москва,
Стромынский пер., 4.
Телефон: 8-(499)-748-02-91.
E-mail: vestmash@mashin.ru
www.mashin.ru

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

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

Отпечатано в ООО "Белый ветер",
115407, г. Москва, Нагатинская наб., д. 54, пом. 4

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Медведев Ю. А. — Измерительный комплекс для исследования статических и динамических характеристик исполнительных механизмов с дроссельным управлением 3

Розенблат Г. М. — Модель точечного контакта в задачах механики с качением 7

Лобанов И. Е. — Теория гидравлического сопротивления в шероховатых трубах с переменной высотой выступов 12

Сычев А. П. — Объемная плотность энергии деформации в антифрикционных тканых композитах. 19

Хорев А. И. — Термическая обработка и сварка титановых сплавов 23

Рябов Г. К., Медведев В. И., Петров А. В. — Работа храпового механизма свободного хода блочного типа в импульсной бесступенчатой механической передаче. 27

Гасанли Р. К. — Особенности структуры и фазового состава термообработанных высокопрочных чугунов с шаровидным графитом. 31

Гордеев Б. А., Леонтьева А. В. — Измерение радиальных вибраций шнековых валов волновыми методами 34

Цикл статей
"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"

Дроздов Ю. Н., Маленко П. И. — Структурно-фазовые превращения в контактирующих поверхностных слоях сталей с покрытиями при трении скольжения со смазочным материалом 38

Карапетян Д. Э., Лукин И. П., Шемякин Э. В. — Способ повышения долговечности подшипников качения 45

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Максимов Ю. В., Бекаев А. А., Галактионов Д. А., Второва А. Ю. — Обеспечение точности позиционирования рабочих органов технологического оборудования 49

Матлин М. М., Лебский С. Л., Казанкина Е. Н., Казанкин В. А. — Определение шероховатости поверхностей деталей, обработанных дробеупрочнением 54

Индаков Н. С., Бинчуров А. С. — Особенности ротационного точения многогранными резцами 56

Древаль А. Е., Рубахин А. И. — Режуще-деформирующая обработка глубоких отверстий роликов машины непрерывного литья заготовок комбинированным инструментом 58

Сметанин С. Д., Шаламов В. Г. — Получение порошков с частицами заданных формы и размеров ротационным фрезерованием 62

Цикл статей
"Проблемы теории механической обработки"

Воронцов А. Л. — Теоретическое обеспечение технологической механики. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Часть 2 64

Серия статей
"Проблемы теории и практики резания материалов"

Кирюшин И. Е., Кирюшин Д. Е., Насад Т. Г., Кирюшина М. О., Насад В. В. — Качество и износостойкость поверхностного слоя деталей из труднообрабатываемых материалов после твердого точения 73

Обработка материалов без снятия стружки

Косарев В. А., Иванов В. Ф. — Разработка инструмента с пластинами из сверхтвердого нанокомпозита для планетарного формообразования внутренней резьбы пластическим деформированием 75

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Захаров М. Н., Третьякова В. А. — Критерии эффективности производственных процессов промышленного предприятия 78

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Ванчиков А. В., Ванчиков В. Ц., Данеев Р. А., Данеев А. В. — Особенности течения топлива через форсунки теплогенератора при его пуске в холодное время года . . 81

Шестое измерение 83

Выставка "Металлообработка — 2013" 84

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Medvedev Yu. A. — Measuring system for investigation of static and dynamic characteristics of actuating mechanisms with restrictive control

Rozenblat G. M. — Point contact model in rolling mechanics problems

Lobanov I. E. — Hydraulic resistance theory in rough tubes with variable roughness height

Sychev A. P. — Strain energy volume density in antifriction cloth composite

Khorev A. I. — Heat treatment and welding of titanium alloys

Ryabov G. K., Medvedev V. I., Petroy A. V. — Operation of ratchet free wheel mechanism of modular type in pulse infinitely variable mechanical transmission

Gasanli R. K. — Features of structure and phase composition of heat treated high-strength cast irons with spherical graphite

Gordeev B. A., Leont'eva A. V. — Measurement of radial vibrations of worm shafts by wave methods

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

Drozdov Yu. N., Malenko P. I. — Structural and phase transformations in contacting steel surface layers 'with coverages at sliding triction with lubricant

Karapetyan D. E., Lukin I. P., Shemyakin E. V. — Method of rolling bearings durability increase

MANUFACTURING ENGINEERING

Maksimov Yu. V., Bekaev A. A., Galaktionov D. A., Vtorova A. Yu. — Assurance of positioning accuracy of working members of technological equipment

Mathin M. M., Lebskiy S. L., Kazankina E. N., Kazankin V. A. — Determination of roughness of parts surfaces, treated by grit hardening

Indakov N. S., Binchurov A. S. — Features of rotational turning by indexable cutters

Dreval' A. E., Rubakhin A. I. — Cutting and deforming machining of deep holes of continuous casting machine rollers by combination tooling

Smetanin S. D., Shalamov V. G. — Formation of powders with particles of specified shape and dimensions by rotational milling

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

Vorontsov A. L. — Theoretical support of technological mechanics. 7. Axisymmetrical problem in the theory of plasticity. Part 2

A series of articles
"Problems of theory and practice of materials cutting"

Kiryushin I. E., Kiryushin D. E., Nasad T. G., Kiryushina M. O., Nasad V. V. — Quality and wear resistance of surface layer of parts from hard-to-machine materials after hard turning

Chipless processing of materials

Kosarev V. A., Ivanov V. F. — Development of toot with ultra-hard nanocomposite plates for planetary forming of internal thread by plastic deformation

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Zakharov M. N., Tretyakova V. A. — Effectiveness criteria of production processes of an industrial wnterprise

TECHNICAL INFORMATION

Vanchikov A. V., Vanchikov V. Ts., Daneev R. A., Daneev A. V. — Features of fuel flow through heat generator burners at its start at cold seasons

The sixth dimens'ion

Exhibition "Metal working—2013"

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

Сдано в набор 02.08.2013. Подписано в печать 13.09.2013.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2013

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.4

Ю. А. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: medvedev@vlsu.ru

Измерительный комплекс для исследования статических и динамических характеристик исполнительных механизмов с дроссельным управлением

Приведены методика и схемы измерительно-преобразовательных устройств, позволяющие экспериментально определить статические и динамические характеристики элементов электрогидравлических рулевых машин с источником гидравлического питания постоянной производительности.

Ключевые слова: измерительный комплекс, электрогидравлические рулевые машины.

The methods and schemes of measuring-conversion units, which allow experimental determination of static and dynamic characteristics of electrohydraulic steering machine elements with fixed-capacity hydraulic power source, are presented.

Keywords: measuring system, electrohydraulic steering machines.

В последнее время в качестве силовых исполнительных устройств систем автоматического управления широко применяют электрогидравлические рулевые машины (ЭРМ) с источником гидропитания постоянной производительности. При расчете подобных систем необходимо располагать статическими и динамическими характеристиками элементов ЭРМ и всего исполнительного устройства.

Получить характеристики таких элементов ЭРМ, как электромеханический преобразователь (ЭМП), золотниковое устройство, насосная система, гидравлический исполнительный механизм, — сложная задача, так как определять их желательно непосредственно в процессе функционирования системы. При этом необходима информация о давлениях p_1 и p_2 в полостях силового гидроцилиндра, угле β поворота валика ЭМП, угле δ поворота выходного вала ЭРМ, частоте n вращения вала электродвигателя шестеренного насоса, вращающем моменте M на выходном валу ЭРМ.

Рассматриваемый тип электрогидравлического механизма с параллельным включением золотников (с двойным дросселированием) представляет собой однокаскадный гидравлический усилитель мощности [1]. Основная отличительная особенность механизмов с двойным дросселированием — наличие автономных источников гидропитания каждой рабочей полости силового цилиндра.

Для управления гидравлической мощностью, подводимой от насосной системы, применяют золотники дроссельного типа, тонкостенные цилиндрические плунжеры которых помещены во вращающиеся оси ведомых зубчатых колес насоса. Принцип действия гидравлического механизма с параллельным включением золотников заключается в следующем. В магистралях высокого давления, которое создается с помощью шестеренного насоса, соединенного с электродвигателем постоянного тока, установлены золотники дроссельного типа. С помощью золотников в зависимости от величины и полярности тока регулируются площади сливных отверстий золотников, соединяющих магистрали питания с камерой низкого давления. Цилиндрические плунжеры укреплены на крыльях качалки золотникового устройства. При появлении в обмотках управления ЭМП тока в результате взаимодействия двух независимых друг от друга магнитных потоков (возбуждения и управления) суммарный электромагнитный момент поворачивает якорь электромагнита и выходной валик ЭМП. Поворот происходит до тех пор, пока движущий момент не будет уравновешен противодействующим моментом пружины, с помощью которой крепится один конец качалки. При этом давление в одной из полостей силового гидроцилиндра увеличивается, в другой — уменьшается, в результате чего поршень исполнительного механизма перемещается, а связанный с ним кривошипно-ползунный механизм вращает выходной вал ЭРМ.

Блок-схема комплекса для измерения данных, необходимых для определения характеристик элементов ЭРМ, представлена на рис. 1 (элементы ЭРМ выделены условно).

Определение производительности гидравлической насосной системы ЭРМ с параллельным включением золотников — трудоемкая задача, так

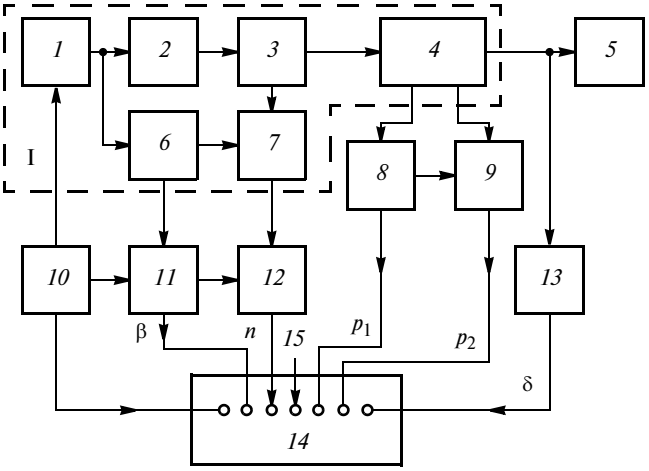


Рис. 1. Блок-схема измерительного комплекса:
I — ЭРМ; *1* — ЭМП; *2* — золотниковое устройство; *3* — шестеренный насос; *4* — силовой гидроцилиндр; *5* — нагрузка, *6* — импульсные головки; *7* — приводной двигатель; *8*, *9* — датчики давления p_1 и p_2; *10* — источник сигнала; *11* — преобразующее устройство; *12* — измеритель частоты *n* вращения вала электродвигателя; *13* — датчик угла; *14* — шлейфовый осциллограф; *15* — фиксаторы времени

как при измерениях в электрогидравлических агрегатах сложнее всего изготовить быстродействующие измерители расхода [2].

Динамические характеристики насосной системы зависят от свойств ее приводного электродвигателя и трехшестеренного насоса, динамику которого описать аналитически трудно из-за наличия зазоров, каналов истечения сложной конфигурации и т. д. Поэтому целесообразно производительность насосной системы ЭРМ с параллельно включенными золотниками определять экспериментально. Если считать конструктивные параметры и объемный КПД насоса неизменными (что в большинстве случаев имеет место), то производительность шестеренного насоса можно принять изменяющейся пропорционально частоте *n* вращения вала приводного двигателя и определять ее измерением *n*.

Для измерения частоты вращения вала к приводному электродвигателю Д1 (рис. 2) присоединили асинхронный тахогенератор (двигатель Д2 типоразмера ЭМ-2-12 с полым ротором). На обмотку W_1 возбуждения тахогенератора подавался гармонический сигнал с частотой 1000 Гц. ЭДС на вторичной обмотке W_2 пропорциональна частоте *n* вращения вала двигателя. Сигнал со вторичной обмотки поступает на фазочувствительный детектор ФЧД и сглаживается R_1C_1-фильтром. Постоянная времени фильтра мала, поэтому фазовые и амплитудные искажения при изменении частоты вращения *n* несущественны.

Наиболее распространенными из чувствительных элементов, способных реагировать на быстрые изменения давления, являются датчики двух типов: с использованием тензометрических мостов и индуктивные датчики давления. Быстроизменяющиеся давления в полостях силового гидроцилиндра ЭРМ целесообразно измерять с помощью индуктивных датчиков давления.

Для измерения индуктивного сопротивления датчиков, изменяющегося в соответствии с изменением давления, использовали мост переменного тока (рис. 3), питание которого осуществляется от источника повышенной частоты $f = 1000$ Гц. Плечи моста, как правило, состоят из полного сопротивления $L_д$ индуктивного датчика, индуктивного L_1 и омического R_1 сопротивлений, используемых для уравновешивания моста, причем нагрузкой, включенной в выходную диагональ моста, является сопротивление шлейфа Шл осциллографа.

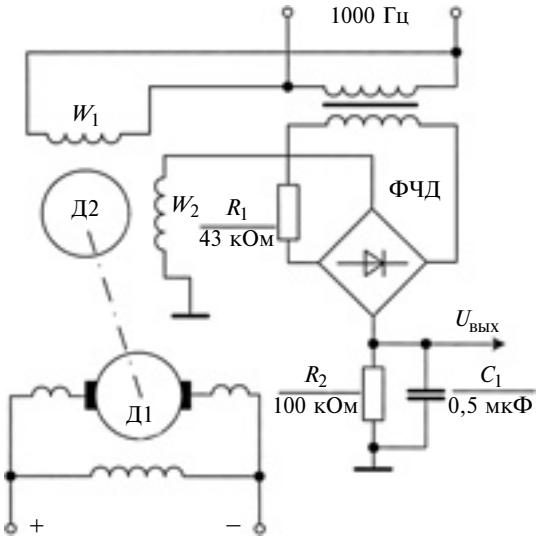


Рис. 2. Принципиальная схема измерителя частоты *n* вращения вала приводного электродвигателя

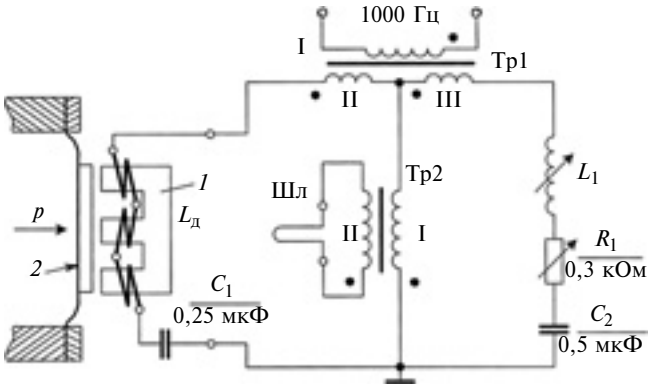


Рис. 3. Схема включения индуктивного датчика давлений:
1 — сердечник; *2* — мембрана; $L_д$ — индуктивное сопротивление датчика; Шл — шлейф осциллографа; Тр1 — трансформатор питания; Тр2 — понижающий трансформатор (черными точками обозначены начала обмоток)

При изменении параметров датчика ток осциллографируется, а огибающая зафиксированного процесса представляет собой закон изменения давления. Чувствительность датчика определяется относительным изменением его полного сопротивления: $\alpha_1 = \Delta z/z$, где z — полное сопротивление датчика. Однако для мостовых измерений целесообразно применять схему не обычного, а резонансного моста, для получения которого в плечи, содержащие индуктивности $L_д$ и L_1, дополнительно включают конденсаторы C_1 и C_2 (см. рис. 3).

Преимущество резонансного моста перед обычным видно из сравнения их коэффициентов α чувствительности:

для обычного индуктивного датчика имеем:

$$\alpha = \frac{\Delta z}{R_д + jx_{L_д}},$$

где $R_д$ — омическое сопротивление датчика; $jx_{L_д}$ — индуктивное сопротивление датчика;

для резонансного датчика справедливо выражение

$$\alpha = \frac{\Delta z}{R_д + j(x_{L_д} - x_C)},$$

где x_C — емкостное сопротивление датчика.

В случае использования резонансного датчика, выбирая $R_д < (x_{L_д} - x_C)$, нетрудно добиться трехкратного и более увеличения чувствительности. Использованные для измерения давлений индуктивные датчики включались в схему резонансного моста согласно схеме, представленной на рис. 3. В резонансном мосте для исключения нерационального рассеяния полезной мощности, подводимой от источника, вместо активных резисторов двух плеч обычного моста включены половины II и III вторичной обмотки питающего трансформатора Тр1, что одновременно облегчает настройку резонансного моста. Несущая частота принята равной 1000 Гц. В измерительную диагональ моста через понижающий трансформатор Тр2 включен шлейф Шл осциллографа. Градуировку датчиков проводили с помощью гидравлического градуировочного пресса ГП-1 и манометра. Для измерения давлений в левой и правой полостях силового гидроцилиндра имеются два идентичных канала. Для получения полезной информации относительно огибающей модулированного тока наибольшая частота измеряемого давления должна быть не более 200÷300 Гц, что относительно верхней граничной частоты процессов, происходящих в силовом гидроцилиндре, вполне приемлемо.

Инерционность индуктивного датчика определяется механической и электрической постоянными времени. Собственная частота использованной в рассматриваемом датчике мембраны равна 3÷5 кГц (толщина мембраны — 2 мм). При начальном зазоре между сердечником *1* и мембраной *2*, равном 0,45 мм, сопротивления датчика составляют: $R_д = 258$ Ом, $x_{L_д} = 690$ Ом ($L_д = 0{,}108$ Гн); $x_C = 637$ Ом ($C = 0{,}25$ мкФ). При этом электрическая постоянная времени обмотки $T = 0{,}84 \cdot 10^{-3}$ с, что значительно меньше периода несущей частоты $f = 1000$ Гц и позволяет фиксировать давления, протекающие в указанном выше диапазоне частот.

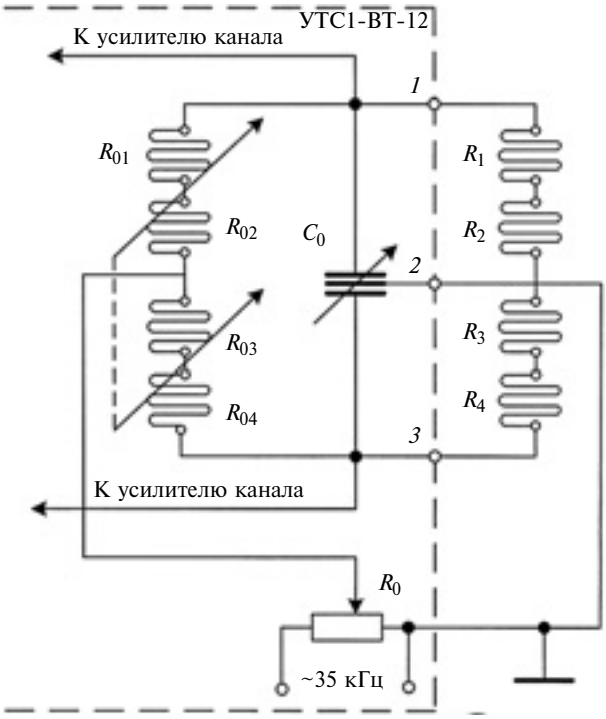


Рис. 4. Схема измерительного моста тензометрической установки: *1—3* — точки подсоединения к тензометрической станции УТС1-Т-12

Для получения экспериментальных частотных характеристик ЭРМ необходимо измерять также разность давлений в полостях силового гидроцилиндра. В данном случае разность давлений определяли измерением деформаций выходного вала механизма, пропорциональных вращающему моменту.

В качестве чувствительного элемента для измерения деформаций вала применены прямоугольные фольговые тензорезисторы ФКП-А-5-50. Датчики включали в схему измерительного моста тензометрической станции УТС1-ВТ-12.

Измерительный мост тензометрической установки (рис. 4) имеет два выносных плеча, которыми являются идентичные по своим электрическим свойствам тензорезисторы. В данном случае каждое выносное плечо состоит из двух датчиков, включенных последовательно и работающих попарно в одинаковых условиях. Пара датчиков R_1 и R_2

работает на сжатие, пара R_3 и R_4 — на растяжение. Оба выносных плеча являются рабочими и включены дифференциально. Датчики $R_1 \div R_4$ наклеены на выходной вал ЭРМ.

Два других плеча (R_{01}, R_{02} и R_{03}, R_{04}) представляют собой тензорезисторы, наклеенные на вспомогательную балку, вмонтированную в канал тензостанции. Изгибом этой балки создается плавное изменение сопротивления тензодатчиков $R_{01} \div R_{04}$, чем достигается балансировка входного моста по активной составляющей тока в измерительной диагонали. Балансировку по реактивной составляющей выполняют с помощью дифференциального конденсатора C_0, средняя точка которого заземлена.

Мост питается от генератора переменного напряжения 35 кГц. Чувствительность канала тензостанции регулируется изменением напряжения питания входного измерительного моста с помощью потенциометра R_0.

При изменении сопротивлений рабочих датчиков во времени амплитуда тока несущей частоты в выходной диагонали моста усиливается и подается на фазочувствительный демодулятор (ФЧД). Выделенная ФЧД низкочастотная огибающая представляет собой усиленный сигнал тензодатчика, который воздействует на шлейф осциллографа Н-102. Мощность выхода и плавное регулирование чувствительности каналов обеспечивают работу с различными шлейфами. Поэтому при работе с грубыми шлейфами измерения проводили при максимальной чувствительности канала. При измерении малых деформаций использовали высокочувствительный шлейф типа VIII, который включается совместно с дополнительным резистором и шунтом.

Блок-схема измерения деформаций выходного вала приведена на рис. 5. Необходимо учесть, что деформация датчиков $Д_1$ и $Д_2$ пропорциональна вращающему моменту и не зависит от других нагрузок на валу ЭРМ лишь в том случае, если датчики наклеены следующим образом [3]: угол между осями датчиков и осью вала *1* равен 45°, а оси датчиков расположены под углом 90°. Для точного расположения тензодатчиков на валу изготовляли специальный трафарет, размеры отверстий которого соответствовали размерам датчиков. При установке датчиков предварительно на вал наклеивали трафарет, а затем, соблюдая технологию [3], наклеивали тензодатчики.

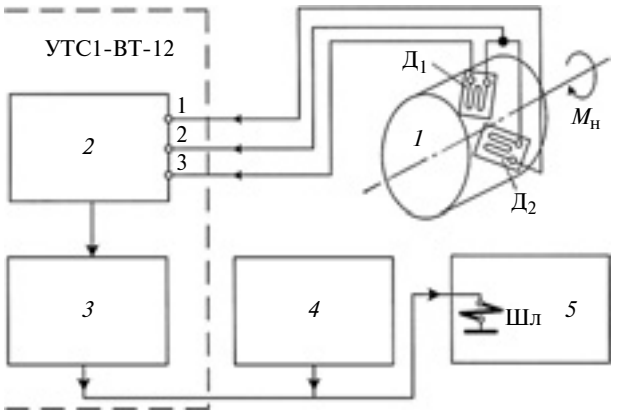


Рис. 5. Блок-схема измерения деформаций при кручении:
1 — вал; *2* — измерительный мост; *3* — усилитель с модуляцией-демодуляцией; *4* — индикатор (цифровой вольтметр); *5* — шлейфовый осциллограф Н-102

Для определения масштабов записи процесса изменения деформаций получены тарировочные характеристики тензодатчиков. Градуировку проводили следующим образом. Выходной вал нагружали определенным внешним нагрузочным моментом $M_н$, создаваемым силой тяжести груза, плечо приложения которой изменялось. Выходное напряжение измерительного канала тензостанции фиксировали цифровым вольтметром. Угол β поворота валика ЭМП при работе ЭРМ изменяется в диапазоне 1÷2°. Для измерения малых углов устройств, погруженных в рабочую жидкость, разработан бесконтактный преобразователь угла поворота в электрическую величину. Чувствительный элемент (импульсные головки) и принципиальная схема электронной части преобразователя подробно рассмотрены в работе [4]. Угол δ поворота выходного вала измеряли с помощью обычных датчиков угла.

Измерительный комплекс успешно использовали для определения характеристик электрогидравлических рулевых машин У-30. В качестве источника команд применяли низкочастотный генератор периодических колебаний НГПК-3М.

Представленные в настоящей статье методика и схемы измерительных устройств позволяют экспериментально определять характеристики электрогидравлических исполнительных механизмов с источником гидравлического питания постоянной производительности и могут быть использованы при исследовании гидравлических механизмов других классов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жуков В. Н., Печорина И. Н., Широков В. П.** Влияние кавитационных режимов на динамические характеристики гидравлических исполнительных механизмов // Изв. АН СССР, ОТН. Энергетика и автоматика. 1959. № 2. С. 135—141.
2. **Льюис Э., Стерн Х.** Гидравлические системы управления: Пер. с английского. М.: Мир, 1966. 365 с.
3. **Логинов В. Н.** Электрические измерения механических величин. М.: Энергия, 1980. 328 с.
4. **Медведев Ю. А.** Бесконтактное измерение угла поворота подвижных частей устройств, погруженных в рабочую жидкость // Аннотированный библиографический указатель ВИНИТИ РАН "Депонированные научные работы" (№ 527-В 2011). 2012. № 2. Б/о 17. 15 с.

УДК 531.34.001.57

Г. М. РОЗЕНБЛАТ, д-р физ.-мат. наук (Московский государственный автомобильно-дорожный технический университет), e-mail: gr51@mail.ru

Модель точечного контакта в задачах механики с качением

Выполнено сравнение модели точечного контакта с трением при качении твердых тел, используемой в научных исследованиях и теории механики, и предельной модели с пятном контакта при стремлении его размеров к нулю.

Ключевые слова: точечный контакт, трение, пятно контакта.

The comparison of point contact friction model at rolling of solid bodies, used in scientific investigations and theory of mechanics, with contact patch limit model when the patch size tends to zero, is implemented.

Keywords: point contact, friction, contact patch.

МОДЕЛЬ ТОЧЕЧНОГО КОНТАКТА

Модель точечного контакта (МТК) является интуитивным распространением (переносом) понятия касания кривых или поверхностей из дифференциальной геометрии (хорошо формализованной и развитой области классической математики) на задачи механики контактного взаимодействия. Заметим, что в дифференциальной геометрии кривых и поверхностей (как и вообще в кинематике точки и твердых тел) не уделяют внимания силам взаимодействия, которые возникают в точке касания, а также возможности отрыва этих кривых или поверхностей, в то время как в механике (динамике и статике) контактного взаимодействия эти понятия выходят на первый план.

В случае МТК необходимо различать плоский точечный контакт (2К), т. е. контакт при плоскопараллельном движении твердого тела, и пространственный точечный контакт (3К). При контакте 2К можно его точечным и не считать, а представлять как касание цилиндров по своим образующим (в разрезе) и для определения возникающих контактных сил использовать законы Кулона [1], выведенные на основании опытов по определению соответствующих сил трения скольжения, а также применять законы и понятия о силах трения покоя и соответствующих конусах трения.

При рассмотрении контакта 3К требуется использовать что-то вроде иглы, однако информация о соответствующих опытах пока отсутствует. Кроме того, любой подобный опыт может быть подвергнут критике и недоверию, так как неясно, какая именно толщина иглы будет достаточной для моделирования. Поэтому для пространственной модели точечного контакта 3К использовать классические законы Кулона для трения скольжения (если скорость точки контакта не равна нулю) или покоя (если скорость точки контакта обращается в нуль) неправомерно. Исключение возможно лишь при отсутствии угловой скорости верчения тела, однако в этом случае следует доверять не интуиции, а лишь достоверным опытным данным и обоснованным исследованиям.

При моделировании контакта 3К можно и волевым образом использовать (например, при преподавании соответствующих разделов теоретической механики) некоторые общепринятые (классические) модели силового взаимодействия по примеру Э. Рауса [2], П. Пэнлеве [3] и А. П. Маркеева [4], которые не связывают момент трения качения с силой трения. Но это наверняка вызовет соответствующие вопросы у вдумчивого студента. Действительно, при контакте 3К очень трудно дать разумное физическое объяснение возникающей касательной силе трения (скольжения или покоя) и моменту трения верчения или качения (при контакте 2К это сделать намного проще).

Кажется естественным, что выходом из этой ситуации является рассмотрение в точке контакта круглого пятна контакта радиусом ε с последующим неограниченным его стремлением к нулю: $\varepsilon \to 0$. При таком предельном переходе удается обосновать (см. в работе [5] свойства для силы трения $F(k)$ при $k \to \infty$, где $k = \upsilon/(\varepsilon\omega)$, при $\upsilon \neq 0$ и $\omega \neq 0$ — скорость центра пятна контакта и скорость верчения соответственно) наличие классической силы трения скольжения Кулона для контакта 3К, если скорость точки контакта не равна нулю! Кроме того, проясняется происхождение моментов трения верчения и качения. Трудности возникают, когда для модели 3К скорость точки контакта равна нулю (классическая неголономная модель). В этом случае оказывается [5], что при одних и тех же начальных условиях модель 3К с классическим законом Кулона дает конечное время прихода в неголономное состояние качения с ненулевой скоростью верчения, а модель с пятном контакта при $\varepsilon \to 0$ дает бесконечное время прихода в указанное состояние с нулевой скоростью верчения!! Последнее справедливо для осесимметричного распределения нормальных напряжений в круглом пятне контакта.

Это позволяет утверждать, что область применения модели 3К ограничена, точнее, что модель 3К применима при малых скоростях верчения (т. е., при $\omega_z \to 0$). Это было впервые отмечено П. Контенсу [6] при исследовании неголономного движения гироскопа Флерие.

МОДЕЛЬ С ПЯТНОМ КОНТАКТА В ЗАДАЧАХ КАЧЕНИЯ

Форма пятна контакта может быть различной. Как правило, принимают, что это — круг малого радиуса ε. В классических контактных задачах теории упругости (о статическом вдавливании штампа без трения в упругую полуплоскость) пятно контакта представляет собой эллипс, полуоси которого вычисляются явно и зависят от упругих констант и других параметров задачи (в частности, от внешней нагрузки, приложенной к штампу [7, 8]). При этом законы распределения нормальных напряжений по пятну контакта симметричны относительно центра площади контакта.

Главный вектор и главный момент сил трения получаются интегрированием элементарных сил трения и их моментов относительно выбранного центра по всей области контакта. При этом принимают, что для каждой элементарной площадки в области контакта справедлив локальный дифференциальный закон Кулона для элементарной поступательной силы трения скольжения:

$$\overrightarrow{\mathrm{d}F_A} = -kp_A \mathrm{d}S_A \frac{\overrightarrow{v_A}}{v_A}, \qquad (1)$$

где k — локальный коэффициент трения; $\overrightarrow{v_A} \neq 0$ — скорость элементарной площадки; $p_A \geqslant 0$ — нормальное напряжение в ней; $\mathrm{d}S_A$ — ее площадь.

Вопрос о том, насколько же "элементарной" должна быть рассматриваемая площадка $\mathrm{d}S_A$, чтобы можно было пренебречь ее собственным верчением при использовании для нее поступательного закона Кулона (1), требует дополнительных обоснований и исследований (во многом он аналогичен выбору элементарного объема в механике сплошной среды при выводе соответствующих интегральных уравнений динамики).

Для модели с пятном контакта (МПК) главным моментом сил трения является момент трения верчения, который органично связан как с кинематикой движения твердого тела, так и с распределением нормальных напряжений в пятне контакта. Более сложные и детальные модели [9, 10] дают также органичное и генетическое объяснение моменту сопротивления качению, который является важным фактором при изучении динамики качения твердого тела или системы твердых тел, в частности для задач устойчивости движения экипажей [11].

Подчеркнем, что эти три важных силовых фактора (касательная сила трения, моменты трения верчения и качения) являются следствием локально-дифференциального поступательного закона трения Кулона, справедливость которого постулируется на основе большого количества экспериментов. Кроме того, результирующие выражения для сил и моментов сопротивлений зависят от распределения нормальных напряжений в зоне контакта. Можно предположить, что при малой площадке контакта ($\varepsilon \to 0$) результат будет зависеть от типа этого распределения незначительно, однако это требует более строгого обоснования.

Если площадка контакта не является малой, то необходимо учесть асимметрию соответствующих законов распределения нормальных напряжений, которые должны удовлетворять принципу согласованности (совместности) для выполнения соответствующих уравнений статики или динамики твердого тела (системы твердых тел). При этом задача нахождения соответствующих законов распределения нормальных напряжений существенно усложняется. Для статических задач впервые это было отмечено Н. Н. Шиллером [12] и Мак-Милланом [13]. Для задач динамики эти факты исследовали В. А. Самсонов [14] и А. П. Иванов [15]. Конкретные виды распределения нормальных напряжений в таких ситуациях были предложены Свендениусом [16] при исследовании динамики автомобильных шин. Кроме того, различные виды нормальных напряжений используются при исследовании изнашивания подшипников скольжения [17].

Для примера рассмотрим движение однородного тяжелого шара радиусом R и массой $m = 1$ по шероховатой горизонтальной плоскости с коэффициентом трения f под действием горизонтальной постоянной тянущей силы Φ, приложенной в центре шара. При наличии в точке контакта шара с плоскостью МТК будем называть его 0-шаром, а при наличии МПК — ε-шаром, где $\varepsilon > 0$ — радиус круглого пятна контакта.

Уравнения движения для обоих шаров в неподвижной системе координат xyz, где xy — горизонтальная опорная плоскость, а ось z направлена вертикалью вверх, по форме одинаковы:

$$\left.\begin{aligned}
&\dot{x} = v_x + R\omega_y; \quad \dot{y} = v_y - R\omega_x;\\
&\frac{2}{5}R\dot{\omega}_x = F_y; \quad \frac{2}{5}R\dot{\omega}_y = -F_x; \quad \frac{2}{5}R^2\dot{\omega}_z = M_z;\\
&\ddot{x} = F_x + \Phi_x; \quad \ddot{y} = F_y + \Phi_y;\\
&\dot{v}_x = \frac{7}{2}F_x + \Phi_x; \quad \dot{v}_y = \frac{7}{2}F_y + \Phi_y; \quad N = g.
\end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

В уравнениях (2) использованы обозначения: x, y — координаты центра шара в горизонтальной плоскости xy; $v_x = V\cos\alpha$, $v_y = V\sin\alpha$ — соответствующие проекции скорости V точки контакта в горизонтальной плоскости, с которой в данный момент контактирует шар; $\omega = (\omega_x, \omega_y, \omega_z)^{\mathrm{T}}$ — вектор угловой скорости шара; $F_x = F\cos\beta$, $F_y = F\sin\beta$ — соответствующие проекции горизонтальной силы трения в контакте шара с плоскостью; N — нормальная реакция плоскости; $\Phi = (\Phi_x, \Phi_y, 0)^{\mathrm{T}}$ — горизонтальная тянущая сила, приложенная в центре

шара; M_z — момент сил трения относительно вертикальной оси Z, проходящей через центр шара и точку контакта (для 0-шара имеем $M_z = 0$).

При исследовании движений в МТК и МПК для шара принимаем следующие упрощающие предположения.

1. Для ε-шара (т. е. в МПК) распределение нормальных напряжений в пятне контакта симметрично, что справедливо для законов Герца, Галина или равномерного закона. Тогда

$$\left.\begin{aligned} &\alpha = \beta; \quad F = -F_\varepsilon(k_\varepsilon); \\ &k_\varepsilon = V/(\varepsilon\omega_z); \quad V \neq 0; \quad \omega_z \neq 0, \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

т. е. сила трения антипараллельна скорости центра пятна контакта. При этом предполагаем, что $V > 0$, $\omega_z > 0$. Функция $F_\varepsilon(k_\varepsilon)$ во второй из формул (3) — положительна и для законов нормальных напряжений Герца и Галина определяется простыми (в элементарных функциях) формулами [5], а при равномерном законе нормальных напряжений выражается через полные эллиптические интегралы $E(k_\varepsilon)$, $K(k_\varepsilon)$ [18]. Кроме того, функция $F_\varepsilon(k_\varepsilon)$ монотонно возрастает в интервале $k_\varepsilon \in (0, +\infty)$, причем

$$\left.\begin{aligned} &F_\varepsilon(+0) = 0; \\ &F_\varepsilon(+\infty) = F_0 = fN = fg. \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Первое из равенств (4) выполняется, например, при $V = 0$, $\omega_z \neq 0$, $\varepsilon \neq 0$; второе — или при $\omega_z = 0$, $V \neq 0$, $\varepsilon \neq 0$ (т. е. нет верчения в МПК), или при $\varepsilon = 0$, $V \neq 0$, $\omega_z \geqslant 0$ (т. е. пятно контакта стянуто в точку, МПК превращается в МТК и, таким образом, соблюдается еще и предельное соотношение $\lim\limits_{\varepsilon \to 0} F_\varepsilon(k_\varepsilon) = F_0 = fg$ при любом фиксированном $V > 0$).

2. Для 0-шара (т. е. в МТК) принимаем при скольжении точки контакта классическую модель силы трения скольжения Кулона и вместо формул (3) имеем соотношения:

$$\alpha = \beta; \quad F = -F_0 = -fN = -fg; \quad V \neq 0. \qquad (5)$$

Если $V = 0$ (классический неголономный шар), то значения α и β являются неопределенными, а сила F — силой трения покоя по Кулону, т. е. она удовлетворяет неравенству $|F| \leqslant fN = fg$ и в дальнейшем движении ее устанавливают такой, чтобы предотвратить проскальзывание точки контакта. В соответствии с тремя последними уравнениями системы (2) это приводит к равенствам $F_x = -\frac{2}{7}\Phi_x$, $F_y = -\frac{2}{7}\Phi_y$, которые могут быть реализованы только при неравенстве $|\Phi| \leqslant \frac{7}{2}fg$. В дальнейшем будем предполагать это неравенство выполненным.

3. Как для 0-шара, так и для ε-шара предполагаем, что $\Phi_y = 0$, $\Phi_x = \Phi > 0$, причем, как было отмечено выше, $\Phi \in \left[0, \frac{7}{2}fg\right]$. Тогда при $V \neq 0$ предпоследние два уравнения системы (2) принимают вид:

$$\dot{V} = \frac{7}{2}F + \Phi\cos\alpha; \quad V\dot{\alpha} = -\Phi\sin\alpha, \qquad (6)$$

где F для 0-шара определяется формулами (5), а для ε-шара — формулами (3).

Полученная система дифференциальных уравнений (2) и (6) является системой с переменной структурой, в которой при реализации равенства $V(t) = 0$ при $t \neq 0$ (а значит, и равенства $\omega_z(t) = 0$ при $t \neq 0$) сила F трения скольжения превращается в силу трения покоя, обеспечивающую отсутствие проскальзывания в точке контакта (если, конечно, такое движение реализуемо однозначным образом для данной системы внешних сил).

Основной результат сформулируем в виде **утверждения:**

Если $\Phi \in \left(0, \frac{7}{2}fg\right)$ постоянна и выбраны следующие начальные условия для шаров: $V(0) = 0$, $\omega_x(0) = 0$, $\omega_y(0) > 0$, $\omega_z(0) > 0$, то:

1) ***для любого, как угодно малого радиуса ε > 0 пятна контакта ε-шар движется с проскальзыванием при всех $t < T_\varepsilon$, где $T_\varepsilon \approx 1/\varepsilon$, а 0-шар движется без проскальзывания при всех $t \geqslant 0$ (т. е. 0-шар совершает классическое неголономное движение, причем сила трения в точке контакта является допустимой силой трения покоя);***

2) ***скорость проскальзывания ε-шара мала и имеет порядок малости ε при $t < T_\varepsilon$ (при $t \geqslant T_\varepsilon$ ε-шар, так же как и 0-шар, движется без проскальзывания, а в точке контакта реализуется сила трения покоя);***

3) ***оба шара (при выбранных начальных условиях) совершают движение вдоль оси x, при этом x — координаты их центров масс к моменту времени $t = T_\varepsilon$ отличаются с точностью до малых порядка ε^2 на конечную величину Δ, которая зависит только от начальных условий и величины силы $\Phi \in \left(0, \frac{7}{2}fg\right)$, причем, при $\Phi \to \frac{7}{2}fg$ для любого фиксированного радиуса ε > 0 пятна контакта будет $\Delta \to \infty$.***

Примечания:

1. **Утверждение** справедливо также и для произвольных начальных условий, при которых $\omega_z \neq 0$.

2. **Утверждение** показывает: при малых ε решения уравнений динамики для 0-шара и для ε-шара близки по скоростям, однако по координатам они могут значительно отличаться на интервале времени порядка $T_\varepsilon = 1/\varepsilon$.

Доказательство

Конкретизируем выбор функции F, используя Падэ-аппроксимации [19] и выбирая новое время τ по формуле $\tau = 3\pi fgt/2$. Тянущую силу Φ будем выбирать вдоль оси x, удовлетворяющей неравенствам: $0 \leqslant \Phi \leqslant \frac{7}{2}fg$. В этом случае может быть реализовано неголономное (т. е. без проскальзывания точки контакта) движение 0-шара вдоль оси x. Тогда возможно и движение ε-шара вдоль оси x; уравнения (6) в новом времени τ будут иметь вид:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}\tau} = -\frac{7k}{a\mu + 3\pi k} + f_0; \quad \alpha = 0; \\ &f_0 \in \left[0, \frac{7}{3\pi}\right]; \quad k = V/(R\omega_z); \quad a = 8, \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

где $\mu = \varepsilon/R$.

Введя обозначения $u = R\omega_z$, из системы уравнений (2) получим остальные уравнения движения ε-шара:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}\tau} = -\frac{\mu^2}{b\mu + 3\pi k}; \quad \frac{\mathrm{d}(R\omega_y)}{\mathrm{d}\tau} = \frac{5k}{a\mu + 3\pi k}; \\ &\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}t} = V + R\omega_y; \quad y \equiv 0; \quad \omega_x \equiv 0, \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

где $b = 16/5$.

Видим, что интегрирование системы уравнений, состоящей из уравнений (7) и (8), сводится к совместному интегрированию только первых их уравнений:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}\tau} = -\frac{7k}{a\mu + 3\pi k} + f_0; \\ &\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}\tau} = -\frac{\mu^2}{b\mu + 3\pi k}; \quad k = V/u. \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

Однородная система (9) двух дифференциальных уравнений интегрируется в квадратурах. Для упрощения выкладок примем $a = b = 16/5$. Тогда система (9) приводится к виду:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\mathrm{d}k}{\mathrm{d}\tau} = \frac{1}{u}\left(f_0 - k\frac{7 - \mu^2}{b\mu + 3\pi k}\right); \\ &\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}\tau} = -\frac{\mu^2}{b\mu + 3\pi k}. \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

Разделив первое уравнение системы (10) на второе, получим уравнение

$$\frac{\mathrm{d}k}{\mathrm{d}u} = \frac{1}{u}\left(k\sigma - \frac{bf_0}{\mu}\right), \tag{11}$$

где $\sigma = \frac{3\pi}{\mu^2}\left(\frac{7}{3\pi} - f_0\right) - 1$.

Проинтегрировав уравнение (11), получим:

$$\left|k - \frac{bf_0}{\sigma\mu}\right| = Cu^\sigma, \quad C = \mathrm{const} > 0. \tag{12}$$

Предположим, что $0 < f_0 < \frac{7}{3\pi}$ (случаи, когда $f_0 = 0$ и $f_0 = 7/3\pi$, будут рассмотрены отдельно). Кроме того, допустим, что $\mu > 0$ выбрано настолько малым, что параметр σ из формулы (11) положителен $\Big[$согласно формуле (11) это всегда выполняется при достаточно малых $\mu > 0$ и любом фиксированном $f_0 \in \left(0, \frac{7}{3\pi}\right)\Big]$. Тогда для начальных условий $k(0) = 0$, $u(0) = u_0 > 0$ из формулы (12) получим:

$$\left.\begin{aligned} &k = \frac{bf_0}{\mu\sigma}\left[1 - \left(\frac{u}{u_0}\right)^\sigma\right]; \\ &V = \frac{bf_0 u}{\mu\sigma}\left[1 - \left(\frac{u}{u_0}\right)^\sigma\right]; \quad u \in [0, u_0]. \end{aligned}\right\} \tag{13}$$

Из второго уравнения системы (9) и выражения для k из системы (13) получим:

$$\mu\mathrm{d}\tau = -b\left\{1 + 3\pi\frac{f_0}{\mu^2\sigma}\left[1 - \left(\frac{u}{u_0}\right)^\sigma\right]\right\}\mathrm{d}u. \tag{14}$$

Интегрируя уравнение (14), можно получить явную зависимость $\tau(u)$ и вычислить время $\tau(0)$, за которое угловая скорость верчения и скорость скольжения ε-шара в соответствии со вторым равенством системы (13) одновременно обратятся в ноль:

$$\mu\tau(u) = b\left(1 + \frac{3\pi f_0}{\mu^2\sigma}\right)(u_0 - u) - \\ - \frac{3b\pi f_0}{\mu^2\sigma u_0^\sigma(\sigma + 1)}(u_0^{\sigma+1} - u^{\sigma+1}).$$

Оказывается, что время $\tau(0)$ обратно пропорционально параметру μ. Явное выражение для этого времени имеет вид:

$$\tau(0) = \frac{7bu_0}{\mu(7 - 3\pi f_0)} \approx 1/\varepsilon. \tag{15}$$

Анализ формулы для V из системы уравнений (13) показал, что на интервале времени $\tau \in [0, \tau(0)]$ скорость V проскальзывания ε-шара имеет порядок малости μ (т. е. ε), причем $V(0) = V(\tau(0)) = 0$. Таким образом, скорость проскальзывания ε-шара является малой величиной (порядка ε) на достаточ-

но большом интервале времени [порядка $1/\varepsilon$ согласно формуле (15)].

Из уравнений (7), (8) для ε-шара (МПК) при $\tau \in [0, \tau(0)]$ имеем:

$$\frac{\mathrm{d}(R\omega_y + V)}{\mathrm{d}\tau} = f_0 - \frac{2k}{b\mu + 3\pi k}, \qquad (16)$$

где k определяем по формуле из системы (13).

Для 0-шара (МТК) с учетом того, что $V \equiv 0$ и в точке контакта действует соответствующая допустимая сила трения покоя, исключающая проскальзывание, получим:

$$\frac{\mathrm{d}(R\omega_y + V)}{\mathrm{d}\tau} = \frac{\mathrm{d}(R\omega_y)}{\mathrm{d}\tau} = \frac{5}{7}f_0. \qquad (17)$$

Для получения и последующего сравнения смещений шаров вдоль оси x интегрируем (дважды) уравнения (16) и (17) на интервале $0 \leqslant \tau \leqslant \tau(0)$. Из формулы (16) для ε-шара имеем:

$$\left.\begin{aligned} &R\omega_y(\tau) + V(\tau) = R\omega_y(0) + f_0\tau - \int_0^{\tau}\frac{2k\mathrm{d}\tau}{8\mu + 3\pi k};\\ &x_\varepsilon(\tau(0))l = R\omega_y(0)\tau(0) + f_0(\tau(0))^2/2 -\\ &-\int_0^{\tau(0)}\mathrm{d}\tau\int_0^{\tau}\frac{2k\mathrm{d}\tau}{b\mu + 3\pi k}, \end{aligned}\right\} \qquad (18)$$

где $l = 3\pi fg/2$; $\tau(0)$ определяется по формуле (15), k находим по первой формуле системы (13).

Из формулы (17) для 0-шара имеем:

$$x_0(\tau(0))l = R\omega_y(0)\tau(0) + \frac{5}{14}f_0(\tau(0))^2. \qquad (19)$$

Вычисляем кратный интеграл из второго равенства системы (18):

$$\left.\begin{aligned} &\int_0^{\tau(0)}\mathrm{d}\tau\int_0^{\tau}\frac{2k\mathrm{d}\tau}{b\mu + 3\pi k} = \frac{2}{3\pi}\int_0^{\tau(0)}\left(\tau - \frac{b\mu}{3\pi}\int_0^{\tau}\frac{\mathrm{d}\tau_1}{k + \frac{b\mu}{3\pi}}\right)\mathrm{d}\tau =\\ &= \frac{(\tau(0))^2}{3\pi} - \frac{2b\mu}{3\pi}I_0;\\ &I_0 = \int_0^{\tau(0)}\mathrm{d}\tau\int_0^{\tau}\frac{\mathrm{d}\tau_1}{b\mu + 3\pi k}. \end{aligned}\right\} \qquad (20)$$

Для интеграла I_0 из системы уравнений (20), используя формулы (13), (14) или первое из уравнений системы (8), получим:

$$I_0 = \frac{1}{\mu^2}\int_0^{\tau(0)}[u_0 - u(\tau)]\mathrm{d}\tau =$$

$$= \frac{1}{\mu^4}\int_0^{u_0}\left\{b\mu + \frac{3b\pi f_0}{\mu\sigma}\left[1 - \left(\frac{u}{u_0}\right)^{\sigma}\right]\right\}(u_0 - u)\mathrm{d}u.$$

Несложные вычисления последнего интеграла дают формулу

$$I_0 = \frac{bu_0^2}{2\mu^3} + \frac{3b\pi f_0 u_0^2}{\sigma\mu^5}\left[\frac{1}{2} - \frac{1}{(\sigma+1)(\sigma+2)}\right].$$

Используя полученное выражение, можно вычислить кратный интеграл из системы (20), подставив который в систему (18), для смещения ε-шара получим:

$$x_\varepsilon(\tau(0))l = R\omega_y(0)\tau(0) + f_0(\tau(0))^2/2 -$$

$$-\frac{(\tau(0))^2}{3\pi} + \frac{2b\mu}{3\pi}\left\{\frac{bu_0^2}{2\mu^3} + \frac{3b\pi f_0 u_0^2}{\sigma\mu^5}\left[\frac{1}{2} - \frac{1}{(\sigma+1)(\sigma+2)}\right]\right\}.$$

Вычтя из последнего выражения смещение 0-шара (19), получим:

$$\Delta = l[x_\varepsilon(\tau(0)) - x_0(\tau(0))] = f_0\frac{(\tau(0))^2}{7} - \frac{(\tau(0))^2}{3\pi} +$$

$$+\frac{2b\mu}{3\pi}\left\{\frac{bu_0^2}{2\mu^3} + \frac{3b\pi f_0 u_0^2}{\sigma\mu^5}\left[\frac{1}{2} - \frac{1}{(\sigma+1)(\sigma+2)}\right]\right\}.$$

Используя выражение для $\tau(0)$ из формулы (15), получим:

$$\Delta = -\frac{b^2u_0^2}{3\pi\mu^2\left(1 - \frac{3\pi f_0}{7}\right)} + \frac{b^2 f_0 u_0^2}{\mu^2(7 - 3\pi f_0 - \mu^2)} + \frac{b^2u_0^2}{3\pi\mu^2} -$$

$$-\frac{2b^2 f_0 u_0^2}{[(7 - 3\pi f_0)^2 - \mu^4](7 - 3\pi f_0)}\mu^2.$$

Тогда с точностью до малых порядка μ^2 имеем:

$$\Delta = l[x_\varepsilon(\tau(0)) - x_0(\tau(0))] \approx \frac{b^2 f_0 u_0^2}{(7 - 3\pi f_0)}.$$

Аналогичный результат можно получить и в общем случае, когда $a \neq b$. При этом выкладки будут громоздкими, поэтому в данной статье их не приводим.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ.

1. **Coulomb C. A.** Theorie des machine simples. Paris: 1821. 369 p.
2. **Раус Э.** Динамика системы твердых тел. Т. 2. М.: Наука, 1983. 544 с.
3. **Пэнлеве П.** Лекции о трении. М.: Гостехиздат, 1954. 316 с.
4. **Маркеев А. П.** Динамика тела, соприкасающегося с твердой поверхностью. М.: Наука, 1992. 335 с.
5. **Андронов В. В., Журавлев В. Ф.** Сухое трение в задачах механики. М.-Ижевск: НИЦ "Регулярная и хаотическая динамика", Институт компьютерных исследований. 2010. 184 с.
6. **Контенсу П.** Связь между трением скольжения и трением верчения и ее учет в теории волчка // Проблемы гироскопии. М.: Мир, 1967. С. 60—77.
7. **Галин Л. А.** Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. М.: Наука, 1980. 303 с.

УДК [532.517.4:536.24].001.24

И. Е. ЛОБАНОВ, д-р техн. наук (Национальный исследовательский институт МАИ), e-mail: lloobbaannooff@live.ru

Теория гидравлического сопротивления в шероховатых трубах с переменной высотой выступов[1]

Разработана методика расчета коэффициента гидросопротивления для круглых труб с шероховатыми стенками, учитывающая переменную высоту шероховатости. Результаты расчета для расширенного диапазона параметров указывают на увеличение дисперсии высот профиля шероховатой поверхности.

Ключевые слова: трубы, гидросопротивление, моделирование, турбулентный слой, интенсификация, дисперсия.

The analysis method of hydraulic resistance coefficient for circular tubes with rough walls, taking into account variable roughness height, is developed. The increase in dispersion of profile height of rough surface is shown by the analysis results for extended range of parameters.

Keywords: tube, hydraulic resistance, modeling, turbulent layer, intensification, dispersion.

Законы течения потока жидкости в шероховатых трубах существенно отличаются от законов не только для гладких труб, но и для труб с турбулизаторами. Это подтверждают экспериментальные [1] и теоретические [2, 3] исследования. Немногочисленные теоретические исследования течения в шероховатых трубах [4—6] базируются на логарифмическом профиле скорости, поэтому в данном исследовании ставится задача создания теории, позволяющей получить более сложные, чем существующие, зависимости для коэффициента ξ гидросопротивления в шероховатых трубах, учитывающие непостоянство высоты выступов шероховатости и позволяющие определить его значения с бóльшими обоснованием и точностью при бóльших диапазонах основных параметров.

Актуальность такого исследования обусловлена применением шероховатых труб для интенсификации теплообмена и тем, что при исследовании процессов в теплообменных аппаратах необходимо знание основных законов течения потока жидкости в шероховатых трубах при турбулентном режиме.

Моделирование гидравлического сопротивления труб с шероховатостью непостоянной высоты

Основные вопросы теоретического расчетного определения коэффициента ξ гидросопротивления для круглых труб с шероховатыми стенками при постоянной высоте выступа шероховатости по принципу суперпозиции полной вязкости в турбулентном пограничном слое были ранее изложены в работах [7, 8]. Поэтому рассмотрим только использование данной теории при отклонении высот шероховатости от среднего значения.

Ранее моделировали процессы в трубах с равными высотами выступов шероховатости. Разработанный метод подходит и для моделирования при определенном отклонении высот шероховатости от среднего значения.

Из классических экспериментов Никурадзе известно, что средняя высота h выступов шероховатости при достаточно больших числах Рейнольдса является ис-

[1] Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 12-08-00372-а.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 7)

8. **Горячева И. Г.** Механика фрикционного взаимодействия. М.: Наука, 2001. 478 с.

9. **Журавлёв В. Ф.** О модели сухого трения в задаче качения твердых тел // Прикладная математика и механика. 1998. Т. 62. Вып. 5. С. 762—767.

10. **Киреенков А. А.** О движении однородного вращающегося диска по плоскости в условиях комбинированного трения // Изв. РАН. Механика твердого тела. 2002. № 1. С. 60—67.

11. **Журавлёв В. Ф., Розенблат Г. М.** О колебаниях колесного экипажа при наличии трения // Докл. РАН. 2011. Т. 436. № 5. С. 627—630.

12. **Шиллер Н. Н.** Заметка о равновесии твердого тела при действии трения на некоторую плоскую часть его поверхности // Тр. отделения физических наук Общества любителей естествознания. 1892. Т. 5. Вып. 1.

13. **Мак-Миллан В. Д.** Динамика твердого тела. М.: Изд-во иностранной литературы, 1951. 478 с.

14. **Самсонов В. А.** О трении при скольжении и верчении тела // Вестник МГУ. Математика и механика. 1981. № 2. С. 76—78.

15. **Иванов А. П.** Динамически совместная модель контактных напряжений при плоском движении твердого тела // Прикладная математика и механика. 2009. Т. 73. Вып. 2. С. 189—203.

16. **Svendenius J.** Tire Models for Use in Braking Applications // Department of Automatic Control. Lund, November 2003. Lund: Lund Institute of Technology. 95 p.

17. **Дроздов Ю. Н., Юдин Е. Г., Белов А. И.** Прикладная трибология (трение, износ, смазка) / Под ред. Ю. Н. Дроздова. М.: Эко-Пресс, 2010. 604 с.

18. **Ишлинский А. Ю., Соколов Б. Н., Черноусько Ф. Л.** О движении плоских тел при наличии сухого трения // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1981. № 4. С. 17—28.

19. **Журавлёв В. Ф., Киреенков А. А.** О разложениях Падэ в задаче о двумерном кулоновом трении // Изв. РАН. Механика твердого тела. 2005. № 2. С. 3—14.

черпывающей характеристикой, определяющей автомодельный режим. Уменьшение числа Рейнольдса при переходе к режиму в гладких трубах приводит к расхождению значений коэффициента гидросопротивления: в так называемых технических гладких трубах этот переход происходит медленно, в других случаях — быстрее. Это объясняется тем, что коэффициент гидросопротивления шероховатых труб зависит не только от средней высоты выступов шероховатости, но и от отклонения отдельных выступов шероховатости от среднего значения. Это отклонение можно описать с помощью среднеквадратичного отклонения высоты выступов шероховатости от среднего значения, т. е. введением дисперсии $\bar{\sigma}$ высоты выступов шероховатости, которая в реальности всегда будет отличной от нуля. Если дисперсия невелика, то переход от режима в шероховатой трубе к режиму в гладкой трубе происходит резко, так как выступы шероховатости сразу выходят за границу вязкого подслоя. При большой дисперсии переход происходит постепенно, так как с ростом толщины пограничного слоя выступы шероховатости будут постепенно уходить в вязкий подслой.

Очевидно, что и переходы с одного режима на другой (ламинарный, турбулентный, переходный, автомодельный, при некоторых видах шероховатости какие-то режимы могут отсутствовать) для шероховатых труб при больших дисперсиях высот шероховатости будут зависеть не только от высоты шероховатости [9—12]. При решении задачи о гидросопротивлении для шероховатых труб рассматривается абстрактная регулярная шероховатость, т. е. не рассматриваются такие особенности конкретной шероховатости, как форма размещения по поверхности трубы и т. д.

Следовательно, задача теоретического исследования сводится к учету диффузности границы "шероховатость—вязкий (ламинарный) подслой", при этом должен учитываться закон распределения выступов по размерам. Экспериментально эффективную дисперсность шероховатости в трубах можно определить из зависимостей коэффициентов гидросопротивления, полученных при переходе к режиму в гладких трубах.

Если дисперсия $\bar{\sigma}$ средних высот выступов шероховатости отлична от нуля, то среднюю высоту шероховатости можно определить следующим образом (детерминируется диффузность границы "шероховатость—вязкий подслой"):

$$\bar{h} = \frac{\int\limits_{\bar{\delta}}^{\infty} p\bar{h}_p \mathrm{d}h_p}{\int\limits_{\bar{\delta}}^{\infty} p\mathrm{d}\bar{h}_p}, \qquad (1)$$

где $\bar{h}_p$ — относительная высота шероховатости с плотностью p распределения вероятности.

Следовательно, для расчета средней высоты $\bar{h}_p$ шероховатости, выходящей за пределы вязкого подслоя средней толщиной $\bar{\delta}$, необходимо знать закон распределения высот шероховатости в трубе. Например, при нормальном распределении высот шероховатости трансцендентное уравнение для гидросопротивления в круглой шероховатой трубе будет иметь вид:

$$1 = \frac{\delta}{\mathrm{Re}^3\xi}\left(16\delta^3 - 2\delta\mathrm{Re}^2\xi + \frac{\xi\sqrt{\xi}}{2\sqrt{2}}\mathrm{Re}^3\right) + \sqrt{\frac{\xi}{2}}\int\limits_{\delta\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}}}^{1}\int\limits_{\delta\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}}}^{\bar{y}} \frac{(1-\bar{y})\mathrm{d}\bar{y}}{\frac{4}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi}} + a\sqrt{(1-\bar{y})(1-k_0^2\bar{y})}\times} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{}{\times\left(\bar{y} + \bar{h} - \delta\frac{8}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{2}{\xi} + \bar{\sigma}\sqrt{\frac{2}{\pi}}\frac{\exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\bar{\delta}-\bar{h}}{\bar{\sigma}}\right)^2\right]}{1-\mathrm{erf}\left[\frac{\bar{\delta}-\bar{h}}{\sqrt{2}\bar{\sigma}}\right]}}\right)}(1-\bar{y})\mathrm{d}\bar{y}, \qquad (2)$$

где $\mathrm{erf}(u) \overset{\mathrm{def}}{=} \frac{2}{\sqrt{\pi}}\int\limits_0^u \exp(-u)\mathrm{d}u$ — функция ошибок Гаусса (интеграл вероятностей).

Для классических опытов Никурадзе характерна малая относительная дисперсия $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}2 \div 0{,}3$, в то время как технические трубы характеризуются большой относительной дисперсией $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ [9—12].

Экспериментально установлено, что гидросопротивление в шероховатых трубах, применяемых в технике, значительно превышает данный показатель для труб с однородной шероховатостью [9—12]. Это можно объяснить тем, что асимптотическое значение гидросопротивления детерминируется несколько большим значением эффективной шероховатости, чем то, которое соответствует однородной шероховатости.

Введение дисперсии обеспечивает более точное описание шероховатости, однако оно может оказаться недостаточно полным, т. е. могут потребоваться более общие законы распределения, зависящие от многих статистических характеристик, определение которых необходимо предусмотреть при проведении экспериментов.

Перейдем к анализу результатов расчетов гидросопротивления в шероховатых трубах в зависимости от дисперсии высот выступов шероховатости, влияние ко-

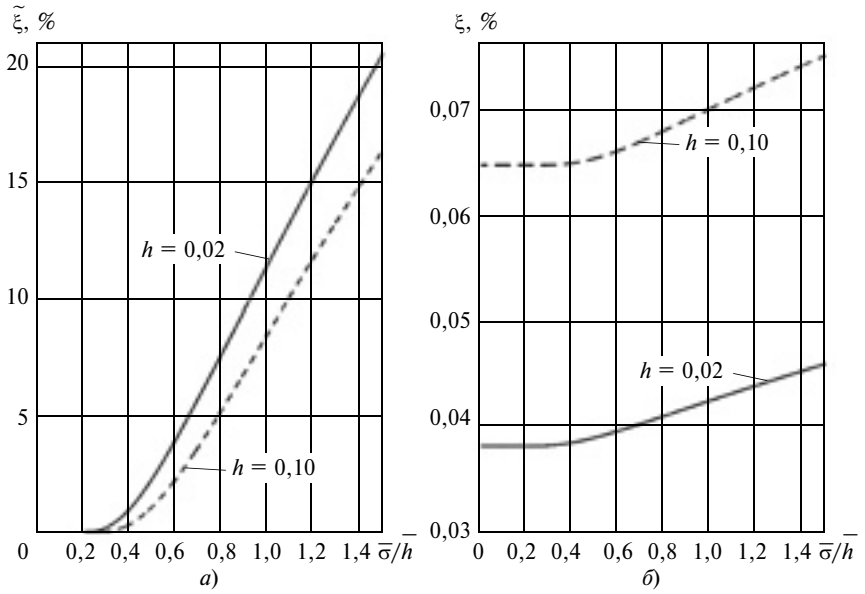


Рис. 1. Зависимости относительного увеличения $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления (*а*) и коэффициента ξ гидросопротивления (*б*) в шероховатых трубах от относительной дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h}$ высоты шероховатости

торой проанализируем для наиболее характерных параметров шероховатости и режима течения теплоносителя.

Сначала проанализируем влияние относительной дисперсии на гидросопротивление для относительно низкой ($\bar{h} = h/R_0 = 0{,}02$) и относительно высокой ($\bar{h} = 0{,}10$) шероховатостей при одинаковом режиме течения теплоносителя: $\mathrm{Re} = 10^5 = \mathrm{idem}$. В данном случае выбраны самые широкие диапазоны относительной дисперсии высоты шероховатости: $\dfrac{\bar{\sigma}}{\bar{h}} = \dfrac{\bar{\sigma}}{h/R_0} = 0$; $0{,}1 \div 1{,}5$. В дальнейшем минимальной относительной дисперсией будем считать $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ [9—12]. На рис. 1 приведены зависимости относительного увеличения коэффициента гидросопротивления $\tilde{\xi}\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}} = \left(\xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}} - \xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}=0}\right)/\xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}}$ в шероховатых трубах от относительной дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h}$ высоты шероховатости для высокой ($\bar{h} = 0{,}10$) и невысокой ($\bar{h} = 0{,}02$) шероховатости при одинаковых числах Рейнольдса $\mathrm{Re} = 10^5$.

Зависимости соответствующих коэффициентов гидросопротивлений от $\bar{\sigma}/\bar{h}$ показаны на рис. 1, *б*. До определенных значений относительной дисперсии высот шероховатости гидросопротивления практически не изменяются, но при дальнейшем увеличении $\bar{\sigma}/\bar{h}$ монотонно повышаются.

Для $\bar{h} = 0{,}02$ увеличение относительного гидросопротивления на 1 % происходит при $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}415$, а для $\bar{h} = 0{,}10$ — при $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}502$. Дальнейшее увеличение высоты шероховатости не приводит к существенному изменению относительной дисперсии: при $\bar{h} = 0{,}20$ она составляет 0,524. Таким образом, при высокой шероховатости влияние дисперсии на гидросопротивление меньше, чем при низкой. Кроме того, чем больше число Рейнольдса, тем меньше влияние дисперсии на гидросопротивление в шероховатых трубах. Так, при $\bar{h} = 0{,}02$ увеличение на 1 % относительного гидросопротивления достигается для $\mathrm{Re} = 5 \cdot 10^4$ при $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}310$, а для $\mathrm{Re} = 10^6$ — при $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}506$.

Таким образом, для шероховатых труб методами, указанными в работах [9—12] можно добиться такого снижения дисперсии высоты шероховатости, что она будет оказывать незначительное влияние на гидросопротивление труб.

Для технических шероховатых труб, у которых относительная дисперсия высот шероховатости несколько больше [9—12], ее влияние на гидросопротивление заметно: при наибольшей относительной дисперсии высот шероховатости для технических труб с $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ [9—12] коэффициент гидросопротивления при $\mathrm{Re} = 10^5$ увеличивается при $\bar{h} = 0{,}02$ несколько больше, чем на 20 %, а при $\bar{h} = 0{,}10$ — чем на 16 %.

Проанализируем влияние дисперсии высот шероховатости на гидросопротивление шероховатых труб в зависимости от их геометрических параметров и режима течения теплоносителя.

Сначала проанализируем влияние числа Рейнольдса для технических шероховатых труб с $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ на коэффициент гидросопротивления шероховатых труб с относительно небольшой высотой шероховатости. На рис. 2 показано характерное изменение коэффициента гидросопротивления технических шероховатых труб с наибольшей относительной дисперсией $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ [9—12] в зависимости от числа Рейнольдса в диапазоне $\mathrm{Re} = 5 \cdot 10^4 \div 10^5$ для высокой и низкой шероховатостей. При уменьшении числа Рейнольдса влияние дисперсии высот шероховатости на гидросопротивление увеличивается тем сильнее, чем меньше относительная высота шероховатости и число Рейнольдса.

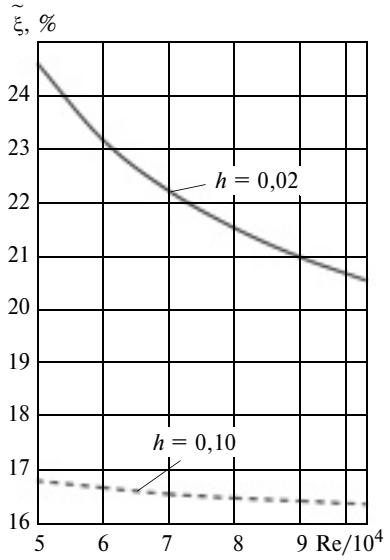


Рис. 2. Зависимости относительного увеличения $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления в технических шероховатых трубах с наибольшей относительной дисперсией $\bar{\sigma}/\bar{h}$ = 1,5 от числа Рейнольдса

Проанализируем влияние дисперсии высоты шероховатости на гидросопротивление шероховатых труб с параметрами, для которых уже проведен аналогичный анализ, но без влияния дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0$, т. е. с расчетными данными по гидросопротивлению в шероховатых трубах, приведенными в работе [7].

В табл. 1 приведены значения коэффициента ξ гидросопротивления и его относительного увеличения $\tilde{\xi}\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}} = \left(\xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}} - \xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}=0}\right)/\xi\big|_{\bar{\sigma}/\bar{h}=0}$ в круглых шероховатых трубах, рассчитанные по трансцендентному уравнению (2) для относительных высот турбулизаторов $\bar{h} = 1/70$ и 1/50 при относительной дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ (искусственная шероховатость) и $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ (технические шероховатые трубы). Согласно данным табл. 1 влияние дисперсии высот шероховатости на коэффициент ξ гидросопротивления для труб с искусственной шероховатостью для рассматриваемого диапазона небольшой шероховатости невелико: относительное увеличение $\tilde{\xi} < 6$ % даже при небольших числах Рейнольдса. Для технических шероховатых труб влияние дисперсии при небольших числах Рейнольдса уже довольно ощутимо: увеличение $\tilde{\xi}$ коэффициента ξ составляет ≈25÷33 %. При увеличении высоты шероховатости влияние дисперсии снижается и при $\bar{h} = 1/50$ и $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ составляет менее 2 %. С увеличением $\bar{\sigma}/\bar{h}$ числа Рейнольдса влияние дисперсии снижается и при Re = 10^7 для технических шероховатых труб ≈17 %, а для труб с искусственной шероховатостью $\tilde{\xi}$ становится ничтожно малым.

Проанализируем влияние дисперсии высот шероховатости на гидросопротивление шероховатых труб для большего диапазона относительных высот шероховатости $\bar{h} = (1{,}97 \div 6{,}67)10^{-3}$ и режима течения теплоносителя, соответствующего Re = $10^4 \div 10^6$ (табл. 2).

Для труб с искусственной шероховатостью и малой относительной дисперсией ($\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$) влияние последней на гидросопротивление заметно только при малых относительных высотах ше-

Таблица 1

Расчетные значения коэффициента ξ гидросопротивления и его относительное увеличение $\tilde{\xi}$ для круглых шероховатых и гладких труб

h/R_0	Расчет по формуле	Параметр	$\bar{\sigma}/\bar{h}$	Число Рейнольдса					
				$4 \cdot 10^4$	$6 \cdot 10^4$	$8 \cdot 10^4$	10^5	10^6	10^7
$1/70 = 1{,}43 \cdot 10^{-2}$	(2)	$\tilde{\xi}$, %	0,3	5,95	1,64	0,67	0,36	0,021	0,015
		ξ	0,3 0 1,5	0,03418 0,03226 0,04271	0,03382 0,03328 0,04200	0,03396 0,03374 0,04167	0,03412 0,03400 0,04148	0,03487 0,03486 0,04085	0,03495 0,03494 0,04080
		$\tilde{\xi}$, %	1,5	32,4	26,2	23,5	22,0	17,2	16,7
	Колбрука	ξ	—	0,03571	0,03528	0,03484	0,03466	0,03398	0,03392
$1/50 = 2{,}00 \cdot 10^{-2}$	(2)	$\tilde{\xi}$, %	0,3	1,76	0,51	0,24	0,15	0,018	0,015
		ξ	0,3 0 1,5	0,03771 0,03705 0,04700	0,03388 0,03769 0,04643	0,03808 0,03798 0,04167	0,03821 0,03816 0,04600	0,03874 0,03874 0,04547	0,03879 0,03879 0,04542
		$\tilde{\xi}$, %	1,5	26,9	23,2	21,5	20,6	17,4	17,1
	Колбрука	ξ	—	0,03935	0,03887	0,03863	0,03848	0,03794	0,03789
0	Филоненко			0,02204	0,02008	0,01885	0,01797	0,01161	0,00812

Таблица 2

Расчетные значения относительного увеличения $\tilde{\xi}$, %, коэффициента ξ гидросопротивления в круглых шероховатых трубах при разных относительных высотах $\bar{h}$ турбулизаторов и относительных дисперсиях $\bar{\sigma}/\bar{h}$ = 0,3 (в числителе) и 1,5 (в знаменателе)

$\bar{h}$, 10^{-3}	Число Рейнольдса										
	10^4	$1{,}58 \cdot 10^4$	$2{,}51 \cdot 10^4$	$3{,}98 \cdot 10^4$	$6{,}31 \cdot 10^4$	10^5	$1{,}58 \cdot 10^5$	$2{,}51 \cdot 10^5$	$3{,}98 \cdot 10^5$	$6{,}31 \cdot 10^5$	10^6
1,97	—	—	—	—	—	—	—	15,84/37,00	4,36/25,92	1,00/20,65	0,26/17,8
3,97	—	—	—	—	—	—	7,01/30,64	1,64/22,63	0,40/19,98	0,13/17,93	0,06/16,71
7,94	—	—	—	—	—	2,67/27,01	0,63/22,38	0,19/19,78	0,08/18,27	0,04/17,36	0,03/16,81
16,7	—	—	—	3,47/29,53	0,80/24,20	0,23/21,26	0,09/19,56	0,05/18,53	0,03/17,90	0,02/17,52	0,02/17,28
32,7	—	5,46/32,27	1,27/25,88	0,34/22,41	0,12/20,40	0,06/19,21	0,04/18,48	0,02/18,03	0,02/17,75	0,02/17,57	0,02/17,46
66,7	1,60/25,40	0,42/21,99	0,14/19,97	0,07/18,76	0,04/18,02	0,03/17,56	0,02/17,28	0,02/17,10	0,02/16,98	0,02/16,91	0,02/16,87

роховатости ($\bar{h} \approx 1/500 \div 1/250$) или при небольших числах Рейнольдса; при увеличении $\bar{h}$ и Re это влияние незначительно. При больших числах Рейнольдса влияние относительной дисперсии на гидросопротивление мало практически для всех рассматриваемых относительных высот шероховатости. При небольших числах Рейнольдса влияние относительной дисперсии на гидросопротивление значительно $\tilde{\xi} \approx 25 \div 35$ % даже при больших относительных высотах шероховатости $\bar{h} \approx 1/30 \div 1/15$. Влияние дисперсии на гидросопротивление меньше зависит от числа Рейнольдса при прочих равных условиях для более высоких относительных высот турбулизаторов. Для технических шероховатых труб влияние дисперсии не удается устранить даже при высоких числах Рейнольдса и больших высотах шероховатости (при $\mathrm{Re} = 10^6$ $\tilde{\xi} \approx 17 \div 18$ %). Следовательно, относительная дисперсия высот шероховатости значительно меньше влияет на гидросопротивление шероховатых труб с более высокими относительными высотами шероховатости, что является их преимуществом.

Проанализируем расчетные данные относительно влияния дисперсии высот шероховатости на гидросопротивление в круглых шероховатых трубах при очень больших относительных высотах шероховатости ($\bar{h} = 0{,}15 \div 0{,}30$) для $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ и 1,5 (табл. 3). В данном случае для труб с искусственной шероховатостью ($\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$) относительная дисперсия высот шероховатости практически не влияет на коэффициент гидросопротивления при всех числах Рейнольдса. При $\bar{h} = 0{,}15$ в технических шероховатых трубах ($\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$) относительное увеличение $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления составляет $\approx 17 \div 15$ % соответственно для чисел Рейнольдса $\mathrm{Re} = 10^4 \div 10^6$. При том же $\bar{h} = 0{,}30$ значении $\bar{\sigma}/\bar{h}$ относительное увеличение коэффициента гидросопротивления шероховатых труб при $\mathrm{Re} = 10^4 \div 10^6$ составляет около 12 %. Следовательно, при очень большой шероховатости с увеличением $\bar{h}$ влияние $\bar{\sigma}/\bar{h}$ на гидросопротивление незначительно снижается, а также при прочих равных условиях снижается влияние числа Рейнольдса.

В заключение проанализируем расчетные данные относительно влияния $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ и 1,5 на гидросопротивление в шероховатых трубах при характерных для труб с турбулизаторами значениях относительных высот шероховатости $\bar{h} = 0{,}01 \div 0{,}13$ и относительном шаге турбулизаторов $t/D = 0{,}25 \div 1{,}00$ (табл. 4).

При малой относительной дисперсии высот шероховатости, соответствующей искусственной шероховатости, ее влияние на гидросопротивление заметно только при малых $\bar{h}$ и небольших числах Рейнольдса.

При малой относительной высоте шероховатости $\bar{h} = 0{,}01$ влияние относительной дисперсии, характерной для технических шероховатых труб, на коэффициент гидросопротивления при $\mathrm{Re} = 4 \cdot 10^4$ может быть значительным ($\tilde{\xi} > 40$ %). При уве-

Таблица 3

Расчетные значения относительного увеличения $\tilde{\xi}$, %, коэффициента ξ гидросопротивления в круглых шероховатых трубах для очень больших относительных высот шероховатости при относительной дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h}$ = 0,3 (в числителе) и 1,5 (в знаменателе)

$\bar{h}$	Число Рейнольдса				
	10^4	$5 \cdot 10^4$	10^5	$5 \cdot 10^5$	10^6
0,15	0,12/16,98	0,02/15,14	0,02/14,91	0,01/14,73	0,01/14,70
0,20	0,06/14,89	0,02/13,81	0,02/13,67	0,01/13,56	0,01/13,55
0,25	0,04/13,39	0,01/12,71	0,01/12,62	0,01/12,55	0,01/12,54
0,30	0,03/12,23	0,01/11,78	0,01/11,72	0,01/11,68	0,01/11,67

личении числа Рейнольдса до $Re = 2 \cdot 10^5$ это влияние снижается более чем в 2 раза. При дальнейшем увеличении Re относительное увеличение $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления снижается незначительно: от 17 до 16 % соответственно для чисел Рейнольдса $Re = 10^6$ и 10^9.

При средней относительной высоте шероховатости $\bar{h} = 0{,}05$ влияние относительной дисперсии на гидросопротивление существенно ниже: при $Re = 10^4$ параметр $\tilde{\xi}$ составляет ≈30 %, при увеличении числа Re снижается и при $Re = 10^5$ составляет ≈18 %. При дальнейшем увеличении числа Рейнольдса до $Re = 10^9$ параметр $\tilde{\xi}$ уменьшается чуть больше, чем на 1 %.

Таблица 4

Расчетные значения относительного увеличения $\tilde{\xi}$, %, коэффициента ξ гидросопротивления в шероховатых трубах с турбулизаторами при относительной дисперсии высот шероховатости $\bar{\sigma}/\bar{h}$ = 0,3 (в числителе) и 1,5 (в знаменателе)

$\bar{h}$	Число Рейнольдса								
	10^4	$2 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$	10^5	$2 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^5$	10^6	10^7	10^9
0,01	—	—	18,19/43,69	1,16/24,50	0,17/20,04	0,05/18,06	0,02/16,95	0,01/16,30	0,01/16,23
0,05	4,71/30,70	0,56/23,24	0,11/20,03	0,03/18,25	0,02/17,69	0,02/17,40	0,02/17,24	0,02/17,14	0,01/17,13
0,10	0,38/20,50	0,09/18,16	0,03/17,04	0,02/16,39	0,02/16,17	0,02/16,06	0,01/16,00	0,01/15,96	0,01/15,96
0,11	0,28/19,58	0,07/17,60	0,03/16,63	0,02/16,07	0,02/15,88	0,02/15,79	0,01/15,73	0,01/15,70	0,01/15,70
0,12	0,22/18,80	0,06/17,09	0,03/16,26	0,02/15,76	0,02/15,60	0,02/15,52	0,01/15,47	0,01/15,44	0,01/15,44
0,13	0,17/18,12	0,05/16,63	0,03/15,90	0,02/15,47	0,02/15,32	0,01/15,25	0,01/15,21	0,01/15,18	0,01/15,18

Таблица 5

Значение коэффициента ξ гидросопротивления для шероховатых труб при разной относительной дисперсии $\bar{\sigma}/\bar{h}$ высот шероховатости, полученные по теоретической зависимости и по формуле Колбрука

$\bar{h}$	$\bar{\sigma}/\bar{h}$	Данные полученные	Число Рейнольдса								
			10^4	$2 \cdot 10^4$	$4 \cdot 10^4$	10^5	$2 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^5$	10^6	10^7	10^9
0,01	0,3	По теории	—	—	0,03202	0,03032	0,03076	0,03108	0,03126	0,03137	0,03138
	—	По Колбруку	0,03765	0,03448	0,03258	0,03130	0,03083	0,03059	0,03045	0,03036	0,03035
	1,5	По теории	—	—	0,03893	0,03731	0,03686	0,03667	0,03655	0,03648	0,03647
	0				0,02709	0,02997	0,03071	0,03106	0,03125	0,03137	0,03138
0,05	0,3	По теории	0,05276	0,05163	0,05176	0,05189	0,05195	0,05198	0,05200	0,05200	0,05201
	—	По Колбруку	0,05629	0,05471	0,05389	0,05338	0,05321	0,05313	0,05308	0,05304	0,05304
	1,5	По теории	0,06586	0,06327	0,06206	0,06136	0,06113	0,06101	0,06095	0,06090	0,06091
	0		0,05039	0,05134	0,05170	0,05189	0,05194	0,05197	0,05199	0,05199	0,05200
0,10	0,3	По теории	0,06605	0,06567	0,06507	0,06490	0,06485	0,06482	0,06480	0,06479	0,06479
	—	По Колбруку	0,07376	0,07264	0,07207	0,07172	0,07161	0,07155	0,07152	0,07149	0,07149
	1,5	По теории	0,07929	0,07717	0,07613	0,07553	0,07532	0,07522	0,07516	0,07512	0,07512
	0		0,06580	0,06531	0,06505	0,06489	0,06484	0,06481	0,06479	0,06478	0,06478
0,11	0,3	По теории	0,06816	0,06740	0,06705	0,06685	0,06678	0,06675	0,06672	0,06672	0,06672
	—	По Колбруку	0,07692	0,07586	0,07531	0,07499	0,07188	0,07482	0,07479	0,07477	0,07477
	1,5	По теории	0,08128	0,07920	0,07818	0,07758	0,07737	0,07728	0,07720	0,07718	0,07718
	0		0,06797	0,06735	0,06703	0,06684	0,06677	0,06674	0,06671	0,06671	0,06671
0,12	0,3	По теории	0,07011	0,06928	0,06889	0,06866	0,06858	0,06854	0,06852	0,06871	0,06871
	—	По Колбруку	0,08002	0,07900	0,07848	0,07816	0,07806	0,07850	0,07797	0,07796	0,07795
	1,5	По теории	0,08311	0,08107	0,08007	0,07947	0,07927	0,07917	0,07911	0,07908	0,07908
	0		0,06996	0,06924	0,06887	0,06865	0,06857	0,06853	0,06851	0,06850	0,06850
0,13	0,3	По теории	0,07192	0,07099	0,07060	0,07034	0,07026	0,07021	0,07019	0,07018	0,07017
	—	По Колбруку	0,08306	0,08207	0,08157	0,08127	0,08117	0,08112	0,08109	0,08107	0,08107
	1,5	По теории	0,08481	0,08280	0,08180	0,08121	0,08101	0,08091	0,08085	0,08082	0,08081
	0		0,07180	0,07099	0,07058	0,07033	0,07025	0,07020	0,07018	0,07017	0,07016

При большой относительной высоте шероховатости $\bar{h} = 0{,}1$ относительное увеличение $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления при относительной дисперсии высот шероховатости, характерной для технических шероховатых труб, составляет ≈20 % при $Re = 10^4$, далее снижается и достигает $\tilde{\xi} \approx 17$ % при $Re = 4 \cdot 10^4$. При дальнейшем увеличении числа Рейнольдса до $Re = 10^9$ параметр $\tilde{\xi}$ снижается чуть больше, чем на 1 %.

При очень больших относительных высотах шероховатости $\bar{h} \approx 0{,}11 \div 0{,}13$ относительное увеличение $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления при $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ мало отличается от значений при $\bar{h} = 0{,}1$: для малых чисел Рейнольдса ($Re = 10^4$) $\tilde{\xi} \approx 20 \div 18$ %; при увеличении числа Рейнольдса до $Re = 10^9$ $\tilde{\xi}$ снижается до 16 и 15 % соответственно при $\bar{h} = 0{,}11$ и 0,13.

Таким образом, влияние дисперсии высот шероховатости, характерных для труб с турбулизаторами ($\bar{h} = 0{,}01 \div 0{,}13$), на коэффициент гидросопротивления для шероховатых труб заметно только при высокой относительной дисперсии, имеющей место в технических шероховатых трубах. Значения относительного увеличения $\tilde{\xi}$ коэффициента гидросопротивления располагаются в диапазоне, характерном для малых, средних и очень высоких относительных высот шероховатости (см. табл. 1—3).

В табл. 5 представлены значения коэффициента ξ гидросопротивления для шероховатых труб, полученных на основании данных табл. 4 при разных значениях относительной дисперсии высот шероховатости, и данные из работы [11] для тех же высот шероховатости, полученные по формуле Колбрука. Их сравнение показало, что только для очень малых высот шероховатости ($\bar{h} = 0{,}01$) данные Колбрука близки к теоретическим значениям с минимальной относительной дисперсией $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$, а при $Re \geqslant 4 \cdot 10^5$ они даже несколько меньше теоретических.

При относительных высотах шероховатости $\bar{h} = 0{,}05$ и 0,10, коэффициент гидросопротивления по Колбруку имеет значения между средними значениями, полученными для $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$ и 1,5. Для шероховатых труб с $\bar{h} = 0{,}05$ значения по Колбруку находятся ближе к теоретическим значениям с $\bar{\sigma}/\bar{h} = 0{,}3$, а для труб с $\bar{h} = 0{,}10$ — ближе к значениям с $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$; при увеличении числа Рейнольдса эти тенденции усиливаются.

При больших высотах шероховатости ($\bar{h} = 0{,}11 \div 0{,}12$) значения по формуле Колбрука больше приближаются к теоретическим значениям для $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$, особенно при увеличении числа Рейнольдса.

При самых больших значениях относительных высот шероховатости ($\bar{h} = 0{,}13$) вышеуказанные значения, полученные по формуле Колбрука, для небольших чисел Рейнольдса еще более приближаются к теоретическим значениям для $\bar{\sigma}/\bar{h} = 1{,}5$ и при $Re \geqslant 4 \cdot 10^5$ становятся несколько больше последних.

Таким образом, предполагаемые расчетные зависимости предпочтительнее формулы Колбрука, так как позволяют получить более широкие и точные данные по гидросопротивлению для шероховатых труб с дисперсией высот шероховатости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Эффективные** поверхности теплообмена / Э. К. Калинин, Г. А. Дрейцер, И. З. Копп и др. М.: Энергоатомиздат, 1998. 408 с.

2. **Лобанов И. Е.** Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах: Дис. ... д-ра техн. наук. М.: 2005. 632 с.

3. **Лобанов И. Е., Штейн Л. М.** Перспективные теплообменные аппараты с интенсифицированным теплообменом для металлургического производства. Т. 1. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах с применением основных аналитических и численных методов. М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2009. 405 с.

4. **Иевлев В. М.** Численное моделирование турбулентных течений. М.: Наука, 1990. 215 с.

5. **Ляхов В. К.** Метод относительного соответствия при расчетах турбулентных пристеночных потоков. Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1975. 123 с.

6. **Ляхов В. К., Мигалин В. К.** Эффект тепловой, или диффузионной, шероховатости. Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1989. 176 с.

7. **Лобанов И. Е.** Математическое моделирование гидравлического сопротивления в трубах с шероховатыми стенками на базе принципа суперпозиции полной вязкости // Тез. докл. 10-й междунар. конф. "Авиация и космонавтика — 2011". 8—10 ноября 2011 г., г. Москва. СПб.: Мастерская печати, 2011. С. 60, 61.

8. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентные течения в пограничном слое и в трубах. М.: Наука, 1969. 52 с.

9. **Лобанов И. Е.** Теория гидравлического сопротивления в шероховатых трубах // Вестник машиностроения. 2013. № 7. С. 27—33.

10. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентные течения в пристеночном слое и в трубах // Атомная энергия. 1970. Т. 28. Вып. 3. С. 207—220.

11. **Миллионщиков М. Д.** Турбулентный тепло- и массообмен в трубах с гладкими и шероховатыми стенками // Атомная энергия. 1971. Т. 31. Вып. 3. С. 199—204.

12. **Структура** турбулентного потока и механизм теплообмена в каналах / М. Х. Ибрагимов, В. И. Субботин, В. П. Бобков и др. М.: Атомиздат, 1978. 296 с.

УДК [539.3:[621.891—678.5]].001.573

А. П. СЫЧЕВ, канд. физ.-мат. наук (Южный научный центр РАН, г. Ростов-на-Дону), e-mail: sap@rgups.ru

Объемная плотность энергии деформации в антифрикционных тканых композитах*

Представлено численное моделирование объемной плотности энергии деформаций (ОПЭД) в антифрикционных композитах на эпоксидной основе, армированных волокнами из политетрафторэтилена и стекла параллельно некоторой плоскости в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Волокна разного направления отличаются материалом. Исследовано влияние величины внешнего механического воздействия и содержания волокна в композите на ОПЭД.

Ключевые слова: объемная плотность энергии деформации, матричные композиты, включения, оператор концентраций напряжений, моделирование.

The numerical modeling of strain energy volume density (SEVD) in antifriction composites, based on epoxy binder, reinforced by fibers made of polytetrafluoroethylene and glass parallel to some plane in two mutually transverse directions is presented. Fibers of different direction are distinguished by material. The influence of external mechanical action and fiber concentration in composite on SEVD is investigated.

Keywords: strain energy volume density, matrix composites, inclusions, operator of stresses concentration, modeling.

В матричные композиты вводят включения различных составов, форм, ориентаций и содержаний, тем самым изменяя их физико-механические (в частности упругие) свойства с разными целями. Для эффективного применения композитов требуется экспериментально и теоретически определить их свойства [1—3]. Для этого используют численное моделирование и расчет показателей упругих свойств неоднородных материалов в зависимости от их состава, структуры и содержания компонентов. При теоретическом анализе напряженно-деформированного состояния (НДС) неоднородных материалов — матричных композитов, важно прогнозировать не только их эффективные (целевые), но и локальные (внутренние) упругие свойства [4—9]. Моделирование локальных упругих свойств позволяет уже на этапе проектирования композитов прогнозировать поведение элементов неоднородности при нагрузках (особенно экстремальных) и разрабатывать рекомендации по подбору состава компонентов, их содержания и т. п.

Важнейшим показателем локальных упругих свойств неоднородных сред является объемная плотность энергии деформации [2, 10, 11]

$$E(\mathbf{r}) = \frac{1}{2}\varepsilon_{ij}(\mathbf{r})\sigma_{ij}(\mathbf{r}), \qquad (1)$$

где $\mathbf{r}$ — радиус-вектор случайной точки среды; $\varepsilon_{ij}(\mathbf{r})$, $\sigma_{ij}(\mathbf{r})$ $(i, j = 1, 2, 3)$ — компоненты соответственно тензоров деформаций ε и напряжений σ, произведение которых понимается как свертка по соответствующим индексам.

Задача оценки указанного показателя для двухкомпонентных (нетекстурированных и однонаправлено армированных) матричных композитных материалов решена в работах [10, 11]. Однако исследования показали, что в узлах трения (особенно в тяжелонагруженных) использование двухкомпонентных композитных материалов ограничено ввиду их низкой удельной прочности и недостаточной несущей способности. Для таких узлов целесообразно применять многокомпонентные композиты на основе синтеза конструкционного материала, например, с антифрикционным материалом [2].

На практике композиты часто армируют неизометричными включениями. Так, в тяжелонагруженных узлах трения (например, в скользунах боковых опор электровоза) применяют композиции на основе полимерного связующего и арматуры — волокон из политетрафторэтилена (ПТФЭ) или графита, ортогональных стекло- или углеволокон [2, 9, 12]. Поэтому в настоящей работе задача моделирования объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии деформации решается для трехкомпонентных тканых композитов антифрикционного назначения.

Воспользовавшись обобщенным законом Гука $\varepsilon_{ij}(\mathbf{r}) = s_{ijkl}(\mathbf{r})\sigma_{kl}(\mathbf{r})$, где $s_{ijkl}(\mathbf{r})$ $(i, j, k, l = 1, 2, 3)$ — тензор податливости, выражение (1) запишем в виде:

$$E(\mathbf{r}) = \frac{1}{2}s_{ijkl}(\mathbf{r})\sigma_{kl}(\mathbf{r})\sigma_{ij}(\mathbf{r}). \qquad (2)$$

Для анализа распределения значений объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии деформации необходимо установить связь между напряжениями $\sigma_{ij}(\mathbf{r})$ внутри каждого из элементов неоднородности и внешним напряжением $\langle\sigma_{kl}(\mathbf{r})\rangle$, приложенным ко всему композиту (угловые скобки здесь и далее определяют процедуру статистического усреднения, которая при выполнении гипотезы эргодичности совпадает с усреднением по объему [1—3]). Это можно сделать с помощью безразмерного оператора $K^{\sigma}(\mathbf{r})$ концентраций напряжений (тензора четвертого ранга) [2—7]:

$$\sigma_{ij}(\mathbf{r}) = K^{\sigma}_{ijkl}(\mathbf{r})\langle\sigma_{kl}(\mathbf{r})\rangle. \qquad (3)$$

Удобство оценки локального НДС неоднородной среды с помощью оператора $K^{\sigma}(\mathbf{r})$ состоит в

* Работа выполнена при финансовой поддержке грантов РФФИ № 13-08-00672-а, № 13-08-00732-а.

том, что исключается информация о виде среднего (внешнего) НДС материала. Отметим, что оператор концентраций напряжений может зависеть только от материальных параметров среды и структуры материала [2—7].

С учетом формулы (3) выражение (2) будет иметь вид:

$$E(\mathbf{r}) = \frac{1}{2} s_{ijkl}(\mathbf{r}) K^{\sigma}_{klmn}(\mathbf{r}) K^{\sigma}_{ijpq}(\mathbf{r}) \langle \sigma_{mn}(\mathbf{r}) \rangle \langle \sigma_{pq}(\mathbf{r}) \rangle. \quad (4)$$

Для определения $K^{\sigma}(\mathbf{r})$ необходимо решить уравнения равновесия упругой неоднородной среды. Однако в общем случае получить выражение для численных расчетов оператора концентраций не удается. Поэтому для вычисления $K^{\sigma}(\mathbf{r})$ используют различные приближения. Одним из таких приближений, учитывающих взаимодействия включений, является обобщенное сингулярное приближение теории случайных полей [1]. В его рамках используется только сингулярная составляющая тензора Грина уравнений равновесия, зависящая лишь от Δ-функции Дирака, а также вводится однородное тело сравнения, материальные константы которого входят в окончательные выражения для $K^{\sigma}(\mathbf{r})$. Физический смысл обобщенного сингулярного приближения заключается в предположении однородности полей напряжений и деформаций в пределах элемента неоднородности. В этом случае выражение для $K^{\sigma}(\mathbf{r})$ имеет вид (индексы опущены) [2]:

$$K^{\sigma}(\mathbf{r}) = c(\mathbf{r})(I - gc''(\mathbf{r}))^{-1} \langle c(\mathbf{r})(I - gc''(\mathbf{r}))^{-1} \rangle^{-1}. \quad (5)$$

Здесь c — тензор модулей упругости; I — единичный тензор четвертого ранга; двумя штрихами обозначена разность между соответствующими параметрами неоднородной среды и однородного тела сравнения; g — интеграл от сингулярной составляющей второй производной тензора Грина уравнений равновесия, являющийся тензором четвертого ранга. Для вычисления компонент g_{ijkl} тензора g необходимо вначале рассчитать компоненты a_{iklj} тензора четвертого ранга A, а затем провести их симметризацию по двум парам индексов — i, j и k, l [1, 2]. Компоненты a_{iklj} тензора A вычисляют по формуле

$$a_{iklj} = -\frac{1}{4\pi} \int n_k n_j t^{-1}_{il} \, d\Omega, \quad (6)$$

где $d\Omega = \sin\theta d\theta d\varphi$ — элемент телесного угла в сферической системе координат; t^{-1}_{il} — элементы матрицы, обратной матрице T с элементами $t_{il} = c^{c}_{iklj} n_k n_j$; n_k и n_j $(k, j = 1, 2, 3)$ — компоненты вектора внешней нормали к поверхности включения.

Для эллипсоидальных включений с главными полуосями l_1, l_2 и l_3 компоненты вектора нормали определяются выражениями: $n_1 = \frac{1}{l_1} \sin\theta \cos\varphi$; $n_2 = \frac{1}{l_2} \sin\theta \sin\varphi$; $n_3 = \frac{1}{l_3} \cos\theta$.

Верхний индекс "c" в записи компонент c^{c}_{iklj} тензора модулей упругости здесь и далее означает, что рассматриваются упругие характеристики однородного тела сравнения [1, 2].

Остановимся подробнее на процедуре усреднения. В случае выполнения условия эргодичности можно, как указывалось, использовать усреднение по объему (для каждого компонента неоднородного материала). Тогда операция усреднения по всему объему материала для некоторой случайной величины $a(\mathbf{r})$ сводится к интегрированию, а для многокомпонентного материала — к суммированию средних значений по компонентам:

$$\langle a(\mathbf{r}) \rangle = \sum_s \nu_s \langle a_s(\mathbf{r}) \rangle, \quad (7)$$

где ν_s и $a_s(\mathbf{r})$ — процентное содержание компонента s-го типа и соответствующая этому компоненту случайная величина, $\sum_s \nu_s = 1$ [1—3].

С учетом формулы (7) выражение (5) примет вид:

$$K^{\sigma}_s = c_s(I - g_s(c_s - c^{c}))^{-1} \times$$
$$\times \left(\sum_{i=1}^{3} \nu_i c_i (I - g_i(c_i - c^{c}))^{-1} \right)^{-1}, \quad (8)$$

где c_s — тензор модулей упругости s-го компонента композита ($s = 1, 2, 3$); g_s — тензор g, соответствующий s-му компоненту композита, вычисляемый с помощью выражения (6) и последующей процедуры симметризации [2, 9].

Рассмотрим далее трехкомпонентный матричный композит с эллипсоидальными включениями одинаковой формы в предположении, что армирование проводится только по направлениям осей x и y системы координат. При этом материал включений, ориентированных в направлении оси x, соответствует ПТФЭ, а материал включений, ориентированных в направлении оси y, — бесщелочному стеклу (БЩС). Положим, что включения представляют собой эллипсоиды вращения с главными полуосями l_1, l_2 и l_3, причем для включений, ориентированных в направлении оси x, имеем $l_1 = L$, $l_2 = l_3 = 1$; а ориентированных в направлении оси y, — $l_2 = L$, $l_1 = l_3 = 1$. В качестве матрицы используется эпоксидное связующее на основе триглицидилпарааминофенола марки ЭПАФ [13]. Значения модуля упругости E, плотности ρ и коэффициента Пуассона ν компонентов композита представлены в таблице.

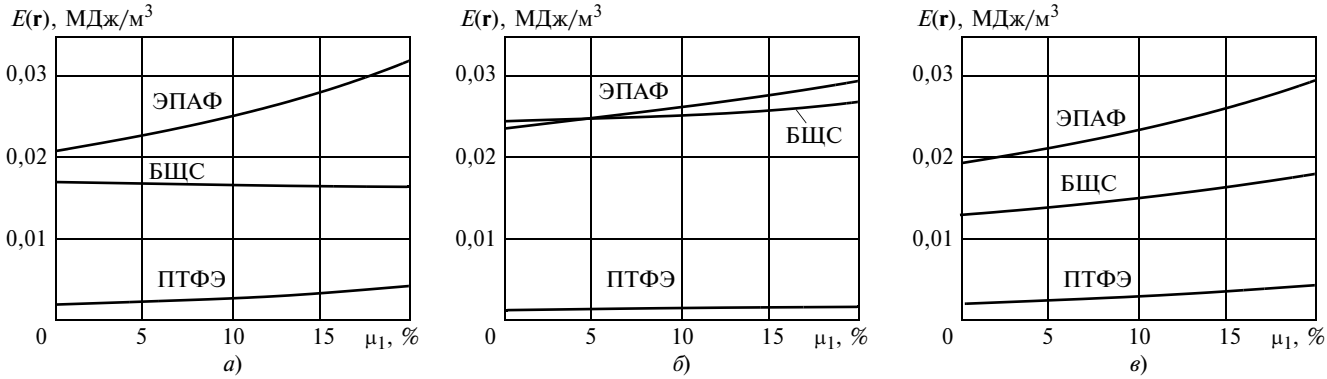


Рис. 1. Зависимости $E(\mathbf{r})$ от процентного содержания по массе ПТФЭ при 60 %-м содержании БЩС при разных внешних воздействиях σ, МПа:
а) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$; *б*) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = 1$, $\sigma_{33} = 0$; *в*) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$

По выражению (4) с учетом формулы (8) рассчитаны зависимости объемной плотности энергии деформации $E(\mathbf{r})$ от содержания включений и вида внешнего воздействия для композитов с изотропными компонентами и модулями упругости, приведенными в таблице. Внешнее воздействие $\langle\sigma\rangle$ описывалось матрицей

$$\langle\sigma\rangle = \begin{Vmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33} \end{Vmatrix}, \text{ МПа.}$$

Были рассмотрены три частных случая внешнего воздействия $\langle\sigma\rangle$: осевое напряжение вдоль оси z ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$); сдвиговое напряжение в плоскости xOy ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 1$, $\sigma_{33} = 0$); объемное сжатие ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$).

Для математического моделирования по формуле (4) при операциях над тензорами использовали их матричную запись [1, 3]. При этом ненулевые элементы c_{ij} ($i, j = 1, ..., 6$) матрицы тензора c модулей упругости для изотропного материала выражаются через модуль Юнга E и коэффициент Пуассона ν следующим образом (см. таблицу):

$$c_{11} = c_{22} = c_{33} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)};$$

$$c_{44} = c_{55} = c_{66} = \frac{E}{2(1+\nu)};$$

$$c_{12} = c_{21} = c_{13} = c_{31} = c_{23} = c_{32} = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}.$$

Значения показателей физических свойств компонентов композита [13, 14]

Компонент	E, ГПа	ν	ρ, г/см^3
ПТФЭ	0,15	0,33	2,20
БЩС	76,2	0,22	2,54
ЭПАФ	5,4	0,46	1,30

Для получения элементов s_{ij} ($i, j = 1, ..., 6$) матрицы s тензора податливости использовали равенство $s = c^{-1}$ [1, 3].

При численном моделировании рассматривали случай, когда в эллипсоидальных включениях $L \to \infty$, что соответствует тканым композитным материалам, а при вычислениях тензора g в эпоксидном связующем полагали, что $l_1 = l_2 = l_3 = 1$.

Упругие характеристики однородного тела сравнения вычисляли в приближении самосогласования [1—3], для чего провели итерационную процедуру: в качестве параметров c^{c} тела сравнения использовали значения тензора модулей упругости (в матричной форме), полученные на предыдущем шаге итерации, а в качестве начальных значений параметров тела сравнения — упругие характеристики, полученные в приближении Хилла, т. е. среднее арифметическое значений в приближениях Ройсса $c_{\text{Reuss}} = \left(\sum_s \nu_s (c_s)^{-1}\right)^{-1}$ и Фойгта $c_{\text{Voight}} = \sum_s \nu_s c_s$ [1—3]. Итерацию заканчивали, когда максимальная разница между модулями c^{c} составляла менее 0,01. Для каждого объемного содержания изотропных компонентов материала потребовалось не менее 10 итераций.

На практике принято использовать не объемное содержание элементов неоднородности, а процентное содержание по массе (для s-го компонента — μ_s), которое связано с объемными содержаниями (ν_i) и плотностями (ρ_i) всех компонентов композита формулой

$$\mu_s = \frac{\nu_s \rho_s}{\sum_i \nu_i \rho_i} 100, \ \%.$$

Поэтому результаты всех модельных расчетов далее приведены относительно процентного содержания по массе элементов неоднородности.

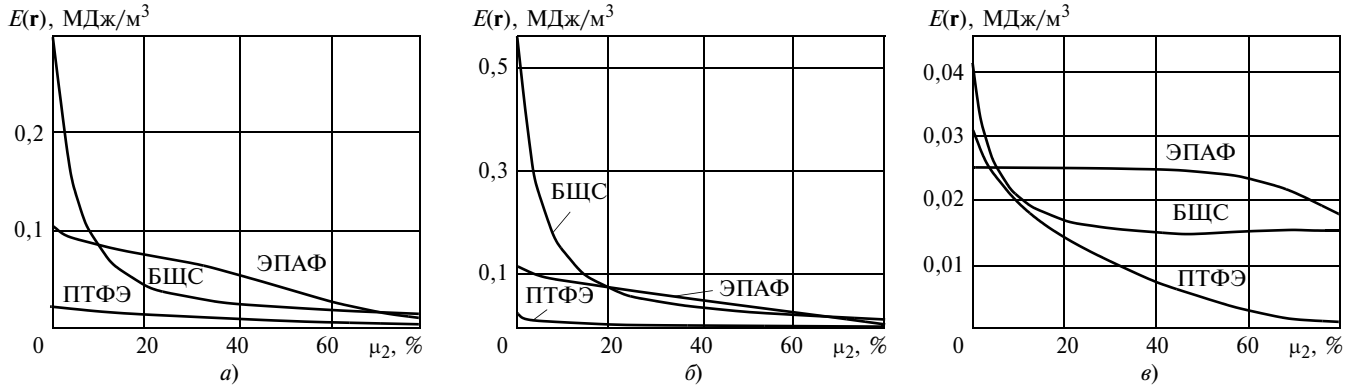


Рис. 2. Зависимости $E(\mathbf{r})$ от процентного содержания по массе БЩС при 10 %-м содержании ПТФЭ при разных внешних воздействиях σ, МПа:
а) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$; *б*) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = 1$, $\sigma_{33} = 0$; *в*) $\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$

Плотность $E(\mathbf{r})$ энергии деформации различна внутри отдельного элемента неоднородности каждого типа. Поэтому на рис. 1 и 2 представлены расчетные зависимости $E(\mathbf{r})$ от процентного содержания μ_s изотропных компонентов внутри каждого отдельного включения (ПТФЭ; БЩС) и в связующем (ЭПАФ).

Исследования показали следующее:

1. Увеличение концентрации волокон ПТФЭ (при фиксированной концентрации волокон БЩС) повышает объемную плотность $E(\mathbf{r})$ энергии деформации в матрице (ЭПАФ) и незначительно изменяют ее в волокнах обоих включений. При больших нагрузках это может привести к растрескиванию матрицы при эксплуатации.

2. Увеличение концентрации волокон БЩС (при фиксированной концентрации волокон ПТФЭ) снижает объемную плотность энергии деформации во всех компонентах, что наиболее заметно при $\mu_2 < 20$ % (для всех компонентов) и при $\mu_2 > 60$ % (объемное сжатие ЭПАФ).

3. С увеличением содержания волокон ПТФЭ ухудшается совместимость компонентов композита, что проявляется увеличением разницы значений $E(\mathbf{r})$ для волокон и матрицы.

4. С увеличением содержания БЩС значения $E(\mathbf{r})$ для волокон и матрицы сближаются, т. е. увеличение в допустимых пределах содержания волокон БЩС повышает совместимость компонентов композита, что улучшает эксплуатационные свойства изделий из подобных материалов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Шермергор Т. Д.** Теория упругости микронеоднородных сред. М.: Наука, 1977. 399 с.

2. **Микромеханика** поликристаллов и композитов (напряженно-деформированное состояние и разрушение) / В. И. Колесников, В. В. Бардушкин, В. Б. Яковлев и др. Ростов на/Д: РГУПС, 2012. 287 с.

3. **Buryachenko V. A.** Micromechanics of heterogeneous materials. Berlin: Springer—Verlag, 2007. 686 p.

4. **Победря Б. Е., Горбачев В. И.** Концентрация напряжений и деформаций в композитах // МКМ. 1984. № 2. С. 207—214.

5. **Маслов Б. П.** Напряженно-деформированное состояние в матрице стохастически армированных композитов // МКМ. 1989. № 3. С. 306—402.

6. **Бардушкин В. В., Яковлев В. Б.** Характеристики локального напряженно-деформированного состояния в статистически однородных матричных композитах // Деформация и разрушение материалов. 2005. № 9. С. 38—42.

7. **Влияние** микроструктуры на локальные значения напряжений и деформаций в волокнистом композите / В. И. Колесников, В. В. Бардушкин, А. П. Сычев, В. Б. Яковлев // Вестник машиностроения. 2005. № 8. С. 35—38.

8. **Локальные** физико-механические характеристики антифрикционных композитов для тяжелонагруженных узлов трения / В. И. Колесников, В. В. Бардушкин, А. В. Лапицкий и др. // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 10. С. 3—7.

9. **Концентрация** напряжений и деформаций в антифрикционных тканых композитах / В. В. Бардушкин, В. Б. Яковлев, И. В. Колесников и др. // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2013. № 3. С. 7—13.

10. **Сычев А. П.** Влияние физико-механических свойств компонентов и параметров структуры матричных композитов на энергию упругого поля // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2007. № 1. С. 60—64.

11. **Объемная** плотность энергии деформации в волокнистых композитах на основе связующих с высоким содержанием эпоксидных групп / В. В. Бардушкин, И. В. Колесников, А. В. Лапицкий и др. // Вестник машиностроения. 2012. № 10. С. 28—32.

12. **Упругие** характеристики антифрикционных тканых композитов для тяжелонагруженных узлов трения / В. В. Бардушкин, И. В. Колесников, Б. М. Флек и др. // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 12. С. 13—18.

13. **Лапицкий А. В.** Эпоксидные полимерные матрицы для высокопрочных и теплостойких композитов // Клеи. Герметики. Технологии. 2010. № 2. С. 12—15.

14. **Гутников С. И., Лазоряк Б. И., Селезнев А. Н.** Стеклянные волокна. М.: МГУ, 2010. 53 с.

УДК 621.79.94:669.018

А. И. ХОРЕВ, д-р техн. наук (ФГУП "ВИАМ"), e-mail: tokage@rambler.ru

Термическая обработка и сварка титановых сплавов

Рассматриваются режимы термической обработки и сварки конструкционных титановых сплавов. Даны рекомендации по установлению причин преждевременного разрушения деталей и узлов.

Ключевые слова: титановые сплавы, термическая обработка, сварка, контроль, разрушения.

The modes of heat treatment and welding of structural titanium alloys are considered. The recommendations for determination of causes of premature failure of machine parts and components are given.

Keywords: titanium alloys, heat treatment, welding, control, failures.

Разработанные на основании фундаментальных и прикладных исследований по легированию, термической и термомеханической обработкам сплавы с α-, псевдо-α-, (α + β)- и β-структурой составляют основную номенклатуру отечественных титановых сплавов [1—12]. Наиболее перспективными являются высокопрочные свариваемые титановые (α + β)-сплавы ВТ23, ВТ23М и ВТ43 универсального применения, удельная прочность которых соответственно на 10, 15 и 25 % выше прочности аналогичного β-сплава 3-10-2 (США), их трещиностойкость (K_{1c} = 112÷135 МПа · м$^{1/2}$) также выше американского сплава (K_{1c} ⩾ 60 МПа · м$^{1/2}$) при $\sigma_в$ = 1000 МПа, а плотность меньше [5, 6]. Стоимость сплавов ВТ23, ВТ23М и ВТ43 на 25 % меньше стоимости β-сплава 3-10-2.

Рассмотрим основы термической обработки (ТО) и сварки конструкционных высокопрочных титановых сплавов ВТ23, ВТ23М и ВТ43 [1—12].

Термическую обработку полуфабрикатов и деталей из сплавов ВТ23, ВТ23М и ВТ43 проводят по режимам отжига, упрочняющей термической обработки (УТО) (закалка + старение) и высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО) (исходное состояние после деформации + старение) [9—12]. Все виды полуфабрикатов и деталей рекомендуется обрабатывать по режимам: 1) нагрев при температуре 680÷800 °С, выдержка, охлаждение на воздухе или с печью; 2) нагрев при температуре 750÷850 °С, выдержка, охлаждение на воздухе, нагрев до 500÷650 °С, выдержка 1÷8 ч, охлаждение на воздухе (двойной отжиг). Неполный отжиг проводят по режиму: нагрев при температуре 600÷680 °С, выдержка, охлаждение на воздухе или с печью.

Для УТО рекомендуется режим: нагрев при температуре 780÷900 °С, выдержка, охлаждение в воде или на воздухе, старение при температуре 430÷650 °С, выдержка 5÷10 ч, охлаждение на воздухе или с печью. Предпочтительнее проводить ВТМО по режиму: горячее деформирование и охлаждение на воздухе (исходное состояние после горячего деформирования), старение при температуре 430÷650 °С, выдержка 5÷10 ч, охлаждение на воздухе или с печью [9—12].

Менее энергоемкий и трудоемкий режим УТО сплавов ВТ23, ВТ23М и ВТ43, состоящий из одного старения без предварительной закалки (ВТМО), рекомендуется для повышения трещиностойкости сплавов. Для сплавов ВТ23 и ВТ23М достигнута трещиностойкость K_{1c} = 112÷135 МПа · м$^{1/2}$, для сплава ВТ43 — K_{1c} = 150 МПа · м$^{1/2}$. Следует отметить, что энергоемкость и трудоемкость ВТМО в 2 раза меньше и она не требует использования высокотемпературных дорогостоящих печей, так как исключена закалка, а старение проводят в низкотемпературных печах для отжига алюминиевых сплавов.

Для однородного упрочнения полуфабрикатов и деталей сложной формы и разных сечений ТО проводят по режиму: закалка при температуре 880÷900 °С, выдержка, охлаждение на воздухе 3÷5 мин для сечений 60÷100 мм и 6÷8 мин — для сечений 100÷150 мм, охлаждение в воде — градиентная закалка, при которой температура поверхностных слоев ниже температуры середины, а скорость их охлаждения выше, чем середины; старение после градиентной закалки при температуре 430÷600 °С, выдержка 5÷10 ч, охлаждение на воздухе или с печью.

Для уменьшения дисперсии механических свойств и повышения пластичности крупногабаритных прутков, поковок и штамповок наряду с уменьшением диапазона легирования сплавов можно использовать режим ТО: нагрев при температуре 850÷900 °С, выдержка, охлаждение с печью до температуры 690÷780 °С, выдержка, охлаждение на воздухе, старение при температуре 460÷610 °С, выдержка 10 ч, охлаждение на воздухе. При необходимости снижения прочности и повышения пластичности полуфабрикатов и деталей проводят дополнительное старение в течение 2÷10 ч [1—12]. Прочности полуфабрикатов из сплава ВТ23 после разных режимов ТО приведены ниже [1—12]:

Режим ТО полуфабрикатов из сплава ВТ23 (листы толщиной 0,8÷10 мм, прутки, штамповки, плиты)	$\sigma_в$, МПа
Отжиг при 680÷800 °С, охлаждение на воздухе или с печью	1030
Двойной отжиг: нагрев при 750÷800 °С, охлаждение на воздухе + нагрев при 500÷650 °С, 1÷8 ч, охлаждение на воздухе	1100
ВТМО (исходное состояние + старение) при сечении полуфабриката, мм:	
60	1130
100	1100
160	1030
Закалка с 800 °С на воздухе + старение при 450÷500 °С, 10 ч	1180
Закалка с 780÷800 °С в воде + старение при 480÷520 °С, 10 ч	1280
Закалка с 800 °С в воде + старение при 450÷470 °С, 10 ч	1370

Прочности полуфабрикатов из сплавов ВТ23М и ВТ43 выше соответственно на 50 и 150 МПа.

Для снижения трудоемкости механической обработки исходные заготовки перед закалкой в воде или на воздухе подвергают предварительной черновой обработке с минимально необходимым припуском (не менее 3 мм) на возможное коробление во время закалки. Чистовую механическую обработку проводят после старения.

При разработке технологии ТО полуфабрикатов необходимо учитывать глубину прокаливания, которая при закалке в воде с температуры 800 °С для сплавов ВТ23 и ВТ23М должна составлять 100 мм, а для сплава ВТ43 — 150 мм. С понижением температуры закалки глубина прокаливания увеличивается. Максимальная толщина деталей самолетов — 50 мм, космических аппаратов — 30 мм, ракет — 80 мм. Следовательно, глубина прокаливания, получаемая для исследуемых сплавов, позволяет изготовлять любые детали летательных аппаратов.

Упрочняющую термообработку следует проводить после предварительной обдирки заготовок до толщины детали с припуском на окончательную механическую обработку. Это позволит снизить энергозатраты, уменьшить трудоемкость и повысить однородность механических свойств деталей. Учитывая высокую стоимость электроэнергии, не следует проводить ТО полуфабрикатов, масса которых в 4÷7 раз больше массы готовых деталей. При механической обработке термически упрочненного полуфабриката расход режущего инструмента и трудоемкость изготовления деталей возрастают в 2÷3 раза [1—12].

Отжиг деталей, не подвергающихся последующей механической обработке, целесообразно проводить в печах с защитной средой или в вакуумных печах. Закалку, отжиг и старение деталей, имеющих припуски под механическую обработку, проводят в печах с воздушной средой. Старение готовых деталей проводят в вакуумных печах или в печах с аргоном. Детали после старения в печах с воздушной средой подвергают пескоструйной обработке. Если данная обработка является окончательной операцией и применяется для повышения долговечности деталей, испытывающих циклические нагрузки, то ее следует применять и для деталей, прошедших старение в вакууме или аргоне. Допускается закалка с последующим старением готовых деталей в печах с воздушной средой и дальнейшей пескоструйной обработкой и травлением. После термообработки полуфабрикатов необходимо удалять остатки эмали и газонасыщенного слоя с помощью пескоструйной обработки и травления.

Хорошая свариваемость всех видов полуфабрикатов из высокопрочных сплавов ВТ23М и ВТ23 с (α + β)-структурой — одно из основных требований, предъявляемых к конструкционным материалам. Для деталей из этих сплавов широко применяют аргонодуговую, электронно-лучевую и точечную сварку. В зависимости от диаметра кольцевых и длины продольных швов и толщины материала рекомендуется применять: автоматическую аргонодуговую сварку неплавящимся электродом с присадочной проволокой или без нее; плавящимся электродом; ручную аргонодуговую сварку неплавящимся электродом с присадочной проволокой; электронно-лучевую сварку; точечную сварку [1—12]. Неплавящийся электрод с присадочной проволокой применяют при сварке колец диаметром от 50 до 350 мм и толщиной стенок более 3 мм и получении прямолинейных швов для деталей толщиной до 20 мм. Плавящийся электрод применяют при сварке колец диаметром более 350 мм и получении прямолинейных швов для деталей толщиной более 5 мм. Для получения коротких прямолинейных швов и при невозможности выполнения автоматической сварки деталей толщиной более 3 мм применяют ручную сварку неплавящимся электродом с присадкой. В этом случае сварные швы рекомендуется подвергать механической обработке и поверхностному упрочнению.

Автоматическую сварку узлов следует выполнять в общих вакуумных камерах с защитной средой либо в местных защитных камерах с проточным аргоном. При сварке в местных защитных камерах необходимо обеспечить защиту обратной стороны шва. Ручную сварку следует проводить только в вакуумных камерах с аргоном. При сварке деталей из сплавов ВТ23М и ВТ23 толщиной до 3 мм следует использовать присадочную проволоку ВТ20-2св, а толщиной более 3 мм — проволоки ВТ20-3, СПТ-2 и ВТ23св.

Для обеспечения необходимого ресурса сварных узлов из сплава ВТ23М рекомендуется в зоне шва выполнить одностороннее или двустороннее конструктивное усиление (20 % от толщины основного металла на сторону) с плавным переходом к основному металлу или перенести сварной шов в зону

Таблица 1

Полуфабрикат, толщина	Способ сварки	Присадка (проволока)	Режим ТО	$\sigma_в$, МПа	$KCU_{шва}$	$KCT_{шва}$
					МДж/м^2	
Лист, 3 мм	Автоматическая аргонодуговая	Без присадки	Отжиг при 750 °С, 30 мин	1030÷1150	0,36÷0,44	0,23÷0,33
			Старение при 550 °С, 10 ч	1140÷1150	0,25÷0,37	—
Плита, 20 мм	То же	ВТ203	Отжиг при 750 °С, 30 мин	1080÷1100	0,48÷0,50	0,26÷0,32
			Закалка с 780 °С в воде + + старение при 550 °С, 10 ч	1160÷1170	0,34÷0,39	0,28÷0,34
	Электронно-лучевая сварка[1]	Без присадки	Отжиг при 750 °С, 30 мин	1020÷1040	0,22÷0,29	0,16÷0,19
			Старение при 550 °С, 10 ч	1120÷1170	0,18÷0,20	0,14÷0,17
Плита, 100 мм	То же	ВТ203	Закалка с 780 °С в воде + + старение при 550 °С, 10 ч	1080÷1120	0,34÷0,36	—
Пруток, диаметр 120 мм	То же	Без присадки	Закалка с 780 °С в воде + + старение при 550 °С, 10 ч	1110÷1190	0,27÷0,29	—
Плита, 100 мм	Автоматическая аргонодуговая	СПТ-2	Закалка с 780 °С в воде + + старение при 550 °С, 10 ч	990÷1030	0,46÷0,59	—
		ВТ203		1020÷1080	0,33÷0,42	—

[1] С газовыводящими каналами на торцах стыка; число циклов до разрушения N = 113 700÷143 400 при σ_{max} = 736 МПа.

более низких напряжений [1—12]. После сварки все сварные узлы из сплавов ВТ23М и ВТ23 следует подвергать окончательной термической обработке. Режимы ТО и механические свойства сварных соединений приведены в табл. 1. Прочность сварного соединения составляет 90 % от прочности основного свариваемого металла. Режимы ТО и механические свойства сварных соединений диаметром 6 мм, выполненных точечной сваркой, приведены в табл. 2.

Для повышения ударной вязкости сварных соединений после электронно-лучевой сварки без проставки можно проводить вакуумную УТО: нагрев с последующим медленным охлаждением в вакууме + старение. Режим и механические свойства плит толщиной 10 мм, сваренных электронно-лучевой сваркой, приведены в табл. 3. При снижении температуры нагрева в вакууме до 700 °С эффективность упрочнения повышается. Механические свойства сварного соединения в пяти сечениях по толщине (от вершины к корню) приведены в табл. 4.

После УТО соединений толщиной 60 мм с прочностью 1100÷1130 МПа, выполненных электронно-дуговой сваркой по режиму: закалка с температуры 780 °С на воздухе + старение при температуре 500 °С, 10 ч, трещиностойкость составила K_{1c} = 87÷93 МПа · м$^{1/2}$ (трещина по центру шва) при K_{1c} = 112÷118 МПа · м$^{1/2}$ основного материала. Для снятия внутренних напряжений, стабилизации структуры и обеспечения необходимых механических свойств полученные сварные соединения следует подвергать отжигу в вакууме или в среде аргона по режимам: 1) однократный отжиг — нагрев при температуре 750÷800 °С, выдержка в течение 1 ч, охлаждение в печи до температуры 300 °С или охлаждение в проточном аргоне; 2) двойной отжиг — нагрев при температуре 750÷800 °С, охлаждение на воздухе + нагрев при температуре 500÷650 °С, выдержка 1÷8 ч, охлаждение на воздухе. При отжиге в воздушной среде необходимы последующие пескоструйная очистка и травление [5—7].

Сплавы ВТ23, ВТ23М и ВТ43 по сравнению с другими высокопрочными конструкционными

Таблица 2

Материал (сортамент)	Режим ТО	Разрушающая нагрузка, кгс	
		при срезе	при отрыве
ВТ23 + ВТ23 и ВТ23М + ВТ23М (лист толщиной 1,5 мм)	Старение при 550 °С, 10 ч + сварка	1800÷2000	500÷550
	Сварка + отжиг при 750 °С	1800÷2000	530÷560

Таблица 3

Режим ТО		$\sigma_{в\ св.соед}$, МПа	$KCU_{шва}$, МДж/м^2
Отжиг	Старение		
При 825 °С, 2÷5 ч, в вакууме	—	950÷980	0,63÷0,87
	При 450 °С, 10 ч	1030÷1060	0,41÷0,49
	При 500 °С, 10 ч	1010÷990	0,43÷0,55
При 860 °С, 2÷5 ч, в вакууме	—	940÷980	0,87÷0,97
	При 450 °С, 10 ч	980÷1020	0,41÷0,63
	При 500 °С, 10 ч	970÷1010	0,51÷0,64

сплавами менее чувствительны к концентраторам напряжений. Однако при конструировании деталей из этих сплавов следует учитывать, что с повышением прочности повышается и их чувствительность к концентрации напряжений, поэтому радиусы переходов деталей должны быть максимально возможными (для обеспечения надежности конструкций). Радиусы проточек и галтелей тонких сечений должны быть не менее 5 мм, при резком изменении толщин, особенно в массивных деталях, — не менее 25 мм. В местах переходов и других концентраторов напряжений риски от механической обработки должны быть направлены вдоль силового потока. Отверстия в деталях и узлах выполняют развертыванием или чистовой расточкой. Острые кромки скругляют радиусом не менее 2 мм или снимают фаски 2 × 45° с последующим их скруглением радиусом не менее 1 мм. На деталях толщиной менее 4 мм острые кромки скругляют радиусом $(\delta - 1)/2$ (δ — толщина детали).

При изготовлении полуфабрикатов на их поверхностях образуется насыщенный кислородом и азотом хрупкий слой, который удаляют механической обработкой. На полуфабрикатах толщиной до 60 мм удаляют не менее 3 мм, толщиной более 60 мм — не менее 4 мм. Фрезерование или точение сплавов ВТ23М и ВТ23 обеспечивают более высокую долговечность при малоцикловом нагружении, чем шлифование корундовыми кругами. Поэтому детали, не требующие высокой точности размеров, можно обрабатывать фрезерованием или точением.

Шероховатость гладких поверхностей должна быть $Rz < 40$ мкм; в зонах концентрации напряжений после фрезерования — $Rz < 20$ мкм, в отверстиях и других особо нагруженных местах концентрации напряжений — не более 2,5 мкм.

Заготовки, получаемые из полуфабрикатов автоматической плазменной и ручной кислородно-ацетиленовой резкой, должны иметь (в связи с перегревом металла в зоне резки) припуск со стороны реза, удаляемый при последующей механической обработке. Минимальные припуски в зависимости от вида резки приведены в табл. 5 [1—12].

Применение разных способов сварки для изготовления конструкций из сплавов ВТ23М и ВТ23 позволило в 3 раза повысить коэффициент использования материала.

С учетом наиболее часто встречающихся разрушений деталей и узлов рекомендуются следующие контрольные мероприятия:

проверка соответствия конструкторской документации требованиям инструкции по производству и применению сплава ВТ23М;

визуальный контроль качества механической обработки сплава ВТ23М (наличие заусенцев, соответствия радиуса перехода и качества механической обработки технической документации; наличие цветов побежалости в зоне сварных соединений);

проверка наличия сертификата ОАО "Корпорация "ВСМПО-АВИСМА" на поставку полуфабрикатов, подтверждающего соответствие механических свойств полуфабриката требованиям технических условий;

проверка соответствия содержания водорода и кислорода, указанным в сертификате;

анализ характера разрушения в зоне излома и отбор образцов для фрактографических исследований на отсутствие хрупкого разрушения;

проведение механических испытаний образцов, вырезанных (если можно) из разрушенной детали, и анализ соответствия их механических свойств требованиям технической документации.

Таблица 4

Режим ТО	Сечение	$\sigma_{в\ св.соед}$, МПа	*KCU*, МДж/м^2	*KCT*, МДж/м^2
Закалка с 780 °С на воздухе + + старение при 550 °С, 10 ч	1	1080÷1110	0,38÷0,40 / 0,28÷0,33	0,20÷0,23 / 0,23÷0,31
	2	1060÷1080	0,38÷0,43 / 0,29÷0,34	0,21÷0,22 / 0,24÷0,30
	3	1070÷1100	0,39÷0,47 / 0,34÷0,36	0,22÷0,25 / 0,28÷0,31
	4	1040÷1060	0,41÷0,45 / 0,33÷0,40	0,23÷0,29 / 0,27÷0,32
	5	1040÷1060	0,29÷0,41 / 0,25÷0,30	0,18÷0,20 / 0,21÷0,27

Примечание. Для *KCU* и *KCT* в числителе приведены данные для зоны шва, в знаменателе — для зоны термического влияния.

Таблица 5

Толщина полуфабриката, мм	ТО полуфабриката	Минимальный припуск, мм, при сварке	
		автоматической плазменной	ручной кислородно-ацетиленовой
До 50 51÷100 101÷160	Старение при 450÷550 °С, 10 ч	15 25 30	20 30 40
До 50 51÷100 101÷160	Отжиг или закалка + старение	10 20 25	15 25 35

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Хорев А. И.** Комплексное легирование и термомеханическая обработка титановых сплавов. М.: Машиностроение, 1979. 228 с.
2. **Хорев А. И.** Современные методы повышения конструкционной прочности титановых сплавов. М.: Воениздат, 1979. 256 с.

УДК 621.838.1

Г. К. РЯБОВ, д-р техн. наук, В. И. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук, А. В. ПЕТРОВ (Ковровская ГТА им. В. А. Дегтярёва), e-mail: PAV772007@yandex.ru

Работа храпового механизма свободного хода блочного типа в импульсной бесступенчатой механической передаче

Рассматриваются теоретические и экспериментальные исследования храпового механизма свободного хода, работающего в составе импульсной бесступенчатой механической передачи. Приводятся аналитические зависимости и результаты эксперимента.

Ключевые слова: импульсная бесступенчатая передача, механизм свободного хода, ударные процессы.

The theoretical and experimental investigations of ratchet free wheel mechanism, operating as a part of pulse infinitely variable mechanical transmission, are considered. The analytical dependencies and the results of experiments are shown.

Keywords: pulse infinitely variable transmission, free wheel mechanism, impact processes.

Преимущества импульсных бесступенчатых механических передач (ИБМП), особенно для транспортных средств, делают их востребованными. Попытки создания таких передач для массового применения не были успешными ввиду отсутствия механизма свободного хода (МСХ), способного надежно работать в передаче.

Например, в работах [1, 2] были проанализированы разные конструкции МСХ, оценены их надежность и преимущества. Установлено, что наиболее перспективным для ИБМП является храповой МСХ блочного типа, параметры которого позволяют использовать его в ИБМП. Механизм способен работать при высоких частотах включения (до 10^2 Гц) и передавать значительные вращающие моменты. Он не подвержен самозаклиниванию и обладает наименьшим обратным ходом, существенно влияющим на динамику ИБМП.

Механизм (рис. 1) содержит: храповые диски *1*, смещенные относительно друг друга в окружном направлении; стопорящие собачки *2*, прижатые к храповым дискам пружинами *3*, собачки и пружины закреплены в обойме *4*. При условии, что число собачек будет на одну больше числа зубьев (для одного диска), обратный ход механизма (так называемый конструктивный зазор Δ) можно определить по формуле $\Delta = 360°/[Kz(z + 1)]$, где K — число храповых дисков; z — число зубьев храпового диска.

Как любой механизм, храповой МСХ блочного типа подвержен разрушению. Кроме коррозии металла, изнашивания в результате накопления усталостных напряжений и других факторов на МСХ в составе ИБМП оказываются разрушающие воздействия, обусловленные специфической динамикой работы передачи, например, в результате неполного контакта торцов собачки и зуба храпового диска в момент срабатывания (замыкания) МСХ (рис. 2).

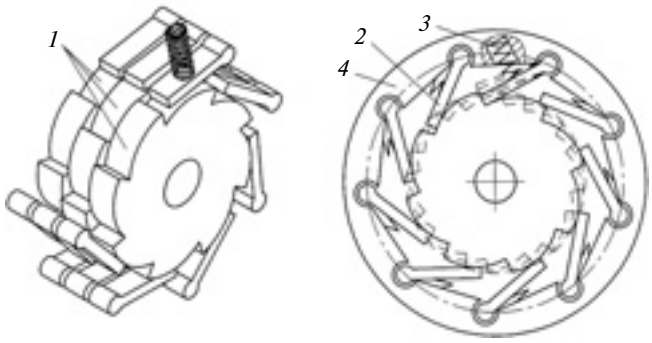


Рис. 1. Общий вид храпового механизма свободного хода блочного типа

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 23)

3. **Хорев А. И.** Опыт применения титановых сплавов в народном хозяйстве. М.: ЦНИИТЭМС, 1977. 37 с.

4. **Металловедение** титана и его сплавов / С. П. Белов, А. И. Хорев, М. А. Хорев и др. М.: Металлургия, 1992. 352 с.

5. **Хорев А. И.** Влияние комплексного легирования на механические свойства сварных соединений и основного металла ($\alpha + \beta$)- и β-титановых сплавов // Технология машиностроения. 2007. № 2. С. 29—34.

6. **Хорев М. А., Хорев А. И.** Титановые сплавы, их применение и перспективы развития // Материаловедение. 2005. № 7. С. 75—34.

7. **Хорев А. И.** Титановые сплавы для авиакосмической техники и перспективы их развития // Авиационные материалы и технологии. М.: ВИАМ, 2002. С. 11—32.

8. **Хорев А. И.** Титан — это авиация больших скоростей и космонавтика // Технология легких сплавов. 2002. № 4. С. 92—97.

9. **Хорев А. И.** Механические свойства сварных соединений ($\alpha + \beta$)- и β-титановых сплавов // Цветные металлы. 2006. № 1. С. 77—83.

10. **Хорев А. И.** Титановый сплав ВТ23 и его сравнение с лучшими зарубежными сплавами // Титан. 2006. № 1 (18). С. 47—52.

11. **Хорев М. А.** Структурно-фазовое состояние и надежность сварных соединений титановых сплавов. М.: НПО ВИАМ, 1991. 107 с.

12. **Хорев А. И.** Разработка титановых сплавов методом комплексного легирования // Физико-химическая механика материалов. 2006. Т. 42. № 5. С. 45—50.

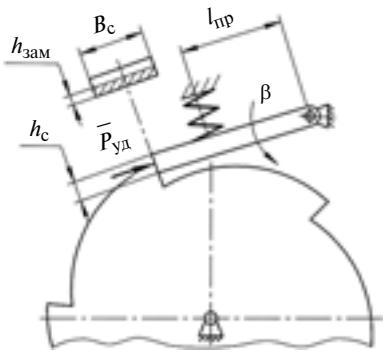


Рис. 2. Неполный контакт торцов собачки и зуба в момент срабатывания (замыкания) МСХ

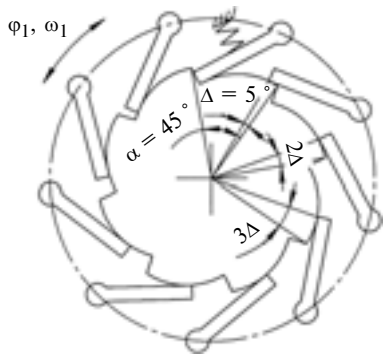


Рис. 3. Одна секция храпового МСХ блочного типа

Работоспособность храпового МСХ определяют прочности торца собачки и зуба храповика в момент их замыкания. Прочность контакта зависит от напряжения смятия

$$\sigma_{см} = P_{уд}/(B_c h_{зам}) \leqslant [\sigma_{см}], \qquad (1)$$

где $P_{уд}$ — сила удара в момент замыкания МСХ; B_c — ширина торца собачки; $h_{зам}$ — высота торца собачки, контактирующей с зубом храповика в момент замыкания, зависящая от углового положения β собачки в данный момент.

Из выражения (1) видно, что площадь перекрытия торцов собачки и зуба существенно влияет на контактные напряжения смятия.

Рассмотрим подробнее одну секцию блочного МСХ (один храповой диск и прижатый к нему пружинами ряд собачек) в исходном состоянии, когда одна из стопорящих собачек контактирует с торцом зуба (замыкает зуб) (рис. 3). В начальный момент первая собачка замыкает ближайший зуб, вторая (на рис. 3 отсчет по часовой стрелке) не доходит до края зуба, к которому прижата, на угловую величину Δ, третья — на 2Δ и т. д. При колебаниях храпового диска с амплитудой угла поворота $\varphi_1 < \Delta$ вся система вернется в исходное состояние. При φ_1 в диапазоне $[\Delta, 2\Delta]$ вторая собачка соскочит с торца зуба, к которому была прижата, и начнет двигаться под действием усилия, создаваемого пружиной. Именно эта собачка и будет замыкающей. Чтобы замыкающей стала третья собачка, угол поворота должен превысить 3Δ, и так далее для следующих собачек. Таким образом, замыкающей будет собачка, угловое расстояние которой до торца зуба в начале обратного хода МСХ будет находиться в диапазоне $[0, \Delta]$.

Поскольку реверсирование выходного вала импульсного механизма (ИМ) ИБМП, на котором установлены оба МСХ [3], совершается с высокой частотой и разной амплитудой, необходимо исследовать срабатывание МСХ именно в процессе работы ИБМП с учетом ее кинематики и динамики. Для анализа использовали зависимости, полученные в работе [4], с уточнением математической модели ИБМП, в частности учли суммарный момент сопротивления. Согласно основному закону динамики вращательного движения для ИБМП, построенной на основе импульсного механизма Левина, можно записать следующее выражение

$$\frac{1}{2} Nmhr_1 \left[\frac{\omega_3(r_1 + 2r_2) - \omega_1 r_1}{2r_2}\right]^2 \sin\psi - \Sigma M_{сопр} = J_{1сум}\frac{d\omega_1}{dt}, \qquad (2)$$

где $J_{1сум}$ — суммарный момент инерции выходного вала ИМ и сопряженных с ним подвижных частей ИБМП; ω_1 — угловая скорость выходного вала ИМ; $\Sigma M_{сопр}$ — суммарный момент сопротивления. Остальные величины взяты из работы [4].

Суммарный момент сопротивления составляют моменты, создаваемые МСХ (корпусный и выходной), являющиеся динамически изменяющимися величинами, и момент сопротивления нагрузки.

Срабатывание МСХ происходит циклически, так как ИМ вырабатывает знакопеременный вращающий момент [4] постоянно до момента выхода ИБМП на режим прямой передачи. Для решения уравнения (2) и получения зависимости (рис. 4) для

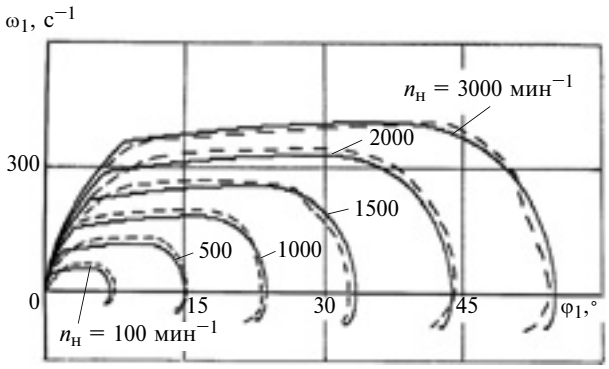


Рис. 4. Расчетные (сплошные линии) и экспериментальные (штриховые линии) зависимости угловой скорости ω_1 от угла φ_1 выходного вала ИМ и нагрузки $n_н$ при разгоне ИБМП

угловой скорости ω_1 выходного вала ИМ, на котором установлены МСХ, для одного цикла угла φ_1 поворота при разных нагрузках ($n_н$), т. е. в течение разгона ИБМП, была составлена специальная программа расчета. Из рис. 4 видно, что угол φ_1 поворота до начала вращения выходного вала ИМ в обратную сторону (в сторону замыкания МСХ) постоянно увеличивается по мере разгона передачи, причем увеличение данного угла не дискретное.

Собачка, соскочившая с зуба, будет двигаться под действием усилия пружины. Угол поворота собачки за период соскока определим по формуле

$$\beta(t) = -\frac{P}{q^2}\cos qt + \frac{P}{q^2}.$$

Здесь $P = P_0 L_{пр}/J_с$; $q^2 = C_р L_{пр}/J_с$, где P_0 — предварительное усилие от сжатия пружины; $C_р$ — жесткость пружины; $J_с$ — момент инерции собачки; $L_{пр}$ — расстояние от центра вращения собачки до точки приложения усилия пружины (см. рис. 2).

Раньше пружину рассчитывали при условии, что обратный ход храпового диска МСХ начнется, когда торцы собачки и зуба будут находиться на угловом расстоянии, равном конструктивному зазору Δ. Время сближения торцов собачки и зуба определим по формуле $t = 2\Delta/\omega_{1обр}$.

Основываясь на зависимостях (1) и (2), можно утверждать, что храповый диск может повернуться на такой угол еще до начала движения диска в обратную сторону, когда торец замыкающей собачки окажется на расстоянии $\varphi_1 < \Delta$. Это значит, что данная собачка под действием ранее рассчитанной пружины не успеет опуститься на необходимую величину, возникнет неполный контакт ее торца с торцом зуба и, как следствие, превышение допустимых контактных напряжений смятия.

Далее в расчетах целесообразно использовать динамический зазор $\Delta_д$ — действительное угловое расстояние между торцами собачки и зуба с момента начала их сближения, принимающее любое значение в интервале [0, Δ]. Дополнив разработанную программу расчета, в частности модулем угла поворота собачки, определим контактные напряжения смятия, возникающие в элементах замыкания МСХ, которые будут зависеть как от взаимного положения торцов собачек и зуба, так и от скорости их сближения (скорости удара) в момент срабатывания МСХ.

На рис. 5 приведена зависимость напряжения смятия $\sigma_{см}$ при изменении $\Delta_д$ от 0 до 3,5°, при этом частота вращения выходного вала (скорость нагрузки) возрастает с 1800 до 2000 мин$^{-1}$. При приближении значения $\Delta_д$ к нулю напряжение смятия резко возрастает и начинает превышать предельно допустимое [$\sigma_{см}$]. При других частотах вращения выходного вала зависимость $\sigma_{см}$ от $\Delta_д$ не изменяется. Следовательно, частота вращения выходного вала ИМ передачи оказывает существенное влияние на срабатывание МСХ.

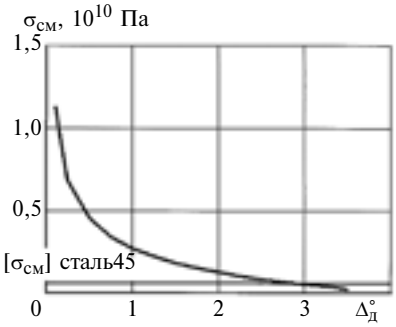


Рис. 5. Зависимость напряжений смятия, возникающих в МСХ, от динамического зазора

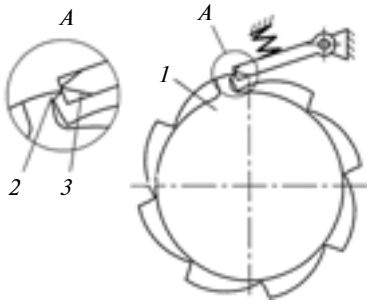


Рис. 6. Храповой МСХ с принудительным заклиниванием рабочих элементов

Исключить появление неполного контакта торцов собачки и зуба нельзя, поскольку зазор $\Delta_д$ непрерывно изменяется. Применение более жестких пружин позволит увеличить площади перекрытия торцов собачки и зуба при небольшом действительном зазоре $\Delta_д$, однако полностью не исключит появление неполного контакта и приведет к резкому росту потерь энергии от трения. Можно сделать вывод, что исходная конструкция храпового МСХ блочного типа в ИБМП не соответствует требуемой надежности. Следовательно, для обеспечения гарантированного перекрытия торцов собачки и зуба в момент срабатывания МСХ необходимо не только изменить параметры элементов, влияющих на динамику движения собачки, но и использовать новые элементы, обеспечивающие необходимое перекрытие. Пример такой конструкции приведен на рис. 6.

Данный МСХ отличается от исходного наличием специального диска *1*, жестко соединенного с храповым диском и имеющего специальные выступы *2*. При этом на боковой поверхности собачки выполнены специальные фаски *3*. При повороте храпового диска такого механизма на величину, меньшую конструктивного зазора Δ (брался за основу при расчете), собачка, уже сошедшая с торца своего зуба, выталкивается выступами *2* диска *1*.

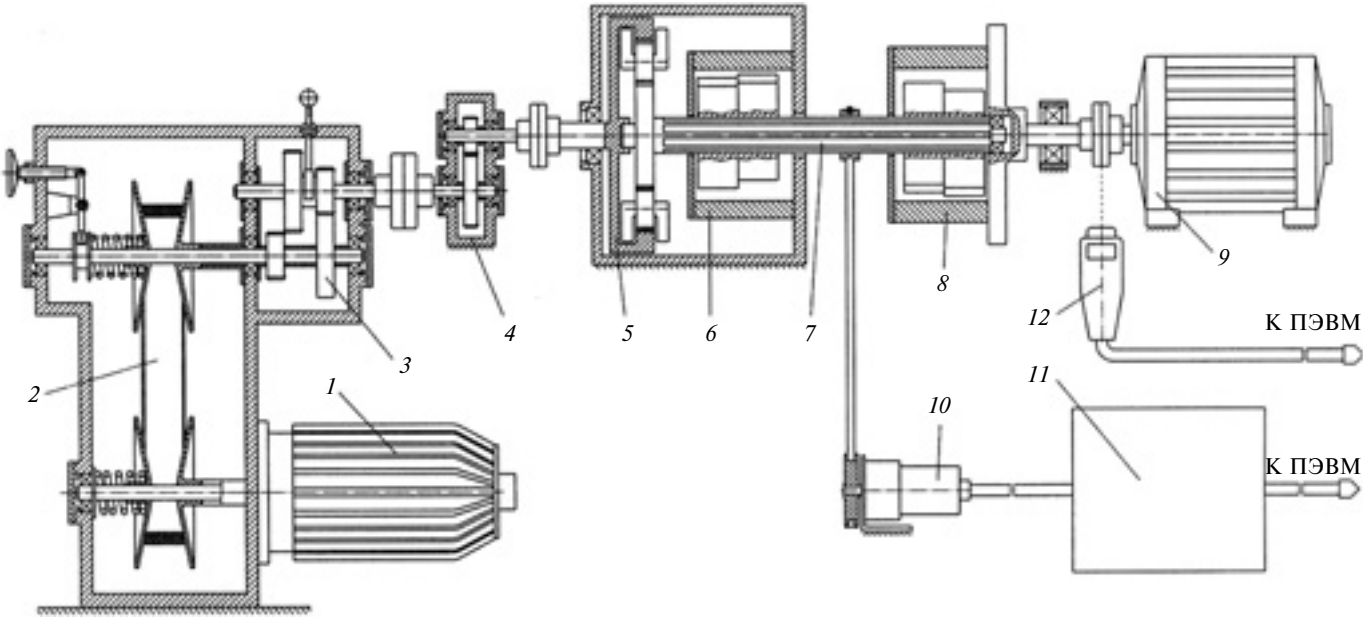


Рис. 7. Конструктивная схема экспериментального стенда

При повороте храпового диска на угол $\varphi_1 > \Delta$ собачка принудительно опустится на требуемую величину.

Для подтверждения теоретических оценок, основанных на использовании составленной математической модели ИБМП, создан экспериментальный стенд, представляющий собой ИБМП и подключенную к ней контрольно-измерительную аппаратуру.

Конструктивная схема экспериментального стенда представлена на рис. 7. Стенд содержит: трехфазный электродвигатель *1* АО-51 мощностью 3,1 кВт и частотой вращения вала 1500 мин$^{-1}$; клиноременный вариатор *2* с диапазоном регулирования 2,5; двухступенчатую коробку *3* скоростей; мультипликатор *4* с передаточным отношением 0,33; порошковый тормоз *9* ПТ-6М, имитирующий нагрузку. Для испытаний использовали ИБМП, состоящую из импульсного механизма Левина *5* и двух МСХ блочного типа: корпусного *6* и выходного *8*, установленных на выходном валу *7* ИМ. Кинематические параметры ИБМП измеряли с помощью оптического датчика *10* углового перемещения, подсоединенного к выходному валу ИМ и подключенного к лабораторной ПЭВМ через согласующее устройство *11*. Полученные данные обрабатывались и анализировались. Скорость нагрузки (от ротора порошкового тормоза) измеряли бесконтактным оптическим тахометром *12* счетного типа.

Угловое перемещение выходного вала ИМ при разгоне передачи измеряли при изменении скорости нагрузки от 0 до частоты вращения входного вала ИМ. Измерения проводили при разных частотах вращения входного вала ИМ и моментах сопротивления нагрузки. При этом характер движения выходного вала ИМ, на котором установлены оба МСХ, принципиально не изменялся. Результаты эксперимента хорошо совпадают с расчетами (см. рис. 4), т. е. раскрывают динамику ИБМП и подтверждают необходимость конструктивной доработки исходного храпового МСХ блочного типа.

Таким образом, в результате теоретических и экспериментальных исследований были уточнены математические модели, описывающие динамику работы ИБМП и МСХ, входящих в ее состав. Теоретически доказана возможность возникновения неполного контакта элементов замыкания МСХ в момент его срабатывания и предложен способ устранения этого недостатка. Проведенные исследования и новые предложения по улучшению конструкции храпового МСХ блочного типа позволяют утверждать, что данный механизм можно использовать в ИБМП с обеспечением требуемой его долговечности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Бондалётов В. П.** Храповые механизмы для быстроходных передач // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 10—13.

2. **Бондалётов В. П., Медведев В. И., Петров А. В.** Оценка надежности механизмов свободного хода в составе импульсной механической бесступенчатой передачи // Вестник машиностроения. 2010. № 10. С. 35—37.

3. **Бондалётов В. П., Быкова Т. Е.** Напряжения в соударяющихся элементах импульсной передачи // Вестник машиностроения. 2009. № 2. С. 16—18.

4. **Бондалётов В. П., Быкова Т. Е.** Кинематика импульсной бесступенчатой передачи с храповыми механизмами свободного хода // Вестник машиностроения. 2009. № 5. С. 10, 11.

УДК 669.131.7:621.78

Р. К. ГАСАНЛИ, канд. техн. наук (АзТУ, г. Баку),
e-mail: hasanli_dr@mail.ru

Особенности структуры и фазового состава термообработанных высокопрочных чугунов с шаровидным графитом

Рассмотрены особенности структуры и фазового состава термообработанных высокопрочных чугунов с шаровидным графитом. Установлены причины осложнения дифференциации структурных составляющих в нормализованных чугунах.

Ключевые слова: высокопрочный чугун, шаровидный графит, кокиль, легирование, термическая обработка, нормализация, аустенит, бейнит.

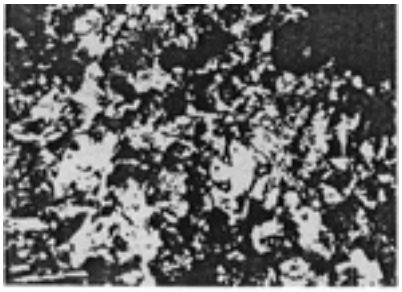
The features of structure and phase composition of heat treated high-strength cast irons with spherical graphite are considered. The causes, complications of differentiation of structural components in normalized cast irons are determined.

Keywords: high-strength cast iron, spherical graphite, chill mould, alloyage, heat treatment, normalization, austenite, bainite.

Цель работы — изучение особенностей структуры и фазового состава термообработанных высокопрочных чугунов с шаровидным графитом (ВЧШГ), полученных литьем в металлическую форму (кокиль). Исследование связано с трудностью дифференциации структурных составляющих в нормализованных чугунах, особенно перлита и верхнего бейнита. Даже максимальное увеличение оптического микроскопа не дает уверенности в правильной идентификации фаз (рис. 1) [1]. Лишь отсутствие четких границ вторичных зерен и некоторое огрубление структуры помогают распознать участки бейнита в перлитной матрице чугуна. Поэтому трудно было объяснить данные механических испытаний, показывающих значительные скачки ударной вязкости и износостойкости в образцах, подвергнутых нормализации с ускоренным охлаждением, по сравнению с образцами, прошедшими обычную нормализацию.

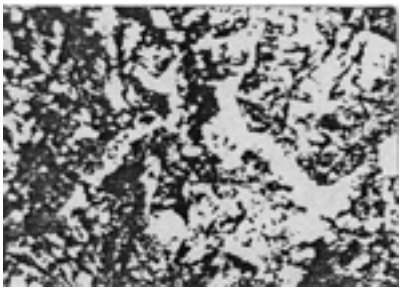
Структура образцов под оптическим микроскопом представлялась одинаковой — перлит. При бейнитном превращении образуются и растут иглы феррита. Бейнитный феррит перенасыщен углеродом, поэтому в дальнейшем из него могут когерентно выделяться ε-карбиды. Остающийся аустенит обогащается углеродом и стабилизируется. Конечное соотношение фаз и стабилизация процесса определяются диффузией и зависят как от температуры, так и от легирования. На этом процесс может быть закончен, а может происходить распад аустенита на дисперсный эвтектоидный по схеме $\gamma = \Phi + СК$ (Ф — феррит, СК − силикокарбид); может происходить и мартенситное превращение бейнита в аустените. Первый механизм развивается обычно при образовании дисперсной смеси Ф + А (А — аустенит). Небольшие участки аустенита очень устойчивы (до 100 °С) и положительно влияют на свойства бейнитного чугуна. Если аустенит распадается в верхнем интервале бейнитных превращений, то образуется дисперсная ферритно-карбидная смесь. Остаточный межзеренный аустенит, не претерпевший ферритно-карбидного распада, превращается в мартенсит. Обе стадии распада ($\gamma \rightarrow \Phi + \gamma_{ост}$ и $\gamma_{ост} \rightarrow \Phi + СК$), как правило, четко не разделены во времени, однако такие легирующие элементы, как Ni и Mn, задерживают вторую стадию превращения и способствуют получению материала с высокими пластичностью и износостойкостью.

Образование вместо аустенита ферритно-карбидной смеси либо мартенсита снижает вязкость и пластичность чугуна и повышает его твердость. При изотермиче-



а)

б)

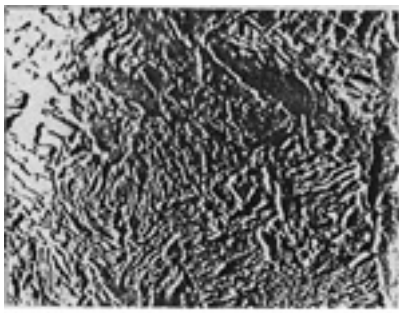


в)

Рис. 1. Участки перлита (*а*) и верхнего бейнита (*б*, *в*) в легированном чугуне, полученном литьем в кокиль (1 % Ni, 0,5 % Cu и 0,5 % Mo) (*а*, *б* — увеличение ×600; *в* — ×1500)

ской закалке количество аустенита при нормальной температуре можно регулировать изменением длительности выдержки в ванне, что невозможно при получении бейнитного чугуна при непрерывном охлаждении. В этом случае регуляторами могут служить температура и выдержка при аустенитизации, легирование и, конечно, скорость охлаждения.

В чугунах, легированных Ni, полученных литьем в кокиль, превращение происходит по первому варианту. На первой стадии в аустените выделяется мелкий игольчатый бейнитный феррит; образуется дисперсный ферритно-аустенитный конгломерат с мелкими карбидами по межфазным границам (рис. 2, *б*). Часть аустенита претерпевает квазиэвтектоидный распад, поэтому окончательная структура состоит из игольчатого феррита, участков высокодисперсной ферритно-карбидной смеси и остаточного аустенита (рис. 2, *а*, *в*) [2].



а)

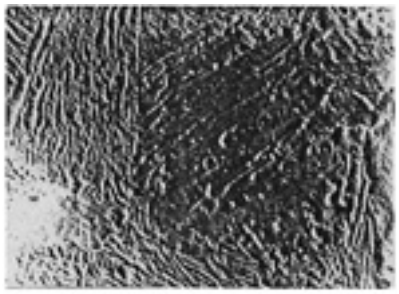
б)

в)

Рис. 2. Микроструктура матрицы чугуна, легированного 2 % Ni (бейнит):
а и *в* — иглы феррита на участках соответственно ферритно-карбидной смеси высокой дисперсности и остаточного аустенита; *б* — дисперсный ферритно-аустенитный конгломерат с мелкими карбидами по межфазным границам (×10 000)

Изложенное помогает объяснить, почему в никелевых чугунах трудно дифференцировать перлит (сорбит, тростит) и верхний бейнит: при данном способе термообработки большая часть аустенита распадается по эвтектоидному механизму с образованием отдельных очень мелких пластин бейнитного феррита, что и определяет схожесть структур при травлении в азотной кислоте и визуальном осмотре при небольших увеличениях. Образцы этого же сплава (с 2 % Ni), но охлажденные с большой скоростью в заводских условиях, приобретают структуру игольчатого бейнита.

Для никель-медных чугунов морфология верхнего бейнита отличается от рассмотренной выше наличием длинных параллельных игл феррита (рис. 3), с образования которых начинается распад в этих чугунах. Оставшийся аустенит при доохлаждении претерпевает эвтектоидное превращение. Благодаря такому механизму участки верхнего бейнита в никель-медь-молибденовых чугунах похожи на перлит, но отличаются наличием ориентации и четкой линейности (см. рис. 1, *б*, *в*). Перлит и бейнит в них присутствуют в разных соотношениях. Однако их взаимное расположение характеризуется часто наблюдаемой закономерностью: перлит располагается в центральной части вторичных зерен, а бейнит — вокруг них. Это отражает порядок их образования в материале.



а)

б)

в)

Рис. 3. Микроструктура матрицы чугуна, легированного 1 % Ni, 0,5 % Cu и 0,5 % Mo, после нормализации с ускоренным охлаждением:
а, *б*, *в* — верхний бейнит с длинными параллельными иглами феррита (×10 000)

В чугунах с большим числом легирующих элементов либо охлажденных с более высокой скоростью имеет место превращение $А \rightarrow Б_н$. Выделившиеся иглы феррита содержат больше углерода, поэтому в них при охлаждении происходит когерентное выделение мелких карбидов. Практически во всех чугунах наряду с нижним бейнитом образуются участки верхнего бейнита. Безусловно, в бейнитных чугунах присутствует значительное количество остаточного аустенита, обна-

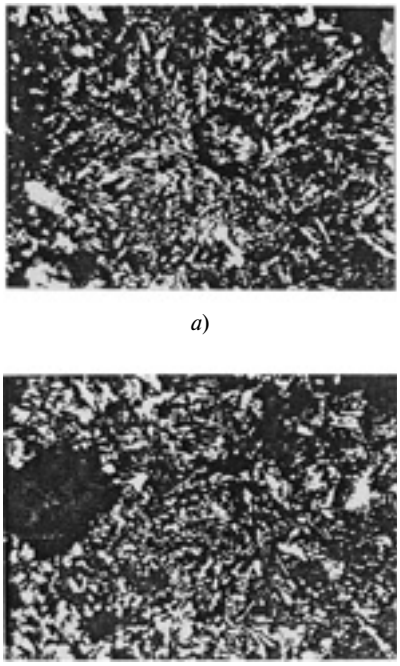
ружить который позволяет рентгеноструктурный анализ.

Образцы чугуна, легированного 1 % Ni, 0,5 % Cu и 0,5 % Mo, сечением 10 мм, отлитые в песчано-глинистую форму и кокиль, подвергали термической обработке на бейнит при разных температурах аустенитизации: 870, 900 и 935 °С. После 30 мин выдержки в печи образцы охлаждали под вентилятором. Чугун после такой обработки имел сложную микроструктуру. На рентгеновской установке ДРОН-2УМ в медном излучении с использованием монохромметра регистрировали линии Fe_α и Fe_γ. Методом гомологических пар определяли соотношение фаз феррита и аустенита (таблица).

Таким образом было подтверждено, что количество аустенита возрастает с повышением температуры аустенитизации. Установлено, что в чугунах, полученных литьем в кокиль, превращение происходит с образованием меньшего количества остаточного аустенита, что связано с меньшей микроликвацией химических элементов, в первую очередь Si. Обычно остаточный аустенит в большей мере сохраняется вблизи границ эвтектоидных зерен, где ниже концентрация Si и выше — Mn, так как последний стабилизирует аустенит, и превращение происходит позже по времени.

Количество остаточного аустенита в бейнитном чугуне после нормализации с обдувом

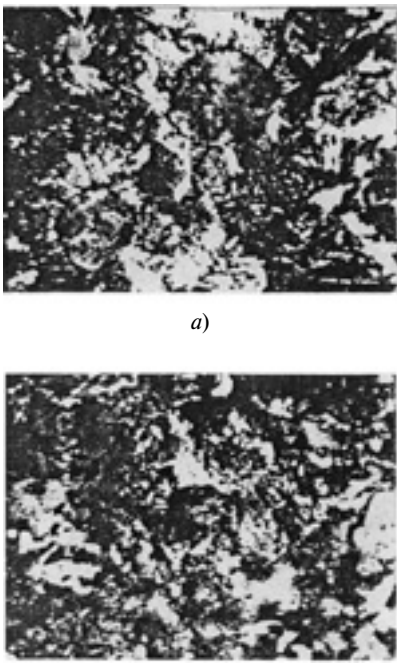
Литейная форма	Температура аустенитизации, °С	Содержание аустенита, %
Чугун Ni—Cu—Mo	0	—
Песчаная	870	9
Песчаная	900	20
Кокиль	900	12
Песчаная	935	30
Чугун с 2 % Ni, кокиль	900	14



а)

б)

Рис. 4. Микроструктура легированного никелем чугуна, полученного литьем в кокиль, после нормализации с ускоренным охлаждением (*а*) и дополнительной обработки холодом при −40 °С (*б*) (×10 000)



а)

б)

Рис. 5. Микроструктура чугуна, легированного Ni, Cu и Mo, полученного литьем в кокиль, после ускоренной нормализации (*а*) и дополнительной обработки холодом при −40 °С (*б*) (×10 000)

Установлено, что в чугунах, полученных литьем в кокиль, в силу специфического распределения химических элементов при кристаллизации и измельчения эвтектоидных зерен Mn сохраняется в местах, соответствующих участкам ледебурита, а Si распределяется по границам зерен более равномерно, чем в чугунах, отлитых в песчаную форму. Все это предопределяет более равномерное и полное протекание процесса $\gamma \rightarrow \alpha$ превращения.

Известно, что оптимальное количество аустенита, оцененное по механическим свойствам, должно составлять 8÷11 %, именно при таком количестве аустенит наиболее стабилен. Исходя из этого, оптимальной можно считать температуру аустенитизации чугуна (900 ± 10) °С. Установлено, что в бейнитных чугунах, полученных литьем в кокиль, аустенит составляет 3÷8 % при перлитно-бейнитной матрице и 12÷14 % при полностью бейнитной матрице. Это существенно ниже, чем в традиционно отливаемых чугунах, что объясняется их более равномерным химическим составом, а также использованием в опытах сплавов с исходной ферритной матрицей и невысокой [(900 ± 10) °С] температурой аустенитизации.

Исследования аустенита и бейнита при температуре −40 °С показали, что в чугуне с 2 % Ni аустенит сохраняется (рис. 4), а в сплаве Ni—Cu—Mo аустенит после обработки холодом не обнаружен (рис. 5).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гасанли Р. К.** Высокопрочный чугун с шаровидным графитом. Баку: Наука, 1998. 203 с.
2. **Гасанли Р. К.** Структура и свойства высокопрочных чугунов. Баку: Наука, 2013. 250 с.

УДК 621.867.42

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук, А. В. ЛЕОНТЬЕВА (Нижегородский филиал ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: vibro_nn@mail.ru

Измерение радиальных вибраций шнековых валов волновыми методами[1]

Изложена концепция измерения радиальных виброперемещений шнековых валов волновыми акустическими методами. Установлены причины возникновения погрешностей при определении параметров низкочастотных радиальных вибраций валов сложной формы. Показана необходимость синхронизации угловой скорости шнека и процесса измерений.

Ключевые слова: фазовая модуляция, акустический преобразователь, девиация частоты, двойной эффект Допплера, погрешность измерения.

The measurement conception of radial vibratory displacements of worm shaft by wave acoustic methods is presented. The causes of errors at determination of parameters of low-frequent radial vibrations of complex-shaped shafts are defined. The necessity of synchronization of worm angular velocity with measurement process is shown.

Keywords: phase modulations, acoustic transducer, frequency deviation, double Doppler effect, measurement error.

Измерение параметров вибрации шнековых валов — актуальная задача технической диагностики дорожных машин, турбин, буровых установок, металлорежущих станков и т. д. При этом возникает сложность установки на исследуемом объекте вибропреобразователей, позволяющих в реальном времени преобразовывать информационные сигналы. Применение ультразвуковых бесконтактных методов и средств измерения вибраций в режиме бегущих волн позволяет решить данную задачу, но только в части измерения виброперегрузок гладких валов или перегрузок, направленных по нормали к зондирующему лучу [1]. Акустические способы измерения вибрации в машиностроении достаточно хорошо исследованы [2—4].

Предполагалось, что набег фазы акустической волны при распространении от излучателя до исследуемой границы раздела сред и обратно к приемнику пропорционален удвоенному расстоянию между измерительным прибором и исследуемым объектом, т. е. за время распространения сигнала отражающая поверхность не смещается, что соответствует квазистатическому приближению. Возникает вопрос об области применения квазистатического приближения и ошибках измерения, не учтенных в алгоритмах обработки отраженного сигнала, вызванных таким подходом.

[1] Работа выполнена при частичной поддержке РФФИ, проект № 08-08-97057-Р_Поволжье.

В связи с этим рассмотрим краевую задачу, описывающую взаимодействие заданной излучаемой источником волны, имеющей плоский фронт, с движущейся идеально отражающей плоской границей раздела сред.

Продольные смещения U волны, излучаемой источником, описываются уравнением

$$U_{tt} - c^2 U_{xx} = 0, \qquad (1)$$

где $c = \sqrt{E/\rho}$ — скорость звука в воздушной среде; E и ρ — модуль упругости и удельная плотность среды; U_{tt} и U_{xx} — частные производные второго порядка от смещения U соответственно по времени и по координате x.

Положим, что на границе раздела сред при $x = 0$ расположены источник излучения и согласованный приемник, тогда первое граничное условие запишем в виде:

$$Z_0 U_t(0, t) - E U_x(0, t) = \mu(t), \qquad (2)$$

где $Z_0 = \sqrt{E\rho}$ — волновое сопротивление среды; $\mu(t)$ — заданная функция, характеризующая источник; U_t и U_x — частные производные первого порядка от функции U по времени и по координате x.

Считая вибрирующую границу непроницаемой, второе граничное условие при $x = L + l(t)$ запишем в виде:

$$U[L + l(t)] = l(t), \qquad (3)$$

где L — расстояние от источника до неподвижной границы; $l(t)$ — закон движения границы.

Необходимо решить краевую задачу. Волновое уравнение (1) представим в форме Даламбера:

$$U(x, t) = h(t - x/c) + f(t + x/c), \qquad (4)$$

где $h(t - x/c)$ и $f(t + x/c)$ — соответственно волны, распространяющиеся в прямом и обратном направлениях.

Подставив уравнение (4) в граничное условие (2), получим:

$$Z_0[h'(t) + f'(t)] - E/c[-h'(t) + f'(t)] = \mu(t) \text{ или}$$

$$\sqrt{E\rho}\,[h'(t) + f'(t)] - \sqrt{E\rho}\,[-h'(t) + f'(t)] = \mu(t),$$

$$\text{или } 2\sqrt{E\rho}\,h'(t) = \mu(t).$$

Здесь h' и f' — первые производные по времени соответственно прямой и обратной волн. В выражении $E/c[-h'(t) + f'(t)]$ величины $h'(t)$ и $f'(t)$ — первые производные по координате x в соответ-

ствии с граничным условием (2). Отсюда определим: $h(t) = 1/2Z_0 \int \mu(t)\mathrm{d}t$. Следовательно, $h\left(t - \frac{x}{c}\right) = \int\limits_0^{(t-x/c)} \mu(\zeta)\mathrm{d}\zeta$, где $\zeta = Z_0 t/2$.

Из граничного условия (3) получим выражение для обратной волны:

$$f\left[t + \frac{L}{c} + \frac{l(t)}{c}\right] = -h\left[t - \frac{L}{c} - \frac{l(t)}{c}\right]. \quad (5)$$

Отсюда найдем отраженную волну $f(t)$ как функцию падающей волны $h(t)$ и закона движения $l(t)$ отражающей границы. Представим искомую функцию $f(t) = f_1(t) + f_2(t)$ в виде суммы отраженной волны $f_1(t)$ и волны $f_2(t)$, излучаемой вибрирующей границей. Отраженную волну найдем из решения однородного уравнения (5):

$$f_1(t) = f_1\left[t + \frac{L}{c} + \frac{l(t)}{c}\right] = -h\left[t - \frac{L}{c} - \frac{l(t)}{c}\right], \quad (6)$$

а волну, излучаемую вибрирующей границей, — из решения неоднородного уравнения

$$f_2\left[t + \frac{L}{c} + \frac{l(t)}{c}\right] = l(t).$$

Следовательно, нужно решить две задачи: найти отраженную волну и волну, излучаемую вибрирующей поверхностью.

Найдем волну, отраженную от границы раздела сред.

В уравнение (6) введем новые обозначения:

$$\eta = t + l_1(t)/c, \quad (7)$$

где $l_1(t) = L + l(t)$.

Выразив отсюда зависимость t от η в виде функции

$$t = \tau(\eta), \quad (8)$$

запишем уравнение (6) следующим образом: $f(\eta) = -h\big(\eta - 2l_1[\tau(\eta)]\big)/c$.

Следовательно, отраженную волну можно описать выражением

$$f(t + x/c) = -h\left(t + \frac{x}{c} - \frac{2l\left[\tau\left(t + \frac{x}{c}\right)\right]}{c}\right). \quad (9)$$

Для нахождения функции $\tau(t)$ воспользуемся методом последовательных приближений, которые выбираем, исходя из равенства (6), в виде линейных зависимостей: для нулевого приближения — $t_0 = \eta$; для первого приближения — $t_1 = t_0 - l_1(t_0)/c$; для второго приближения — $t_2 = t_0 - l_1(t_1)/c = \eta - l_1(\eta)/c + l_1(\eta)l(\eta)/c^2 - l_1^2(\eta)l(\eta)/2! + \ldots$; для N-го приближения — $t_N = t_0 - (t_{N-1})/c$.

Получим представление функции (8) в виде ряда:

$$t = \tau(\eta) = \eta - l(\eta)/c + l(\eta)\dot{l}(\eta)/c^2 - l(\eta)[\dot{l}^2(\eta) + l(\eta)\ddot{l}(\eta)/2!]/c^3 + l(\eta)[\dot{l}^3(\eta) + 3l(\eta)\dot{l}(\eta)\ddot{l}(\eta)/2! + l^2(\eta)\dddot{l}(\eta)/3!]/c^4 - \ldots,$$

где l — виброперемещение исследуемого объекта; $\dot{l}$, $\ddot{l}$ и т. д. — первая, вторая и т. д. производные от перемещения по времени.

Ограничимся четырьмя членами ряда, при этом: $f(\eta) = -h[2\tau(\eta) - \eta]$ или

$$f(\eta) = -h\big(\eta - 2l(\eta)R(\eta)\big)/c, \quad (10)$$

где

$$R(\eta) = 1 - \dot{l}/c + (\dot{l}^2 + l\ddot{l}/2!)/c^2 - (\dot{l}^2 + 3l\dot{l}\ddot{l}/2! + l^2\dddot{l}/3!)/c^3. \quad (11)$$

В качестве примера рассмотрим движение границы с постоянной скоростью $\vec{V}$. В этом случае $l(t) = L_1 + Vt$, где L_1 — начальное расстояние от источника излучения до границы раздела сред.

Тогда

$$f(t) = -h\left[\frac{1 - V/c}{1 + V/c} - \frac{2L_1}{c(1 + V/c)}\right].$$

Отсюда видно, что для гармонического источника $h(t) = A\sin\omega_0 t$ и $f(t) = -A\sin(\omega_1 t + \varphi)$, где A — амплитуда; ω_0, ω_1 — частоты соответственно падающего и отраженного сигналов; $\varphi = \frac{2\omega L_1}{c(1 + V/c)}$ — постоянный набег фазы; $\omega_1 = \omega_0 \frac{1 - V/c}{1 + V/c}$, что соответствует двойному эффекту Допплера.

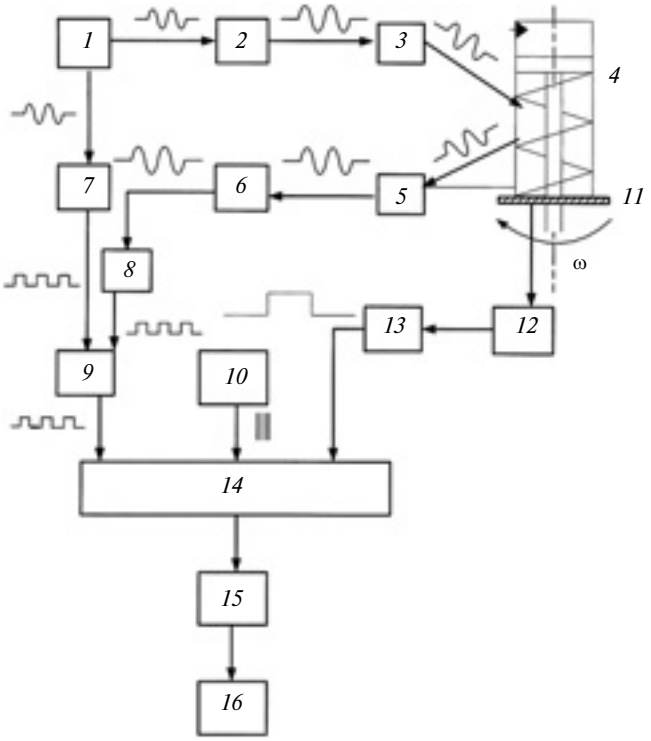
Для нулевого приближения $R = 0$ из уравнений (10) и (11) получим $f_0(\eta) = -h(\eta)$, что соответствует неподвижной границе, т. е. статическому случаю.

Для первого приближения при $R_1 = 1$ получим: $f_1(\eta) = -h\big(\eta - 2l(\eta)\big)/c$, что соответствует квазистатическому представлению о набеге фазы волны, пропорциональному удвоенному расстоянию от измерительного прибора до границы раздела сред, которое и используется на практике [4, 5].

Для второго приближения с учетом следующего слагаемого ряда (11) получим:

$$f_2(\eta) = -h[\eta - 2l(\eta)(1 - \dot{l}(\eta)/c)/c] \quad \text{при } R_2 = 1 - \dot{l}(\eta)/c. \quad (12)$$

В общем случае при произвольном движении границы раздела сред, если источник гармонический, принимаемый сигнал можно представить из равенства (10) как $f(t) = -A\sin\omega(t - 2l(t)R(t)/c)$.



Для получения информации о законе движения границы исследуемого объекта отраженный сигнал умножают на опорный $A_0\sin(\omega t + \varphi)$, и выделяют низкочастотную часть спектра (спектральные составляющие на удвоенной частоте отфильтровывают), т. е. рассматривают составляющую спектра:

$$f_n(t) = -\frac{AA_0\cos(2\omega l(t)R(t)/c + \varphi)}{2},$$

откуда определяют закон движения $l(t)$, считая в квазистатическом приближении $R(t) = 1$.

Следовательно, метод обработки отраженного сигнала должен учитывать абсолютную ошибку в измерении смещения $l(t)$ границы: $\Delta = [l(t)R(t) - l(t)]/l(t) = R(t) - 1$. Отсюда, задаваясь относительной ошибкой измерения $\delta = \Delta l(t)/l(t)$, где $\Delta l(t)$ — погрешность измерения, получаем условие применимости квазистатического представления: $\Delta = R(t) - 1 \leqslant \delta$. Для второго приближения из уравнения (12) получаем $|\dot{l}(t)| \leqslant c\delta$. Так, для $\delta = 10^{-2}$ скорость движения вибрирующей границы не должна превышать 2 м/с при измерениях на воздухе.

Винтовая поверхность шнека, высота витков которого может быть одного порядка с его диаметром, затрудняет измерение вибрации шнекового механизма. Сигнал отраженной волны (8) насыщается дополнительными гармониками, так как витки шнека, попадая в зону зондирующего акустического сигнала, вызывают его модуляцию не только по фазе, но и по частоте. Поэтому выделение информационной составляющей по фазе связано с возрастанием ошибок при увеличении частоты вращения шнека. Был разработан ультразвуковой измеритель вибраций, позволяющий снизить указанную погрешность путем синхронизации частоты вращения шнека и измерений виброперегрузок [6]. Структурная схема измерителя приведена на рисунке.

Ультразвуковой измеритель вибрации работает следующим образом. На валу шнека закрепляется кодовый диск *11* в положении, при котором виток шнека при вращении вала не попадал бы в поле ультразвукового зондирующего луча. Если луч попадает на виток шнека, то отраженный от него сигнал наполняется неинформативными гармоническими составляющими, что значительно затрудняет его обработку и вносит ошибку до 100 % и более.

Сигнал с ультразвуковой частотой 100÷300 кГц подается с генератора *1* на усилитель *2* мощности, а затем на излучающий преобразователь *3*. Регулируя частоту генератора *1*, добиваются более эффективного излучения ультразвукового сигнала путем его настройки преобразователем *3* на частоту электромагнитного резонанса. При медленном вращении ротора *4* фаза отраженного ультразвукового сигнала изменяется на величину, которая зависит от эксцентриситета вала. При отсутствии эксцентриситета фаза не изменяется.

Смодулированный по фазе сигнал поступает на приемный преобразователь *5*, настроенный на частоту механического резонанса, который преобразует акустический сигнал в электромагнитный со всеми индексами частотной и фазовой модуляции. Затем электромагнитный сигнал через согласующий усилитель *6* поступает на формирователь *8* меандра, который преобразует синусоидальный сигнал в последовательность однополярных прямоугольных импульсов той же частоты. На формирователь *7* с выхода генератора *1* поступает опорный сигнал, который также имеет вид меандра, но в отличие от выходного сигнала формирователя *8* может иметь некоторое рассогласование по фазе и частоте. Изменение фазы линейно связано с изменением расстояния отражающей поверхности вала до излучающего и приемного преобразователей, а изменение частоты характеризует скорость вращения вала. В данном случае фаза является информативным параметром. Оба сигнала прямоугольной формы поступают на входы первого блока *9* умножения, на выходе которого формируется последовательность прямоугольных импульсов разной длительности, характеризующих изменение фазы и, следовательно, расстояние до исследуемого объекта.

Последовательность прямоугольных импульсов поступает на первый вход второго блока *14* умножения, на второй вход которого поступают тактовые импульсы высокой частоты (порядка 1 ГГц) с

генератора *10* тактовых импульсов. Их число в выходном сигнале блока *14* соответствует изменению фазы между отраженным и опорным сигналами. На третий вход блока *14* поступает сигнал с формирователя *13*, имеющего два устойчивых состояния. В качестве формирователя *13* можно использовать триггер, включенный по счетному входу. Триггер меняет свое состояние при каждом поступлении импульса с датчика *12* угла поворота вала. Диск *11* закрепляется на валу так, чтобы триггер *13* находился в единичном состоянии, т. е. в поле ультразвукового зондирующего сигнала не должен попадать виток шнека. Только в этом случае срабатывает схема умножения блока *14*. Блок *15* анализа представляет реализацию исследуемого процесса в частотной или временной областях. Выходной сигнал с этого блока через цифроаналоговый преобразователь *16* поступает на осциллограф или непосредственно в компьютер, где в зависимости от программного обеспечения анализируются: автокорреляционная функция, спектральный состав, гистограмма распределений информативных параметров.

Вибропреобразователь имеет два режима работы. На первом режиме зондируется поверхность шнека без витка. Это возможно в случае, когда диск *11*, установленный на валу *4*, соответствует такому углу поворота вала, при котором зондирующий ультразвуковой сигнал падает на свободное от витка шнека поле. В этом случае сигнал с датчика *12* угла поворота вала, поступая на вход формирователя *13*, подтверждает его единичное состояние и открывает блок *14* для прохождения сигнала с фазового детектора *9* на блок *15* обработки данных. Конструктивно диск *11* может иметь либо прозрачные участки для прохождения оптических сигналов со светодиодов (на схеме не показаны), либо участки поверхности, отражающие те же сигналы. Если вал шнека имеет эксцентриситет, являющийся основной причиной вибрации, то при повороте вала даже на небольшой (в несколько градусов) угол фаза отраженного ультразвукового сигнала изменится относительно опорного сигнала, что зарегистрирует фазовый детектор *9*. При дальнейшем вращении вала *4* виток шнека входит в поле зондирующего луча и выходной сигнал формирователя *13* выдает запрещающую команду (логический нуль) на третий вход элемента *14* умножения и закрывает его еще до входа витка в зону действия луча.

Второй режим работы вибропреобразователя начинается тогда, когда диск *11* после поворота вала на соответствующий угол изменяет выходной сигнал формирователя *13* на полярный. Например, когда в поле зондирующего луча не попадает поверхность вала, выходной сигнал формирователя *13* соответствует логической единице, когда поверхность вала приближается к полю, но еще не входит в зону действия зондирующего луча, выходной сигнал формирователя *13* соответствует логическому нулю. Тогда снова открывается элемент *14* и ультразвуковой сигнал, отраженный уже от поверхности витка шнека, через этот элемент поступает в блок *15* обработки данных.

Если зондирующий луч попадает на поверхность витка шнека, то полем его действия становится эта поверхность. Акустическое зондирование винтовой поверхности шнека позволяет контролировать качество изготовления шнека и определять эксцентриситет вала.

В данном устройстве используют стандартный серийный задающий генератор *1* с частотой от 20 кГц до 1 МГц — это рабочий диапазон ультразвукового фазового вибропреобразователя. Однако серийно выпускаемые приборы обычно имеют более широкие диапазоны частот — от нескольких герц до десятков мегагерц. Поэтому в зависимости от условий работы вибропреобразователя иногда целесообразно задающий генератор изготовлять на одну частоту, соответствующую собственным частотам излучающего и приемного преобразователей. Для более эффективной работы преобразователь настраивают на частоту электрического резонанса, а приемный — механического. Излучающий и приемный преобразователи изготовлены разработчиками, а чувствительный элемент, преобразующий сигналы, — покупной, выполнен из керамики цирконат-титаната свинца ЦТС-19. Данное устройство работает надежно только при синхронизации частоты вращения шнека и измерении вибраций.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гордеев Б. А., Синев А. В.** Влияние частотной модуляции отраженного акустического сигнала на погрешность ультразвукового вибропреобразователя // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2000. № 5. С. 18—21.
2. **Гордеев Б. А.** Ультразвуковой фазовый вибропреобразователь // Приборы и техника эксперимента. 2000. № 3. С. 165.
3. **Гордеев Б. А., Куклина И. Г., Осмехин А. Н.** Измерение параметров вибрации конструкций акустическими методами // Приволжский научный журнал. 2009. № 2. С. 13—20.
4. **Гордеев Б. А., Куклина И. Г.** Определение дисбаланса жестких роторов дорожных машин акустическими методами // Строительные и дорожные машины. 2010. № 2. С. 34—35.
5. **Гордеев Б. А., Осмехин А. Н.** Нестандартные способы измерения и снижения вибрации // Lap lambert Academic Publishing GERMANY. 2012. 103 с. Монография.
6. **Пат. 2472109 Рос. Федерации.** Ультразвуковой фазовый вибропреобразователь.

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

УДК 669.14:531.44:621.892

Ю. Н. ДРОЗДОВ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), П. И. МАЛЕНКО, канд. техн. наук (Тульский ГУ), e-mail: malenko@tsu.tula.ru

Структурно-фазовые превращения в контактирующих поверхностных слоях сталей с покрытиями при трении скольжения со смазочным материалом

Применены два подхода к моделированию процесса термического удара при трении скольжения сталей со смазочным материалом, в результате которого создаются высокие давления, распространяющиеся в поверхностных слоях как волны расширения—сжатия. Это вызывает полиморфные превращения и диффузионный массоперенос аномально высокой скорости при температурах ниже температур кинетических превращений. Определены расчетные значения давлений и коэффициентов диффузии.

Ключевые слова: термический удар, вторичные структуры, структурно-фазовые превращения, трение скольжения, смазочный материал, давление, диффузия.

Two approaches are applied to the modeling of thermal shock process at sliding friction of steels with lubricant, resulting in high pressures, propagating in surface layers as tensile-compressive waves. This causes polymorphic transformations and diffusive mass transfer with anomalously high speed at temperatures that are lower that the temperatures of kinetic transformations. The design values of pressures and diffusion coefficients are determined.

Keywords: thermal shock, secondary structures, structural phase changes, sliding friction, lubricant, pressure, diffusion.

Экспериментально установлено, что в процессе трения в контактирующих поверхностных слоях сталей формируются вторичные структуры (ВС), фазовый состав которых отличается от исходного и предопределяет эксплуатационные свойства пар трения [1, 2]. При этом на формирование ВС при сухом трении основное влияние оказывает динамический фактор — фактическое давление $p_ф$, определяемое морфологией контактирующих поверхностей, а при трении с гидродинамическим и граничным смазыванием превалирует кинематический фактор — скорость $v_{тр}$ трения. ВС при сухом трении формируются в условиях пластической деформации (дислокационный механизм и мартенситные превращения) [3], а при трении со смазочным материалом — в условиях упругой деформации (полиморфный и диффузионный механизмы).

Экспериментальные и аналитические исследования процесса формирования ВС при трении со смазочным материалом показали, что механизм их формирования определяется температурой [4]:

$$T \approx \eta \frac{v_{тр}^2}{h},$$

где η — коэффициент динамической вязкости; h — зазор в паре трения.

Результаты экспериментальных исследований

Проведены исследования формирования ВС на рабочих поверхностях деталей запорных агрегатов стрелково-пушечного вооружения при одиночных и автоматических стрельбах в условиях ресурсного смазывания на следующих режимах: давление в контакте $p \leqslant 10$ МПа, скорость трения $v_{тр} \leqslant 10$ м/с, зазоры между контактирующими поверхностями $h = (0{,}5 \div 10) \cdot 10^{-5}$ м, параметр шероховатости поверхности трения $Ra = (1{,}2 \div 0{,}63) \cdot 10^{-6}$ м. Детали из теплостойкой стали 25Х3М3НБЦА подвергали низкотемпературному поверхностному насыщению азотом и углеродом (никотрированию). Рентгеноструктурным анализом определяли исходный фазовый состав поверхностного слоя [4].

Исходные фазы, являющиеся донорами при формировании ВС, располагаются в защитном (никотрированном) слое толщиной $(6 \div 8) \cdot 10^{-6}$ м и в прилегающем к нему подслое. К первым относятся фазы: α-Fe, Fe_3N(ε-Fe), Fe_4N(γ'-Fe), ко вторым фазы: Fe_3Mo_2, FeS_2, Fe_2P и FeSi. Кроме того, донорами являются химические элементы O_2 и S, находящиеся в окружающей среде (воздухе и смазочном

материале) и реакционной диффузией формирующие ВС [5].

Для определения зависимости "температурный интервал — фазовые превращения" моделировали режимы работы узлов, используя машину трения, которая работает по схеме штифт—диск. Смазочный материал в зону трения подавали капельным способом. Для определения адгезионных свойств поверхности трения по локальным коэффициентам трения [6] измеряли силы $F_{тр}$ трения, температуру T и сигналы акустической эмиссии от пьезодатчиков.

Фазовый состав ВС определяли рентгеноструктурным анализом для интервала температур $T = 200 \div 500$ °С. Экспериментально определили зависимость фазового состава ВС от температуры. Установлены четыре механизма формирования ВС:

1) α-Fe $\rightarrow$ FeO, α-Fe $\rightarrow$ FeS_2, α-Fe $\rightarrow$ Fe_2P, α-Fe $\rightarrow$ FeSi;

2) γ'-Fe $\rightarrow$ Fe_3O_4;

3) ε-Fe $\rightarrow$ Fe_2O_3;

4) Mo $\rightarrow$ MoS_2, Mo $\rightarrow$ $MoSi_{0,65}$.

Анализ показал, что структурно-фазовые превращения в поверхностных слоях имеют особенности:

зависимость содержания химических элементов от температуры для двойных сплавов в результате смещения кинетических кривых в сторону пониженных температур;

аномально высокую скорость диффузионного переноса в направлении поверхности трения, т. е. в противоположную сторону относительно направления температурного градиента.

Объяснить причины данных особенностей только на основании экспериментальных данных не представляется возможным, поэтому необходимы дополнительные исследования с использованием ряда положений тепловой задачи трения.

Модель термического удара при трении скольжения со смазочным материалом и оценка его влияния на структурно-фазовые превращения

Известно, что выявленные аномалии в структурно-фазовых превращениях возникают при различных высокоинтенсивных импульсных воздействиях на сталь, в частности, механическом и тепловом [7, 8], в результате чего возникают фазы высокого давления и высокая скорость диффузии. При трении подобные явления обусловлены условиями нагружения и морфологией контактирующих поверхностей в виде суб- и микрошероховатостей.

Моделирование температурных процессов показало, что на площадках контакта, формирующихся на суб- и микрошероховатостях под действием давления, в результате трения возникают высокотемпературные пульсирующие поля, характеризующиеся параметрами [6, 9]: темп тепловвода $\frac{dT}{d\tau} = 10^6 \div 10^9$ К/с; скорость тепловвода $U = 10^4 \div 10^7$ 1/с, плотность мощности теплового потока $q_0 = 10^9 \div 10^{10}$ Вт/м^2. Данные параметры, за исключением q_0, величина которого на два-три порядка ниже, соответствуют параметрам при лазерном облучении металла [8]. Высокий темп тепловвода указывает на наличие термических ударов на площадках контакта микронеровностей в результате трения. Кроме того, скорость деформации в результате тангенциальных ударов составила $\dot{\varepsilon} = 10^3 \div 10^4$ 1/с [6]. Термические удары создают в поверхностном слое термоупругие напряжения, а механические удары — вязкие контактные напряжения [10].

Существуют различные подходы к представлению механизма термического удара. Рассмотрим два из них: континуальное приближение — предполагается, что среда сплошная; дискретный — среда рассматривается на уровне кристаллической решетки.

Континуальное приближение

Согласно классической теории теплопроводности, которая основывается на гипотезе Фурье о распространении теплоты в сплошной среде, справедливо параболическое уравнение $q = -\lambda \frac{dT}{dx}$, постулирующее возникновение бесконечной скорости распространения теплоты $v_T \rightarrow \infty$. Континуальный подход предполагает конечное значение v_T, что основано на гипотезе о релаксации теплового потока (для стали время релаксации $\tau_p \approx 10^{-11}$ с). Влияние скорости v_T заметно, если нестационарный температурный процесс рассматривается за малый период времени, что относится к термическому удару, так как с учетом инерционных эффектов его время составляет $\tau = 10^{-4} \div 10^{-6}$ с. В этом случае закон распространения теплоты соответствует уравнению $q = -\lambda \frac{dT}{dx} - \tau_p \frac{dq}{d\tau}$, скорость распространения теплоты имеет вид $v_T = \sqrt{a/\tau_p}$, где a — коэффициент температуропроводности стали, тогда $v_T = 10^4$ м/с. Распространение теплоты носит волновой характер и описывается гиперболическим уравнением теплопроводности.

В сталях с примесями и в неупорядоченных сплавах согласно классическому представлению перенос теплоты осуществляется электронами в результате их рассеяния на тепловых колебаниях ионов (λ_1) и происходит со скоростью v_T, а также фоно-

нами, т. е. звуковыми волнами со скоростью распространения $v_р(\lambda_2)$ [11]. Соотношение этих двух механизмов переноса теплоты описывается выражением [12] $\Delta \approx \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \approx \frac{T}{\varepsilon}\sqrt{\frac{M}{m}}$, где $T \approx (5 \div 7) \cdot 10^{-2}$ эВ — температура в энергетических единицах; $\varepsilon \approx 10$ эВ — энергия электрона; M и m — массы соответственно атома и электрона. Расчетами установлено $\Delta = 2 \div 3$.

В работе [13] на основе обобщенного уравнения энергии, учитывающего совместное действие термического удара, температурного поля и динамической термоупругости определена динамическая реакция среды на термический удар, которая направлена перпендикулярно к плоскости контакта по оси z.

Задача рассматривается в безразмерных переменных величинах:

$$z' = \frac{v_р}{a}(z - l); \quad Fo = \frac{v_р^2 \tau}{a}; \quad \beta = \frac{v_р}{v_T} = \frac{5 \times 10^3}{10^3} = 5;$$

$$\sigma_{z'z'}(z', Fo) = \frac{\sigma_{zz}(z, \tau)}{S(T_с - T_0)}; \quad T(z', Fo) = \frac{T(z, \tau) - T_0}{T_с - T_0};$$

$$S = \frac{\alpha_T E}{1 - 2\nu},$$

где l — расстояние по оси z до точки приложения термического удара (ТУ); τ — продолжительность термического удара; $T_с$ — температура среды; T_0 — начальная температура; α_T — коэффициент линейного расширения; E и ν — соответственно модуль упругости и коэффициент Пуассона.

Основное уравнение динамической термоупругости в напряжениях $\sigma_{z'z'}$ имеет вид:

$$\frac{\partial^2 \sigma_{z'z'}}{\partial z'^2} - \frac{\partial^2 \sigma_{z'z'}}{\partial Fo^2} = \frac{\partial^2 T(z', \tau)}{\partial Fo^2}$$
$$\text{при } z' > 0 \text{ и } Fo > 0. \qquad (1)$$

Краевые условия:

$$\sigma_{z'z'}(z', Fo)|_{Fo = 0} = \left.\frac{\partial \sigma_{z'z'}}{\partial Fo}\right|_{Fo = 0} = 0; \qquad (2)$$

$$\sigma_{z'z'}(z', Fo)|_{z' = 0} = \left.\frac{\partial \sigma_{z'z'}}{\partial Fo}\right|_{z' = \infty} = 0. \qquad (3)$$

Функция температуры является результатом решения следующей задачи:

$$\frac{\partial T(z', Fo)}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 T(z', Fo)}{\partial z'^2} - \beta \frac{\partial^2 T(z', Fo)}{\partial Fo^2}$$
$$\text{при } z' > 0 \text{ и } Fo > 0. \qquad (4)$$

Краевые условия:

$$T(z', Fo)|_{Fo = 0} = \left.\frac{\partial T(z', Fo)}{\partial Fo}\right|_{Fo = 0} = 0 \text{ при } z' \geqslant 0; \qquad (5)$$

$$\int_0^{Fo} \left.\frac{\partial T(z', \tau')}{\partial z}\right|_{z' = 0} \exp\left(-\frac{Fo - \tau'}{c}\right) d\tau' =$$
$$= \beta^2 Bi[T(z', Fo)|_{z' = 0} - 1] \text{ при } Fo > 0; \qquad (6)$$

$$[T(z', Fo)] < \infty \text{ при } z' \geqslant 0, \ Fo \geqslant 0, \qquad (7)$$

где $\tau' \leqslant \tau_р$ — текущее время; $c = \tau/\tau_р$.

Условие (6) отражает термический удар вследствие нагревания средой. В данном случае под средой понимается слой смазочного материала в зазоре между контактирующими деталями.

В работе [13] не рассматривается решение термоупругой и тепловой задач с краевым условием (6). Поэтому остановимся на ее решении. Анализ правой части условия (6), сделанный на основе положений работы [6], показал, что в размерных величинах она должна иметь вид $\beta^2 q_0/\lambda_{с.м}$, где q_0 — плотность теплового потока от смазочного материала к стенке; $\lambda_{с.м}$ — коэффициент теплопроводности смазочного материала. Для пульсирующих термических ударов в безразмерных величинах правая часть условия (6) имеет вид:

$$q_0^* = \frac{\beta^2 q_0}{\lambda_{с.м}} \frac{a}{v_р(T_с - T_0)}.$$

Определим плотность мощности теплового потока q_0. Так как температура смазки $T_ж = 200 \div 500$ °С, то смазочный материал будет находиться в состоянии пленочного или пузырькового кипения. Максимальное значение q_0 имеет при пузырьковом кипении, т. е. смазочный материал отделен от поверхности нагревания кипящим слоем, в результате чего происходит интенсивный молярный перенос и температура на поверхности детали изменяется скачкообразно: $\Delta T \approx 100$ °С. На субшероховатостях данный скачок возникает при $\tau_{суб} = 10^{-8}$ с, т. е. практически мгновенно после достижения заданного температурного интервала. В этом случае q_0 рассчитывается по формуле [14]

$$q_0 = (T_ж + \Delta T)\sqrt{\frac{\lambda_k c_k \rho'}{\tau}},$$

где теплофизические параметры кипящего слоя смазки: $\lambda_k = 0{,}24$ Вт/(м · °С) — коэффициент теплопроводности; $c_k = 2{,}4 \cdot 10^3$ Дж/(кг · °С) — теплоемкость; $\rho' = 18$ кг/м^3 — плотность; $\tau = 3 \cdot 10^{-12}$ с.

Расчеты показали, что $q_0 = (5{,}6 \div 11) \cdot 10^9$ Вт/м^2.

Решения дифференциальных гиперболических уравнений (1) и (4) связаны с применением функ-

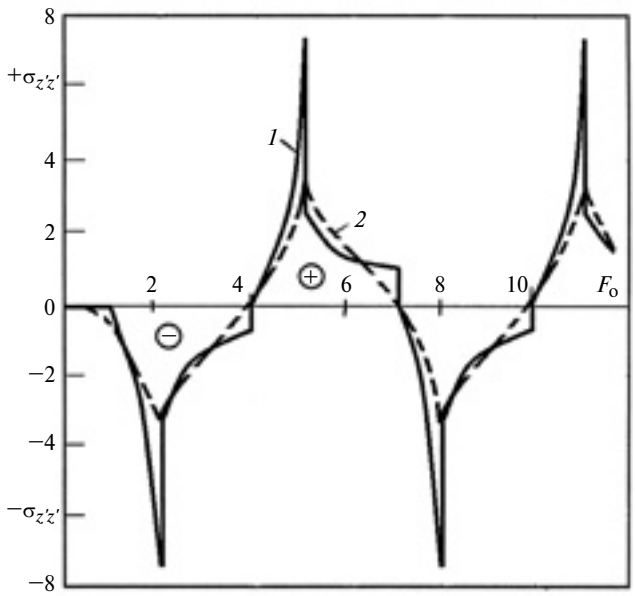


Рис. 1. Зависимости изменения напряжения σ_{zz} во времени *F*o в сечении $z' = 2$ при температурах $T = 200$ (*1*) и 500 °С (*2*)

ции Грина и пространства изображений по Лапласу. Далее для пульсирующего режима нагревания, опуская громоздкие вычисления, приведем окончательные результаты в безразмерных величинах.

Относительные термоупругие напряжения по оси z составят $\sigma^{(i)}_{z'z'} = 2{,}2 \div 5{,}4$, здесь $i = 1 \div 8$ отражает распределение напряжений по временнóй оси *F*o. Отметим, что каждая из составных частей $\sigma^{(i)}_{z'z'}$, вызванная пульсирующим тепловым потоком от среды, порождает диффузионную волну, возникающую сразу в каждой точке поверхностного слоя, и продольную волну расширения, время подхода которой к сечению z поверхностного слоя определяется как $\tau_n = z/v_{\text{р}}$.

Можно предположить, что механизм возникновения диффузионной волны связан с электронным переносом теплоты, а у продольной упругой волны — фононный механизм.

В теории термического удара важным является расчет скачков напряжений по фронту термоупругой волны по внешним граничным функциям теплового воздействия.

Для расчета скачков термоупругой волны используют формулы [13]:

$$\Delta_1 = \Delta_2 = \Delta_4 = \Delta_6 = q_0^* \frac{\beta}{\beta^2 - 1} \exp\left(\frac{z'}{2\beta}\right);$$

$$\Delta_3 = \Delta_5 = \Delta_7 = \Delta_8 = q_0^* \frac{\beta}{\beta^2 - 1},$$

где $q_0^* = 1 \div 2{,}4$.

Суммарная величина напряжений $\Sigma\sigma_{z'z'} = \sigma_{z'z'} + q_0^* = 3{,}2 \div 7{,}8$. Графическое изображение функции ($\sigma_{z'z'} - F$o) приведено на рис. 1. Напряжения в абсолютных величинах для температур $T = 200 \div 500$ °С составляют $\sigma_{zz} = (9{,}8 \div 24) \cdot 10^{10}$ Па.

Давление в поверхностном слое стали определяется как среднее значение трех главных напряжений, взятое с обратным знаком: $p = -\dfrac{\sigma_{zz} + \sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{3}$,

где $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \dfrac{\nu}{1 - \nu}\sigma_{zz}$.

При отрицательных термоупругих напряжениях происходит сжатие поверхностного слоя, при положительных — растяжение.

В поверхностной зоне механический удар вызывает вязкие напряжения $\sigma_{\text{в}} = \eta\dot{\varepsilon}$, где $\eta = (5 \div 5{,}8) \times 10^5$ Па · с [15] — коэффициент динамической вязкости стали при скорости деформации $\dot{\varepsilon} = 10^3 \div 10^4$, следовательно, $\sigma_{\text{в}} = (0{,}5 \div 1)$ ГПа.

Таким образом, приповерхностный слой находится в вязкоупругом состоянии за время релаксации $\tau = (1 \div 2) \cdot 10^{-6}$ с [16] и в нем возникают вязкоупругие напряжения. Однако, как показали расчеты, динамическая реакция вязкоупругих сред Максвелла на термический удар несущественно отличается от динамической реакции упругих сред, поэтому при изучении поведения вязкоупругих сред под действием термического удара можно применять выражения (1)—(7) для упругих сред. Расчетные значения давлений приведены в табл. 1.

Полученные результаты позволили установить причину полиморфных превращений $\alpha \to \gamma \to \varepsilon$ в сталях (рис. 2) [7] и объяснить характер изменений рентгеновских пиков (*Jp*) для фаз в различных температурных зонах (рис. 3) [6].

Причиной полиморфных превращений является релаксация давления p сжатия в зоне термического удара. В микроконтактной зоне трения ($T = 200 \div 300$ °С) превращения $\alpha \to \varepsilon$ отсутствуют, о чем свидетельствует постоянная величина *Jp* рентгеновских пиков для ε-Fe (см. рис. 3). В суб-

Таблица 1

Значения давления *p* в поверхностном слое в континуальном и дискретном приближениях, ГПа

Тип контакта	*T*, °С	Континуальный подход	Дискретный подход[1]
Микрошероховатость	200 300	6 8,9	5,4 8,1
Субшероховатость	400 500	11,8 14,7	10,8 13,8

[1]Параметр Грюнайзена Г = 8.

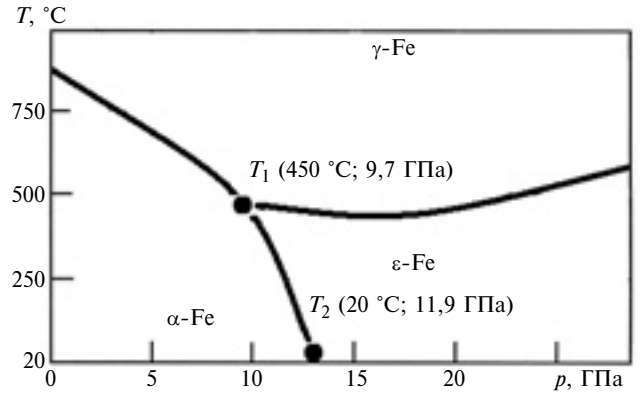


Рис. 2. Фрагмент диаграммы "*T—p*" для стали [7]

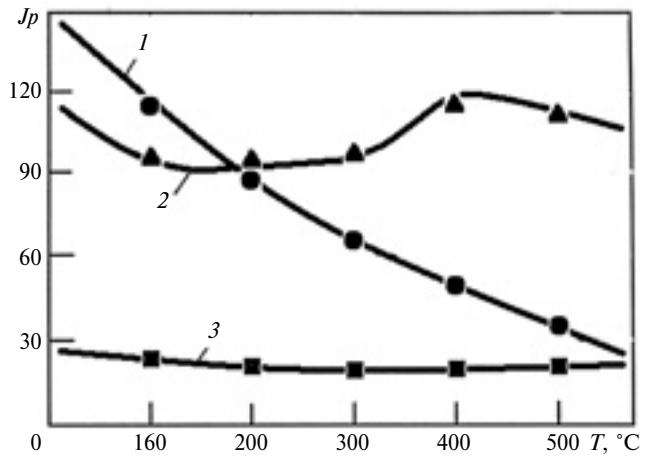


Рис. 3. Зависимости изменения рентгеновских пиков *Jp* для различных фаз от температуры при трении [4]:
1 — α-Fe; *2* — γ-Fe; *3* — ε-Fe

шероховатой зоне ($T = 400 \div 500$ °C) происходят превращения $\alpha \to \varepsilon$, на это указывает синхронное изменение значений рентгеновских пиков для α-Fe и ε-Fe. Следует отметить, что решетки α- и ε-фаз (ОЦК и ГП решетки) хорошо сопрягаются. Переход происходит в результате потери устойчивости ОЦК решетки при всестороннем сжатии. Ровный характер линии γ-Fe свидетельствует о том, что переходы $\alpha \to \gamma$ отсутствуют, так как ОЦК и ГЦК решетки плохо сопрягаются. Переход $\varepsilon \to \gamma$ фактически не наблюдался, хотя процесс трансформации ГП в ГЦК имел место.

Таким образом, для определения фазовых переходов в двойных сплавах под действием термического удара вместо изотермической диаграммы "температура — процентное содержание" для фаз высокого давления следует использовать диаграмму "температура—давление".

Дискретный подход

При дискретном подходе структурное состояние поверхностного слоя рассматривается на уровне кристаллической решетки. Предполагается, что в результате термического удара в среде возникают ударные волны расширения—сжатия с амплитудой, которая пропорциональна плотности мощности теплового потока [17]. Таким образом, в поверхностном слое образуется неравновесная область с акустической релаксацией, время релаксации $\tau_р \approx 10^{-6}$ с.

В данном случае релаксация представляет собой частный случай состояния, при котором система стремится к равновесию по одному параметру — давлению *p*. Релаксация достигается или акустической разгрузкой, или в результате структурно-фазового превращения в стали, если для акустической разгрузки не достаточно времени, так как время $\tau_ф$ фазовых превращений значительно меньше $\tau_р$. Так, если время полиморфных превращений составляет 10^{-13} с, то в стали происходят фазовые превращения (диффузионные и бездиффузионные).

Давление, возникающее в результате термического удара, целесообразно определять по формуле [17]

$$p \approx \Gamma c \rho \int_{T_0}^{T_1} \mathrm{d}T, \qquad (8)$$

где *c* и ρ соответственно теплоемкость и плотность стали; T_1 и T_0 — температуры, определяющие исследуемый диапазон; Г — параметр Грюнайзена.

Для исследуемых температур $T^* = T/\theta$, где θ — температура Дебая; $\Gamma = 1{,}68 \div 1{,}72$ [18]. Экспериментально и расчетами установлено, что в упругонапряженном теле существует поверхностный слой толщиной до $0{,}3 \cdot 10^{-6}$ м, физические свойства которого отличаются от свойств основного объема материала, например параметр Г увеличивается в 2,5 и даже в 5 раз [19].

Значения давлений, рассчитанные по формуле (8), приведены в табл. 1.

Проанализируем причины аномального ускорения диффузионного процесса при термическом ударе. Контактные и упругие напряжения распространяются в глубь поверхностного слоя, воздействуют на диффузионную подвижность атомов в решетке. Влияние упруговолновых воздействий на динамику атомов исследуем с помощью потенциалов $\nu(r)$ парных взаимодействий (ППВ) [19]. На рис. 4 представлены зависимости ППВ атомов в равновесном состоянии и при волновом нагружении механическими и термическими ударами.

При механическом ударе атом смещается на расстояние x_1 из положения r_{min}, соответствующего минимальной потенциальной энергии $E_{св}$ (глубина потенциальной ямы). При термическом ударе смещение x_2 пропорционально энергии $E_{уд}$ удара, в результате смещения энергия $E_{св}$ умень-

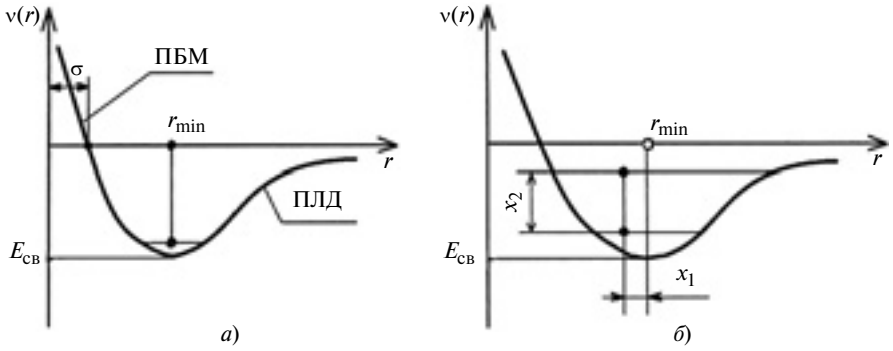


Рис. 4. Потенциалы ν(*r*) парного взаимодействия атомов в равновесном состоянии (*а*) и при волновом нагружении механическим и тепловым ударами (*б*)

шается. Если $E_{уд} < E_{св}$, то атом в решетке смещается на расстояния x_1 и x_2. Расчеты показали, что $x_1 \approx 3 \cdot 10^{-11}$ м, следовательно, это смещение можно не рассматривать. При $E_{уд} > E_{св}$ атом выбивается из решетки, приобретая некоторую скорость v, а следовательно, кинетическую энергию $E_{кин}$. В зависимости от величины $E_{кин}$ или образуется пара "вакансия — междоузельный атом", или при $E_{кин} > 2E_{св}$ может произойти каскад столкновений. В этом случае для описания диффузионного процесса необходим анализ перемещений отдельных атомов и эволюции исследуемого ансамбля атомов в целом, что возможно при моделировании, используя метод молекулярной динамики (ММД) при известных ППВ.

Оценим диффузионную подвижность атомов в кристаллической решетке. Следуя работе [20] рассмотрим случай, когда силы взаимодействия между атомами будут центральными, т. е. потенциальная энергия $E_{пот}$ взаимодействия пропорциональна квадрату расстояния между атомами. При расширении—сжатии изменение $E_{пот}$ на одну ячейку (атом) равняется работе, совершаемой давлением p:

$$\Delta E_{пот} = 3\varepsilon V_а p, \qquad (9)$$

где $\varepsilon = p/E$ — относительная линейная деформация ячейки (E — модуль упругости); $V_а$ — объем ячейки.

Результаты расчетов по формуле (9) для кристаллической решетки α-Fe (табл. 2) показали, что для исследуемого диапазона давлений $E_{пот} < E_{св} = 4{,}5$ эВ [21]. Следовательно, атом не покинет решетку за один термический удар, однако за время релаксации ($\tau_р = 10^{-4} \div 10^{-6}$ с) [16] он будет оставаться в положении x_2. Так как время между ударами составляет $\tau = 10^{-6} \div 10^{-8}$ с [6], то атом выйдет из решетки за n ударов со скоростью v. Такие атомы называются атомами отдачи.

Средняя скорость $\bar{v}$ выхода атома из решетки определяется следующим образом. Затухание диффузионной (тепловой) волны происходит на глубине $h \approx 1$ мкм поверхностного слоя, а для звуковой волны $h \approx 1$ мм. Кроме того, вязкие напряжения τ_k значительно меньше давления p, следовательно, влиянием диффузионной волны и вязких напряжений на среднюю скорость $\bar{v}$ можно пренебречь. Тогда плотность мощности звуковой волны (поток энергии в единице объема) определяем по формуле [22] $W = pv_р$.

Мощность, приходящаяся на одну ячейку, составляет $W_{яч} = WS_{яч}$. Тогда $W_{ат} = F_{упр}\bar{v}$, где $F_{упр} = -\dfrac{\partial \vartheta(x)}{\partial x}$ — упругая сила, действующая на атом ($\vartheta(x)$ — потенциал парного взаимодействия).

Для определения кинетических характеристик атомов отдачи необходимо выбрать тип ППВ, их расчет — сложная задача, поэтому, как правило, используют стандартные проверенные ППВ. В первом приближении для рассматриваемого случая представим потенциал как результат "стыковки" потенциала Борна—Майера (ПБМ) с потенциалом Леннарда—Джонса (ПЛД) (см. рис. 4).

ПБМ — отталкивающий потенциал, определяется выражением $\nu(r) = Ae^{-r/b}$, где A — предэкспоненциальный множитель; $b = \dfrac{1{,}5a_0}{(z_1 z_2)^{1/6}}$ — коэффи-

Таблица 2

Значения показателей и результаты расчетов коэффициента *D* диффузии и $E_{кин}$ атомов отдачи пары Fe—Fe

Параметр	*T*, °C			
	200	300	400	500
p, ГПа	5,4	8,1	10,8	13,8
$V_а$, м^3	$0{,}84 \cdot 10^{-29}$			
ε	0,023	0,038	0,074	0,100
$\Delta E_{пот}$, эВ	0,035	0,100	0,370	0,640
n	90	32	9	5
$F_{упр}$, Н	$0{,}4 \cdot 10^{-9}$			
λ, 10^9 м	1,80	1,60	1,40	1,24
W, 10^{-14} Вт/м^2	0,082	0,140	0,270	0,350
$S_{яч}$(α-Fe), м^2	$4{,}13 \cdot 10^{-20}$			
$W_{ат}$, 10^6 Вт/ат	0,34	0,56	1,10	1,46
$v_{ат}$, 10^{-3} м/с	0,85	1,42	2,72	3,67
D, 10^6 м^2/с	1,50	2,25	3,80	4,60
$E_{кин}$, 10^{-20} Дж/эВ	0,36 / 0,015	1,1 / 0,97	3,4 / 0,25	7 / 0,43

циент, имеющий размерность длины, м; a_0 — боровский радиус водорода; z_1 и z_2 — порядковые номера химических элементов в таблице Менделеева.

В рассматриваемом "склеенном" ПБМ (см. рис. 4) имеет вспомогательный характер и служит для нахождения параметра σ в основном ПЛД. При $r \geqslant \sigma$ энергия межатомного взаимодействия становится характеристикой данного вещества. Так, для пары Fe—Fe имеем $\sigma = 2{,}5 \cdot 10^{-10}$ м.

ПЛД имеет вид:

$$\nu(r) = 4E_{\text{св}}[(\sigma/r)^{12} - (\sigma/r)^6]. \qquad (10)$$

Глубине потенциальной ямы соответствует размер $r_{\min} = 2^{1/6}\sigma$.

Продифференцировав зависимость (10), получим: $F_{\text{упр}} = -4E_{\text{св}}0{,}035/\sigma$.

Значения $F_{\text{упр}}$ и искомые значения скорости $v_{\text{ат}}$ атомов отдачи приведены в табл. 2.

Установлено, что ускоренный массоперенос при импульсном воздействии на металл осуществляется непосредственно фронтом ударной волны [8]. Поэтому значения коэффициента диффузии находим по формуле $D = v\lambda_{\text{в}}$, где $\lambda_{\text{в}}$ — длина звуковой волны, воздействующей на кристаллическую решетку.

Исходя из известных модельных представлений, основанных на использовании коэффициента λ теплопроводности, механизм теплопроводности в веществах, находящихся в разных агрегатных состояниях различен, следовательно, и длины волн значительно отличаются.

По мнению авторов работы [23], для определения $\lambda_{\text{в}}$ вместо коэффициента теплопроводности следует использовать коэффициент a температуропроводности. В этом случае физическая суть коэффициента a заключается в его эквивалентности скорости тепловой (звуковой) волны на расстоянии, соответствующем ее длине. Поэтому используем для расчетов длины λ волны и ее частоты ω колебаний зависимости:

$$\left.\begin{aligned} \lambda &= a/v_{\text{р}}; \\ \omega &= v_{\text{р}}^2/a. \end{aligned}\right\} \qquad (11)$$

Значения коэффициента D диффузии и кинетической энергии, приобретаемой атомами отдачи, которая определяется по формуле $E_{\text{кин}} = m\nu^2/2$, приведены в табл. 2.

Значения коэффициентов диффузии соответствуют диффузиям, вызванным механическими ударами, лазерной обработкой и др. [8].

Результаты исследований

Рассмотренные два подхода к моделированию процесса термического удара при трении скольжения со смазочным материалом дали идентичные результаты относительно давления p в поверхностном слое, что характерно для описания и других физических свойств твердого тела. Так, теплоемкость можно определить по модели Дебая (сплошная среда) или Борна—Кармана (на уровне кристаллической решетки). Это позволяет детально исследовать различные процессы в сталях, происходящие в результате термического удара. Континуальный подход позволяет определить условия формирования термического удара. Причина возникновения термического удара — морфология поверхности трения в виде суб- и микрошероховатостей. При трении со смазочным материалом важную роль играют его свойства. Особенность данного процесса — возникновение кипящего слоя между смазочным материалом и сталью, его продолжительность $\tau \approx 10^{-4}$ с. При температуре $T \leqslant 100$ °C смазочного материала давление p в поверхностном слое примерно на порядок меньше, чем в кипящем слое, поэтому оно не влияет на диффузию (полиморфные превращения, собственно диффузию).

В узлах автоматики стрелково-пушечного вооружения, работающих в условиях ресурсного смазывания, из-за кипения происходит выработка смазочного материала, возникают высокие давления p. Континуальный подход позволяет с помощью дифференциальных уравнений с движущимися границами [10] определить полиморфные превращения или диффузионный массоперенос в сталях посредством диаграммы состояния "T—p". Для двойных соединений Fe—N, Fe—C, Fe—P, Fe—Mo и др., имеющих место в никотрированной стали 25Х3М3НБЦА, полиморфные превращения для Fe также определяют с помощью диаграммы "T—p" [7].

Континуальный подход позволил выявить важные условия: малое время удара ($\tau \approx 10^{-12}$ с), малая длина волны ($\lambda \approx 10^{-9}$ м) и высокая частота колебаний ($\omega \approx 10^{12}$ с$^{-1}$) [формула (11)].

Дискретный подход позволил определить условия выбивания атомов из кристаллической решетки, а также то, что они приобретают определенную скорость, т. е. кинетическую энергию $E_{\text{кин}}$. При установленном значении давления p приобретенной атомом энергии $E_{\text{кин}}$ недостаточно для выбивания соседних атомов и возникновения каскада столкновений. Однако частота ω колебаний звуковой волны приближается к частоте ω_0 колебаний атомов кристаллической решетки, значения которой характеризуются дисперсией [20]. Таким образом, возможно возникновение резонанса, при котором $E_{\text{кин}}$ будет иметь гораздо бóльшие значения. Эти вопросы требуют более детального изучения с применением, например, теории нелинейных колебаний и метода молекулярной динамики.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Любарский И. М., Палатник Л. С.** Металлофизика трения. М.: Металлургия, 1976. 176 с.
2. **Рыбакова Л. М., Куксенова Л. И.** Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982. 212 с.
3. **Рыбакова Л. М., Куксенова Л. И.** Металловедение в науке о трении и изнашивании // МиТОМ. 1985. № 5. С. 16—23.
4. **Исследование** методом акустической эмиссии закономерностей формирования вторичных структур при трении никотрированных сталей / В. М. Власов, В. К. Зеленко, П. И. Маленко, М. И. Васин // МиТОМ. 2003. № 10. С. 35—39.
5. **Еремеев В. С.** Диффузия и напряжения. М.: Энергоиздат, 1984. 181 с.
6. **Маленко П. И., Зеленко В. К., Левин Д. М.** Температурные поля и эксплуатационные свойства пар трения скольжения со смазочным материалом / Под ред. Ю. Н. Дроздова. М.: Машиностроение, 2011. 239 с.
7. **Тонков Е. Ю.** Фазовые превращения соединений при высоком давлении. М.: Металлургия, 1988. 464 с.
8. **Bekrenev A. N., Kamashev A. V.** Features of phase transformations passing and mass transport in metals under intensive external reactions // J. of Physics and Chemistry of Solids. 2001. Vl. 62. P. 647—651.
9. **Маленко П. И.** Исследование температур на дискретных субшероховатых поверхностях при трении скольжения со смазочным материалом // Вестник машиностроения. 2011. № 7. С. 38—42.
10. **Карташов Э. М., Рубин А. Г.** Термомеханика вязкоупругих тел на основе уравнений динамической вязкоупругости // Методы и алгоритмы параметрического анализа. М.: Изд-во МОПИ. 1995. Вып. 9. С. 24—34.
11. **Киттель Ч.** Введение в физику твердого тела. М.: Наука, 1978. 791 с.
12. **Крайнов В. П.** Качественные методы в физической кинетике и гидрогазодинамике. М.: Высшая школа, 1989. 224 с.
13. **Карташов Э. М., Ремизова О. И.** Модельные представления термического удара при импульсных и пульсирующих тепловых нагрузках на основе обобщенного уравнения энергии // Математическое моделирование. 2005. Т. 17. № 4. С. 81—95.
14. **Кутателадзе С. С.** Основы теории теплообмена. М.: Атомиздат, 1979. 415 с.
15. **Дерибас А. А.** Физика упрочнения и сварки взрывом. Новосибирск: Наука, 1980. 219 с.
16. **Новик А., Берри Б.** Релаксационные явления в кристаллах. М.: Атомиздат, 1975. 472 с.
17. **Особенности** процесса динамического разрушения металлов при воздействии теплового удара, вызываемого импульсами проникающих излучений и мощных импульсов лазерного излучения / А. Я. Учаев, В. Т. Пунин, А. П. Морозов и др. // VII Забабахинские научные чтения. Снежинск, 2003. С. 1—5.
18. **Беломестных В. Н., Теслева Е. П.** Коэффициент Пуассона и параметр Грюнайзена твердых тел // Изв. Томского политехн. ун-та. 2003. Т. 306. № 5. С. 8—12.
19. **Банщиков А. Г., Корсуков В. Е.** Изучение поверхности твердых тел методом поляритонной спектроскопии / ФТТ. 1980. Т. 22. Вып. 8. С. 2368—2373.
20. **Борн М., Хуан Кунь.** Динамическая теория кристаллических решеток. М.: Изд-во иностр. лит., 1958. 488 с.
21. **Шульце Г.** Металлофизика. М.: Мир, 1971. 503 с.
22. **Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М.** Теория упругости. М.: Физматлит, 2001. 259 с.
23. **Коломейцев В. В., Коломейцева Е. Ф., Суворов С. А.** Феноменологическая теория температуропроводности // Огнеупоры и техническая керамика. 2001. № 4. С. 35—36.

УДК 621.822.6

Д. Э. КАРАПЕТЯН, И. П. ЛУКИН, Э. В. ШЕМЯКИН
(Санкт-Петербургский ГТУ растительных полимеров),
e-mail: davka12@rambler.ru

Способ повышения долговечности подшипников качения

Предложен способ повышения долговечности подшипников качения на основе оптимизации распределения нагрузки на тела качения путем создания зон пониженной жесткости.

Ключевые слова: подшипник, долговечность, нагрузка, профилированное кольцо.

The way of durability improvement of roller bearings, based on optimization of load distribution on rolling elements by creation of low stiffness zones, is suggested.

Keywords: bearing, durability, load, profile ring.

В технике широко применяются подшипники качения различной конструкции, которые выполняют важную функцию — обеспечение надежности и долговечности узлов машин и механизмов.

На промышленных предприятиях простои, связанные с потерей работоспособности подшипниковых узлов, ведут к значительным материальным потерям. Поэтому в Санкт-Петербургском ГТУ растительных полимеров на кафедре "Сопротивление материалов" ведутся исследовательские работы в области повышения долговечности подшипников качения.

Главные причины выхода из строя подшипников качения — усталостное разрушение [1, 2] и проблемы смазывания (36 % от всех поломок подшипников) [3]. Основная нагрузка в подшипнике приходится на тело качения (ролик, шарик), находящееся непосредственно на линии ее действия, а оставшаяся часть (≈10÷20 %) нагрузки перераспределяется на другие тела качения [2]. Поэтому основные исследования были направлены на обес-

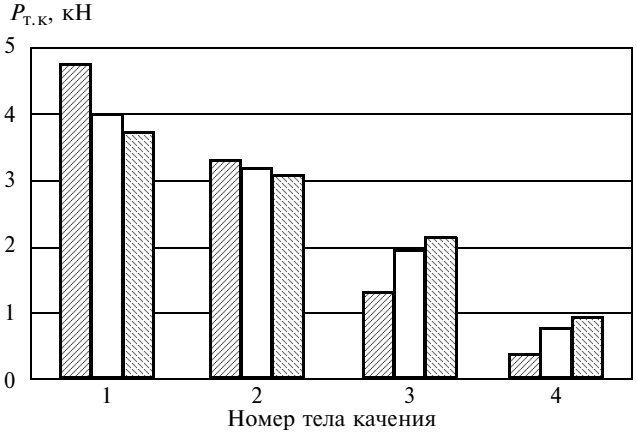


Рис. 1. Гистограмма распределения нагрузки P = 12,6 кН на тела качения в зависимости от толщины корпуса s = 10 (▨); 20 (□); 40 мм (▧)

печение равномерного перераспределения нагрузки на тела качения [4, 5].

К факторам, влияющим на распределение нагрузки на тела качения, следует отнести упругие деформации контактирующих тел, радиальные зазоры и натяги между ними, а также жесткости колец и корпуса подшипника.

Следует отметить, что во всех существующих методиках расчета подшипников имеются существенные допущения, которые значительно упрощают расчет, но искажают результат. В них, как правило, не учитываются изгибные жесткости колец и корпуса подшипника [2].

Для того чтобы понять, существенно ли влияют изгибы колец и корпуса подшипника на распределение нагрузки между телами качения, провели следующий эксперимент. Используя объемную модель подшипникового узла, включающую в себя цапфу вала и подшипник (15 тел качения и корпус), методом конечных элементов был выполнен расчет нагруженного состояния подшипникового узла с учетом перемещения и деформации всех его деталей. Внутреннее кольцо подшипника посажено на цапфу вала с натягом, между телами качения и кольцами, наружным кольцом и корпусом имеются зазоры, соответствующие зазорам в реальном подшипнике. Ввиду симметричности конструкции рассматривали половину подшипникового узла.

На рис. 1 представлена гистограмма распределения нагрузки P = 12,6 кН на тела качения подшипника в зависимости от толщины s его корпуса. Анализ показал, что при небольшой толщине корпуса подшипника распределение нагрузки по телам качения очень неравномерно: половину внешней нагрузки воспринимает тело качения 1, находящееся на линии действия нагрузки, поэтому резко увеличивается контактное напряжение, что неблагоприятно для работы подшипника и снижает его долговечность. При увеличении толщины корпуса распределение нагрузки становится более равномерным, т. е. при s = 40 мм часть нагрузки переходит на соседние тела качения, однако до оптимального распределения нагрузки еще далеко — даже восьмикратное увеличение толщины не обеспечивает требуемой равномерности [6].

Таким образом, было показано, что жесткость подшипникового узла играет значительную роль в распределении нагрузки по телам качения. Закон распределения нагрузки на тела качения соответствует уравнению параболы:

$$P_{т.к} = a\varphi^n + c, \qquad (1)$$

где a, n, c — коэффициенты, которые можно рассчитать из условия обеспечения максимальной долговечности подшипника при усталостном разрушении, т. е. получить такие их значения, при которых достигается максимальная частота вращения внутреннего кольца при выполнении условия

$$\Sigma N_i/N_{Li} = 1, \qquad (2)$$

где N_i — число циклов при напряжении σ_i; N_{Li} — долговечность подшипника (число циклов до усталостного разрушения) при напряжении σ_i.

На рис. 2 показана зависимость распределения нагрузки на тела качения в соответствии с уравнением (1), где $\varphi = \varphi_0 = 360/Z$ (Z — число тел качения; φ_0 — угол между их центрами).

Для определения коэффициентов a, n, c была составлена программа на языке Turbobasic, с помощью которой методом спирального координатного спуска вычисляются значения коэффициентов, обеспечивающие условие (2).

Максимальная нагрузка на самое нагруженное тело качения составляет половину от радиальной составляющей нагрузки на подшипник. Зная закон распределения нагрузки на тела качения, можно ее оптимизировать [4]. С этой целью для подшипникового узла было разработано кольцо [7] переменной толщины (рис. 3). Размеры кольца для конкретного подшипника зависят от его размеров и действующей на

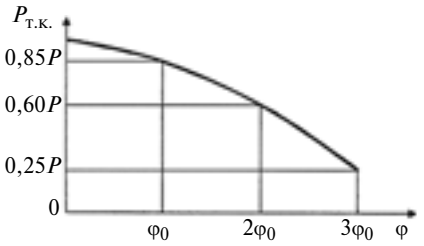


Рис. 2. Зависимость изменения нагрузки $P_{т.к}$ на тело качения от угла φ контакта

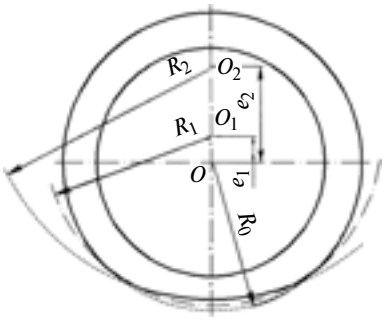


Рис. 3. Профилированное кольцо:
R_0 — наружный радиус кольца; e_1 и e_2 — смещения центров дуг окружностей, по которым выполнено профилирование кольца

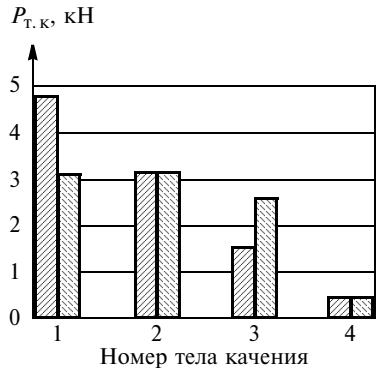


Рис. 4. Гистограмма распределения нагрузки в обычном подшипниковом узле (▨) и узле с профилированным кольцом переменной жесткости (▧)

него нагрузки, их значения определяют методом конечных элементов.

Данные исследования проводили и для радиальных подшипников. На рис. 4 представлены результаты, полученные для радиального подшипника с толщиной корпуса 10 мм, $Z = 15$, при нагрузке $P = 12{,}6$ кН. Установкой профилированного кольца достигается равномерное перераспределение нагрузки на тела качения, что значительно повышает долговечность подшипника.

При работе механизмов нередко меняются направления вращения валов и, соответственно, колец подшипников, при этом меняются направления действующих на подшипники нагрузок. На рис. 5 показана схема ременной передачи с возможностью реверсирования. При реверсе вектор усилия P_1 поворачивается на угол α, величина которого зависит от соотношения диаметров шкивов и межосевого расстояния. В редукторе, как правило, угол поворота вектора нагрузки, действующей на подшипник, известен, а направления вращения валов — нет.

На рис. 6 приведена схема зубчатой передачи. При реверсе направление вектора нагрузки изменяется на угол $\alpha = 180 - 2\alpha_w$, где α_w — угол начального зацепления; в стандартной передаче $\alpha_w = 20°$. В механизмах направления вращения валов, а следовательно, и колец подшипников периодически меняются, соответственно изменяется и направление вектора нагрузки на подшипниковый узел.

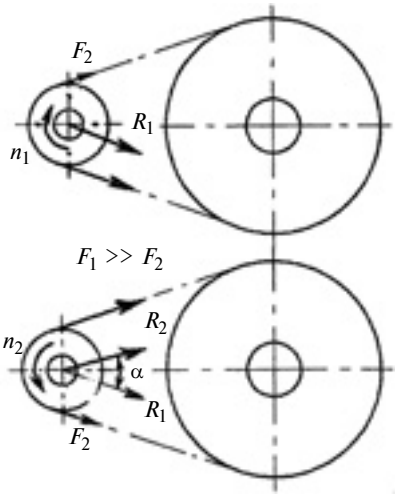


Рис. 5. Схемы ременной передачи с реверсированием при разном направлении вращения шкива:
а — $F_1 > F_2$; *б* — $F_1 < F_2$

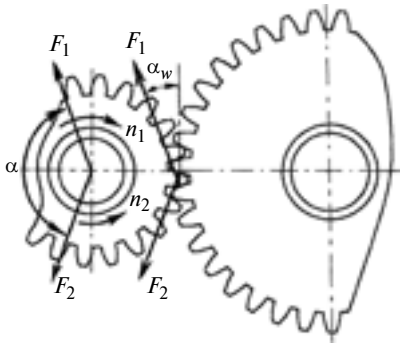


Рис. 6. Схема зубчатой передачи при реверсировании

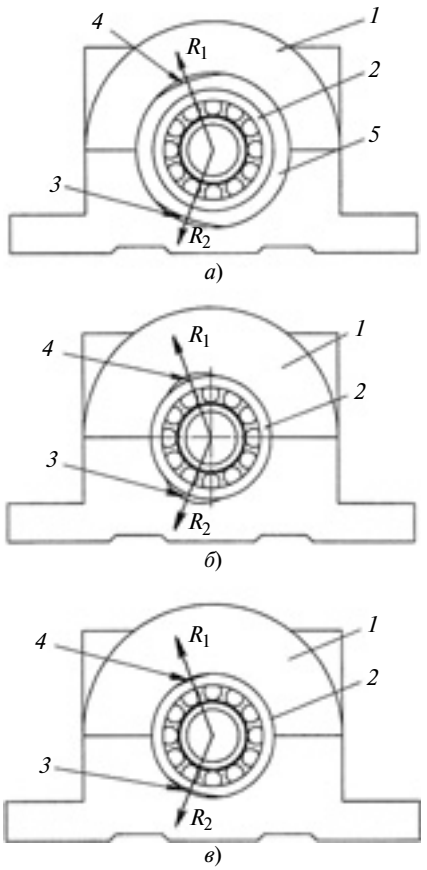


Рис. 7. Схемы подшипниковых узлов:
а — с кольцом переменной жесткости; *б* — с зонами снятого материала в корпусе подшипникового узла; *в* — с зонами снятого материала по наружной поверхности подшипника

В случае реверса при наличии только одной зоны с измененной жесткостью (для одного направления вектора нагружения) долговечность подшипников качения снижается [8]. Поэтому для решения этой проблемы следует оптимизировать распределение нагрузки на тела качения для двух направлений вектора нагрузки [9]. Для этого выполняют две зоны с измененной жесткостью или на кольце, которое устанавливают между подшипником и корпусом (рис. 7, *а*), или на внутренней поверхности корпуса (рис. 7, *б*), или на наружном кольце подшипника (рис. 7, *в*). При этом плоскости с меньшей

жесткостью располагают под углом, соответствующим углу поворота вектора нагрузки, действующей на подшипник. Размеры и форму этих зон рассчитывают с учетом конфигурации корпуса и направления нагрузки.

На рис. 7, *а* представлен подшипниковый узел с кольцом переменной жесткости. Между корпусом *1* и наружным кольцом *2* подшипника установлено кольцо *5* с двумя зонами (*3* и *4*) переменной жесткости. На наружной поверхности кольца в зонах возможного наибольшего нагружения выполнено локальное снятие материала по дуге окружности. В результате этого жесткость кольца в этой зоне снизилась, что позволило задать оптимальный закон распределения нагрузки по телам качения в зонах нагружения. Таким образом, между кольцом *5* и наружным кольцом *2* подшипника выполнен небольшой зазор, который позволяет медленно вращаться наружному кольцу *2* относительно кольца *5*, установленного с натягом в корпусе *1*, обеспечивая циркуляционный режим нагружения. При реверсе вектор нагрузки из положения P_1 переходит в положение P_2 и совпадает с зоной минимальной жесткости кольца *5*.

На рис. 7, *б* показан корпус *1*, на внутренней поверхности которого в зонах (*3* и *4*) максимально возможного нагружения также выполнено локальное снятие материала, поэтому наружное кольцо *2* подшипника в этих зонах под действием сил P_1 и P_2 изгибается в большей степени, чем на других участках, снижая нагрузку на ближайшие к плоскости симметрии тела качения, но увеличивая ее на удаленные от плоскости симметрии тела качения, что позволяет задавать оптимизированное распределение нагрузки по телам качения в зонах нагружения. Между корпусом *1* и наружным кольцом *2* подшипника имеется небольшой зазор, который позволяет медленно вращаться наружному кольцу *2* относительно корпуса, обеспечивая циркуляционный режим нагружения. При реверсе векторы P_1 и P_2 совпадают с плоскостями минимальной жесткости корпуса *1*.

На рис. 7, *в* представлен подшипниковый узел, состоящий из корпуса *1* и установленного в него с натягом подшипника, поэтому его наружное кольцо *2* не вращается. На наружной поверхности подшипника в областях наибольшего нагружения снят материал, т. е. созданы зоны с меньшей жесткостью, что оптимизирует распределение нагрузок по телам качения.

Таким образом, для повышения долговечности подшипника необходимо проанализировать работу узла, установить характер изменения направления вектора нагружения, определить величину нагрузки на подшипник и угол, на который поворачивается вектор нагружения. Затем с учетом типоразмера подшипникового узла и величины нагрузки рассчитать размеры зон наибольшего нагружения и толщину снимаемого материала так, чтобы обеспечить оптимальное распределение усилий на тела качения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Перель Л. Я.** Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор. М.: Машиностроение, 1983. 543 с.
2. **Леликов О. П.** Валы и опоры с подшипниками качения. Конструирование и расчет. М.: Машиностроение, 2006. 640 с.
3. **SKF** Maintenance Products, Nieuwegein, The Netherlands. 2006. 4 p.
4. **Чижик Н. А., Шемякин Э. В., Костина Ю. В.** Новая конструкция подшипникового узла качения // Межвуз. сб. науч. тр. "Машины и аппараты ЦБП". СПб.: СПбГТУРП, 2008. С. 55—58.
5. **Лукин И. П., Шемякин Э. В., Костина Ю. В.** Расчет оптимального распределения нагрузки между телами качения подшипника // Межвуз. сб. науч. тр. "Машины и аппараты ЦБП". СПб.: СПбГТУРП, 2010. С. 35—38.
6. **Чижик Н. А., Шемякин Э. В., Костина Ю. В.** Оптимальное распределение нагрузки по телам качения подшипника // Межвуз. сб. науч. тр. "Машины и аппараты ЦБП". СПб.: СПбГТУРП, 2008. С. 48—54.
7. **Пат. 2386870 Рос. Федерации:** МПК[7] F16C033/58, F16C035/06. Устройство для повышения долговечности подшипникового узла.
8. **Лукин И. П., Карапетян Д. Э., Шемякин Э. В.** Повышение долговечности подшипникового узла при изменении направления вектора нагрузки // Межвуз. сб. науч. тр. "Машины и аппараты ЦБП". СПб.: СПбГТУРП, 2011. С. 54—59.
9. **Пат. 2464459 RU.** Способ повышения долговечности подшипникового узла при изменении направления вектора нагрузки.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

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

УДК 621.9.06-529

Ю. В. МАКСИМОВ, д-р техн. наук (Университет машиностроения МАМИ),
А. А. БЕКАЕВ, канд. техн. наук (Университет машиностроения),
Д. А. ГАЛАКТИОНОВ (компания Michelin), А. Ю. ВТОРОВА
(Университет машиностроения МАМИ), e-mail: bekaev@list.ru

Обеспечение точности позиционирования рабочих органов технологического оборудования

Разработана функциональная математическая модель обрабатывающего центра, учитывающая погрешности станка. На ее основе предложен способ программной коррекции исполнительных движений станка с ЧПУ, позволяющий повысить точность обработки в реальном режиме времени.

Ключевые слова: механическая обработка, станок с ЧПУ, точность, математическая модель, рабочий орган, коррекция.

The functional mathematical model of a machining center, tak1ng into account machine inaccuracies, is developed. On its base the method of software correction of actuating movements of an NC machine tool, that allows increasing processing accuracy in real-time mode, is suggested.

Keywords: machining, NC machine tool, accuracy, mathematical model, movable operating element, correction.

В современных условиях к точности обработки на металлорежущих станках предъявляются очень высокие требования. Так, допуски на некоторые получаемые размеры могут составлять десятые доли микрометра, а допуски на точность форм и взаимного положения поверхностей — сотые доли микрометра. Следовательно, к точности функционирования металлорежущего станка предъявляются жесткие требования [1]. При этом следует учитывать, что при наличии различных возмущающих воздействий на оборудование его точность нарушается, кроме того, при длительной эксплуатации станка ухудшаются его выходные параметры. Однако использование высокоточного оборудования не всегда оправдано, поэтому актуален поиск оптимальных решений в обеспечении точности обработки.

Широкое использование станков с ЧПУ обусловливает возможность повышения точности выходных параметров станка путем программной коррекции исполнительных движений, при котором расчетами и экспериментально определяют зависимости погрешностей оборудования от выходных параметров станка, т. е. используют математическую модель, которая сохраняется в памяти системы управления станка. Причем эффективность такого метода будет тем выше, чем большее количество погрешностей станка будет учтено. При этом объектом управления являются функции станка, а математическая модель отображает все существующие взаимосвязи отдельных звеньев станка и их взаимодействия с внешней средой.

При построении модели применяют теорию управления сложными объектами, согласно которой по единым принципам создаются системы управления для различных станков, особенности конкретных станков учитываются при разработке способов получения информации об их функционировании и вводе управляющих воздействий [2—5].

Применение теории управления позволяет в общем случае представить технологическую систему (ТС), в которой объектом управления является станок, а управляющим устройством — система ЧПУ (рис. 1). На рис. 2 представлена блок-схема металлорежущего станка с ЧПУ, где совокупность выходных параметров ТС обозначается вектором состояния: $Y(t) = [Y_1(t), ..., Y_m(t)]$, составляющие которого представляют собой размерные параметры обрабатываемого изделия.

Воздействие ЧПУ на металлорежущий станок выражается совокупностью параметров, которые обозначаются вектором управляющих воздействий: $U(t) = [U_1(t), ..., U_i(t)]$. На составляющие векторов состояния и управляющих воздействий существенное влияние оказывают различные возмущающие воздействия, на ТС: $X(t) = [X_1(t), ..., X_k(t)]$, к ним можно отнести температурное поле ТС, массу заготовки,

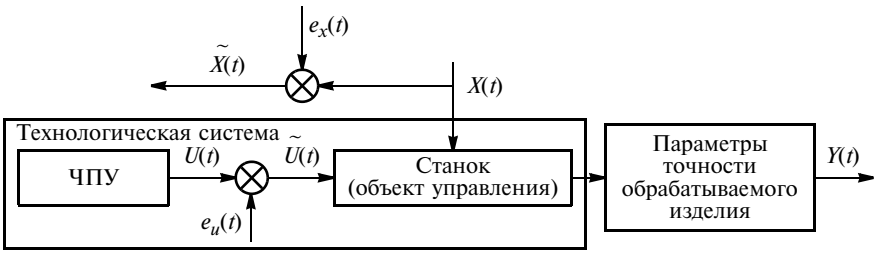


Рис. 1. Блок-схема технологической системы

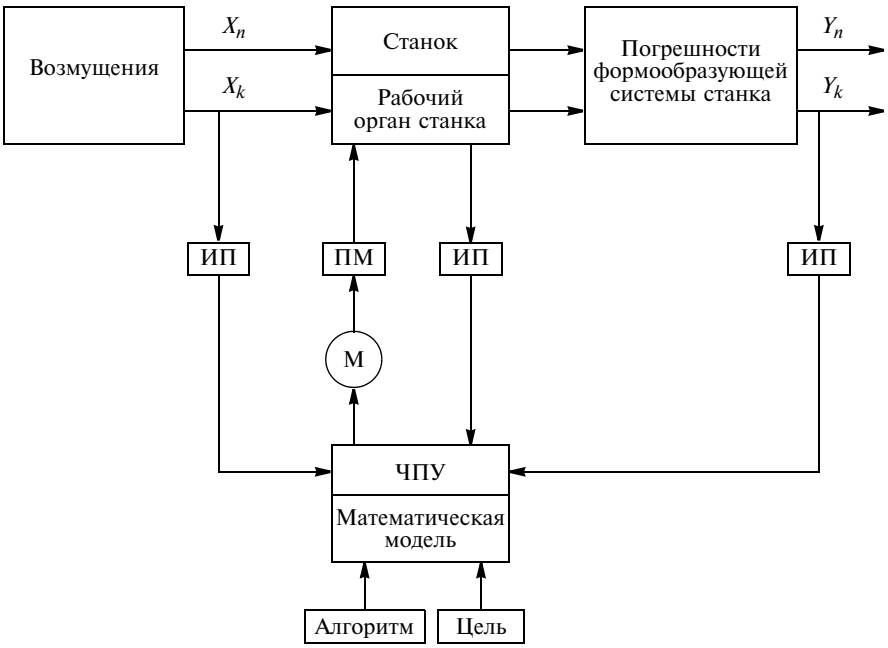


Рис. 2. Блок-схема системы управления металлорежущего станка с ЧПУ:
М — двигатель, ИП − измерительные преобразователи; ПМ − перемещаемый (рабочий) механизм

силу резания, износ инструмента и т. д.

Некоторые составляющие векторов состояния и возмущающих воздействий (назовем их контролируемыми и обозначим $X_К$ и $Y_К$) можно определить (измерить) в процессе эксплуатации станка (см. рис. 2), составляющие, которые нельзя измерить, назовем неконтролируемыми ($X_Н$ и $Y_Н$) [6, 7]. Для измерения $X_К$ и $Y_К$ можно использовать различные измерительные преобразователи (ИП), при этом погрешности измерения могут быть значительными. Так, например, нельзя получить полного представления о температурном поле ТС по показаниям ИП, определяющих температуру в нескольких точках системы. На работу системы управления кроме погрешности измерения векторов X и Y могут существенно влиять погрешности в передаче управляющих воздействий от устройства ЧПУ к исполнительным органам станка (рис. 3).

Таким образом, при наличии погрешности $e_x(t)$ измерения контролируемых возмущений в устройство ЧПУ приходят сигналы $\tilde{X}(t)$ (см. рис. 1), а при наличии погрешностей $e_u(t)$ передачи управляющих воздействий на рабочие органы поступает сигнал $U(t)$. Особенностью возмущающих воздействий является то, что их изменение носит случайный (непредсказуемый) характер, кроме того, они изменяются с различной скоростью.

Невозможно учесть и все составляющие вектора возмущающих воздействий, поэтому приходится рассматривать только основные, определяющие входные переменные, остальные отнесем к неконтролируемым факторам, что увеличит дисперсию вектора состояния (уровень шума ТС). Наличие различных неконтролируемых, но существенных факторов придает металлорежущему станку как объекту управления стохастический характер.

Обобщив вышеизложенное, будем считать, что металлорежущий станок как объект управления — многомерный многосвязный нелинейный с непрерывно изменяющимися случайными контролируемыми воздействиями [8, 9], при этом характеризуется уровнем шума, что обусловлено погрешностями измерения, начальными погрешностями станка и наличием неконтролируемых возмущающих воздействий. Данный объект [10] можно представить как

$$Y(t) = F[X(t),\ U(t),\ \beta] + E_Y(t), \quad (1)$$

где F — неизвестная вектор-функция; β — вектор параметров модели; E_Y — приведенный аддитивный уровень шума, обусловленный воздействием неконтролируемых факторов.

В настоящее время наиболее точным методом, применяемым при моделировании работы станков с ЧПУ, является матричный метод [11], в котором машины и механизмы представляются в виде структурных кинематических цепей. Задаются неподвижная система координат, как правило, связанная с основанием, и сис-

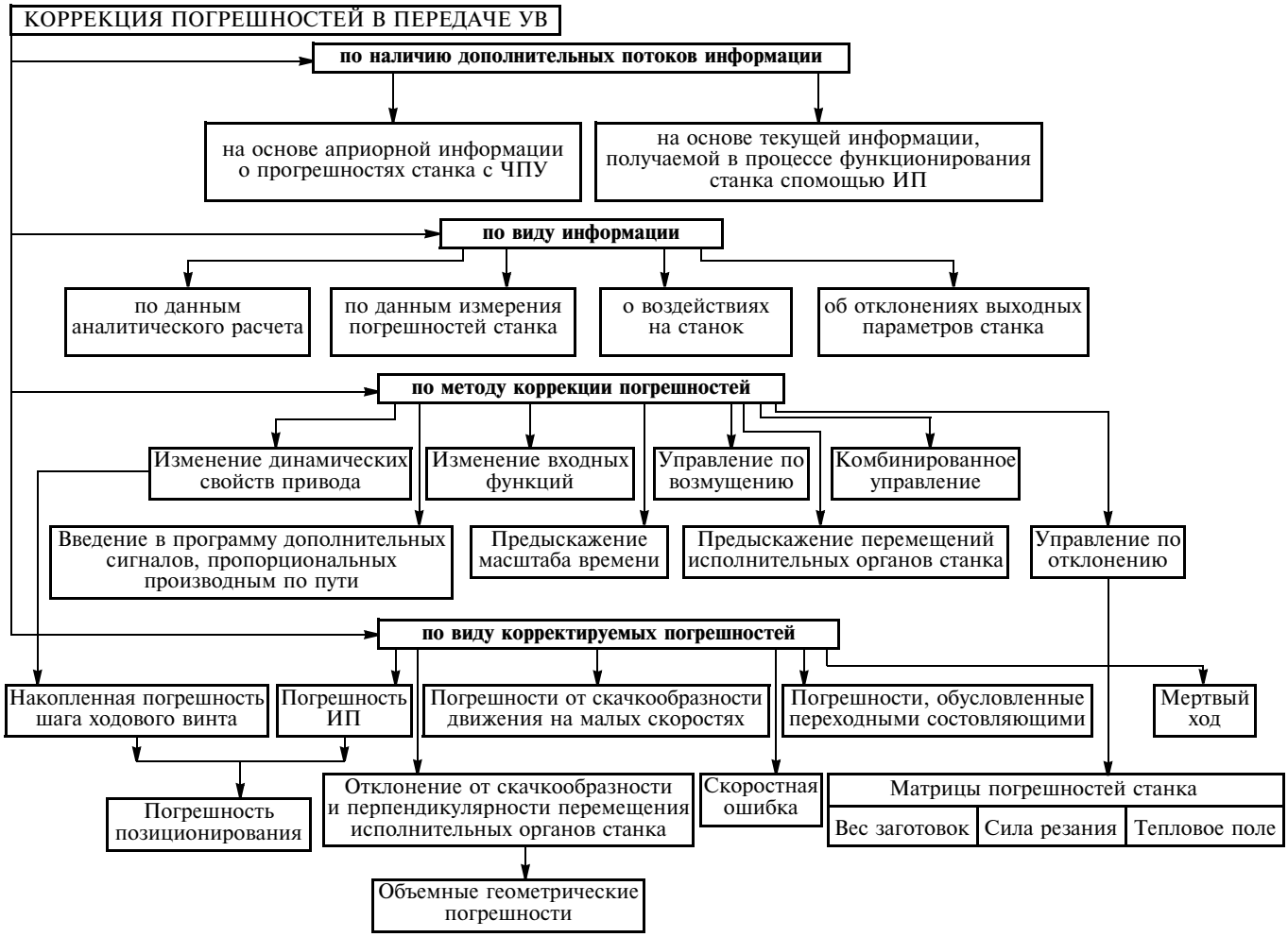


Рис. 3. Схема программного метода коррекции погрешностей станка с ЧПУ

темы координат, связанные со звеньями этих цепей. Если для каждого звена выбрать систему координат и сориентировать их по определенным правилам, то относительное положение звеньев можно определить переходными матрицами — матрицами перехода от одной системы координат к другой.

В матричном методе используют в основном вещественные (4×4, 6×6) и дуальные (2×2, 3×3) переходные матрицы. Вид матрицы зависит от типа решаемой задачи. Обоснования применения матричного метода при моделировании работы металлорежущих станков даны в работах [11 и 12], а исследования вещественных матриц 4×4 приведены в работах [13—15].

В работах [16 и 17] приведены основные сведения по теории винтов и изложен матричный метод с использованием дуальных матриц. Данная теория базируется на алгебре дуальных чисел, состоящих из пары действительных чисел (a и a°) и представленных как $\hat{a} = a + wa^\circ$, где a — главная часть; a° — моментная часть; $w^2 = 0$. Дуальную матрицу $\hat{A}$ можно записать как $\hat{A} = A + wA^\circ$, где главная часть A — ортогональная матрица, характеризующая ориентацию двух произвольно выбранных ортогональных систем координат, а моментная часть $A^\circ = PA$, где P — кососимметричная матрица, состоящая из компонентов радиус-вектора $P = (p_x,\ p_y,\ p_z)$, определяющего положение этих систем координат. Применение этих матриц позволяет представить в краткой форме преобразование системы координат двух смежных звеньев.

Другая форма матричного подхода к определению положения звеньев механизма состоит в использовании вещественных винтовых матриц (6×6). Здесь используется тот же обход звеньев, как и при применении матриц 4×4, но в качестве операторов преобразования применяются винтовые аффиноры [18].

Значительный интерес представляют исследования работы металлорежущих станков с помощью переходных матриц 4×4, ориентированных на программное вычисление [11], в которых имеется возможность исследо-

вать многозвенные механизмы и решать основные задачи анализа.

Известно, что вид переходных матриц зависит от способа задания системы координат, при этом с каждой кинематической парой связывают две (первый способ), или одну (второй способ) систему координат.

Первый способ применяют, как правило, для замкнутых структурных цепей. В этом случае полагают, что форма звена остается неизменной, т. е. относительное расположение систем координат звена постоянно. Переменным является относительное расположение звеньев кинематической пары. Исходя из этого, можно составить матрицы перехода от одной системы координат к другой (системы заданы на одном звене), которые являются постоянными и характеризуют "форму" звена [11].

Во втором способе, применяемом для открытых структурных цепей, с каждым звеном связывают одну систему координат. При этом можно задавать ее по способу Денавит—Хартенберга [19], суть которого состоит в определении относительных положений звеньев станка. Звенья нумеруют цифрами 0, 1, ..., n начиная с основания станка (или технологических баз детали). Конечное звено этой цепи — режущий инструмент, ему присваивается номер n. Номера $i = 1, 2, ..., n$ присваивают кинематической паре, образованной $(i - 1)$-м и i-м звеньями, и связывают с каждым i-м звеном станка ортогональную систему координат.

Суть предлагаемого метода программной коррекции исполнительных движений станка с ЧПУ состоит в том, что любые его погрешности — начальные погрешности или погрешности в результате силовых и тепловых деформаций, можно аппроксимировать матричной математической моделью, которая строится на множестве кусочно-непрерывных функций, определенных на конечном числе подобластей (пространственное поле, поля сил тяжести P, сил резания F и температур T). При построении матричной математической модели в рассматриваемом поле фиксируется конечное число узловых точек, для которых экспериментально определяют значения погрешностей. При этом для каждой точки вычисляется математическое ожидание, характеризующее систематическую составляющую погрешности, и среднее квадратичное отклонение, характеризующее случайную составляющую погрешности.

Таким образом, поле разбивается на элементы (например, трехмерное пространственное поле с элементами типа параллелепипед), а информация о величине систематической составляющей погрешности представляется в цифровом виде с дискретностью отработки привода подач и вводится в память системы ЧПУ (случайная составляющая погрешности, возникающая, например, в результате трения в направляющих, не может быть учтена при коррекции). Суммарную погрешность в узловых точках можно получить, определяя отдельные составляющие этой погрешности в базовой системе координат и математически комбинируя их. Все это позволяет повысить точность позиционирования рабочих органов станка, а следовательно, и точность обработки.

Данная методика программной коррекции исполнительных движений станка с ЧПУ была использована при исследованиях повышения точности обработки на трехкоординатном сверлильно-фрезерно-расточном обрабатывающем центре FineTech SMV-450-H3 (рис. 4 и 5) в рамках госконтрактов по ФЦП "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009—2013 гг." и госзадания НИР по ЕЗН. Результатом стала функциональная математическая модель обрабатывающего центра (в матричной форме), учитывающая погрешности траекторий движения исполнительных органов, а также погрешности относительного положения узлов, несущих инструмент и заготовку; предложена статистическая оцен-

Рис. 4. Обрабатывающий центр FineTech SMV-450-H3

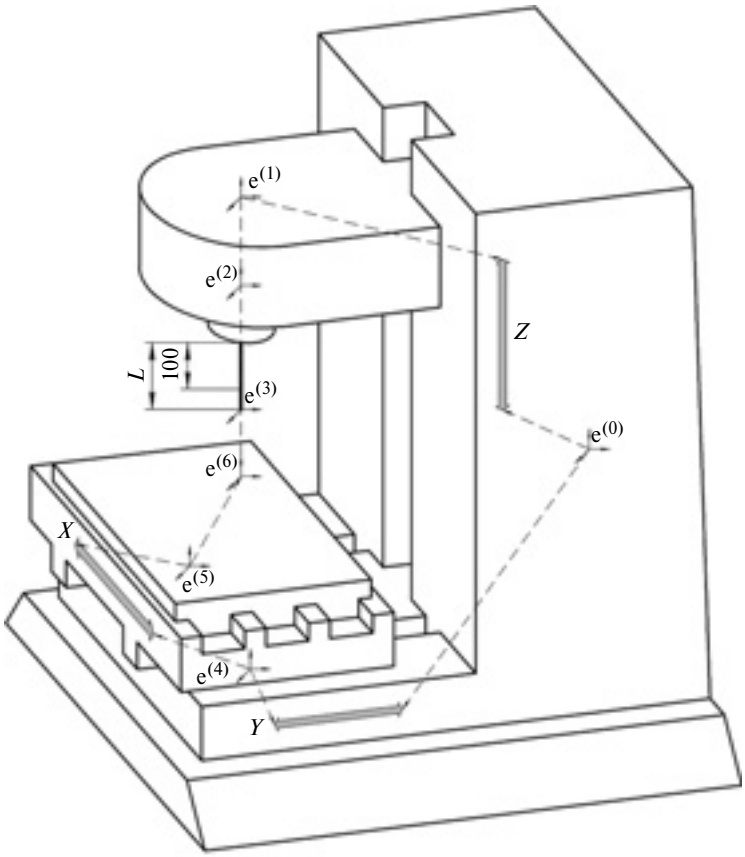


Рис. 5. Схема структурных цепей сверлильно-фрезерно-расточного обрабатывающего центра FineTech SMV-450-H3

ка точности разработанной модели, с помощью измерительного комплекса Ballbar проведены экспериментальные исследования на подтверждение ее адекватности; разработан алгоритм программно-математической коррекции исполнительных движений рабочих органов станка с ЧПУ, позволяющий повысить точность позиционирования и уменьшить погрешности обработки, вызываемые отклонением от прямолинейности траекторий движения рабочих органов станка.

Предлагаемый способ повышения точности обработки на станке с ЧПУ представляется наиболее эффективным (из ранее известных), так как позволяет выполнять точную корректировку движений исполнительных органов станка в реальном режиме времени.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Программное** управление станками / В. Л. Сосонкин, О. П. Михайлов, Ю. А. Павлов и др.; под ред. В. Л. Сосонкина. М.: Машиностроение, 1981. 398 с.
2. **Беляков Б. Ю.** Автоматизация обеспечения оценки точности технологического оборудования при статически неопределимом базировании: Автореф. дис. ... канд. техн. наук / МГТУ "Станкин". М., 2003. 26 с.
3. **Калиберда Е. А.** Моделирование формообразования сложных поверхностей при многокоординатной обработке на станках с ЧПУ / Дис. ... канд. техн. наук. М.: МГТУ МАМИ, 2004. 200 с.
4. **Монтгомери Д. К.** Планирование эксперимента и анализ данных / Пер. с англ. Л.: Судостроение. 1980, 384 с.
5. **Математическое** прогнозирование качества обрабатываемой поверхности детали при ударной нагрузке в начале процесса прошивания / А. А. Бекаев, Ю. В. Максимов, В. А. Михайлов и др. // Вестник машиностроения. 2011. № 5. С. 17—20.
6. **Рубашкин И. Б.** Адаптивные системы взаимосвязанного управления электроприводами. Л.: Энергия, 1975. 160 с.
7. **Рубашкин И. Б.** Оптимизация металлообработки при прямом цифровом управлении станками. Л.: Машиностроение, 1980. 144 с.
8. **Бахвалов Н. С.** Численные методы / Н. С. Бахвалов, Н. Н. Жидков, Г. М. Кобельков. М.: Наука, 1987. 600 с.
9. **Бекаев А. А.** Повышение геометрических параметров качества обрабатываемой поверхности детали в процессе протягивания (прошивания) на основе совершенствования динамических характеристик привода оборудования / Дис. ... канд. техн. наук / М.: МГТУ МАМИ, 2006. 274 с.
10. **Ивановский С. П.** Повышение точности программного управления технологическим оборудованием на основе построения и идентификации кинематических моделей / Дис. ... канд. техн. наук. М.: МГТУ МАМИ, 2004. 110 с.
11. **Кинематика**, динамика и точность механизмов: Справочник / Под ред. Г. В. Крейнина. М.: Машиностроение, 1984. 224 с.
12. **Базров Б. М.** Расчеты точности машин на ЭВМ. М.: Машиностроение, 1984. 256 с.
13. **Базров Б. М.** Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся станков. М.: Машиностроение, 1978. 216 с.
14. **Портман В. Т.** Суммирование погрешностей при аналитическом расчете точности станка // Станки и инструмент. 1980. № 1. С. 6—8.
15. **Портман В. Т.** Матричный метод расчета точности металлорежущих станков. М.: ЭНИМС, 1987. 24 с.
16. **Решетов Д. Н., Портман В. Т.** Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 356 с.
17. **Диментберг Ф. М.** Винтовое исчисление и его приложения в механике. М.: Наука, 1965. 199 с.
18. **Диментберг Ф. М.** Метод винтов в прикладной механике. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.
19. **Denavit J., Hartenberg R. S.** A Kinematic Notation for lower Pair Mechanisms Based on Matrices // Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, V. 77, 1955. P. 215—221.

УДК 621.924.9

М. М. МАТЛИН, д-р техн. наук, С. Л. ЛЕБСКИЙ, Е. Н. КАЗАНКИНА, кандидаты технических наук, В. А. КАЗАНКИН (Волгоградский ГТУ), e-mail: detmash@vstu.ru, matlin@vstu.ru

Определение шероховатости поверхностей деталей, обработанных дробеупрочнением

Получены формулы для определения параметра шероховатости поверхности детали после дробеупрочнения.

Ключевые слова: дробеупрочнение, шероховатость, внедрение, сплющивание, пластическая твердость, динамическая твердость, остаточная деформация.

The formulas for determination of roughness parameter for parts surfaces, treated by grit hardening, are obtained.

Keywords: grit hardening, roughness, indention, flattening, plastic hardness, dynamic hardness, residual deformation.

Несмотря на многочисленные исследования и широкое применение обработки дробеупрочнением определение и выбор ее режимов в большинстве случаев выполняют на основании экспериментальных данных. Это обусловлено рядом причин: случайным характером распределения в потоке падающей дробеи, разными скоростями и углами падения отдельных дробинок, отклонениями их форм от круглости, разницей их размеров.

Шероховатость поверхностей существенно влияет на многие эксплуатационные показатели изделий: сопротивление усталости, износостойкость, контактную жесткость и др. Поэтому прогнозирование параметров шероховатости поверхностей после дробеупрочнения имеет практическое значение. В работе [1] предложено оценивать параметр Rz шероховатости поверхности по глубине h отпечатка дробинки. При этом рассматривается случай, когда твердость дроби существенно (в 2 раза и более) превышает твердость упрочняемого материала и в процессе обработки происходит внедрение дроби в поверхность детали. При дробеобработке пружин, рессор, деталей с цементованными поверхностями твердость упрочняемой поверхности близка к твердости дроби. Поэтому при обработке происходит как внедрение дроби в поверхность детали, так и сплющивание самой дроби, в результате чего фактическая глубина $h_ф$ остаточного отпечатка меньше, чем при "чистом" внедрении дроби. Кроме того, показатель $h_ф$ определяет не только параметры шероховатости поверхности обработанной детали, но и такие важные показатели упрочняющей обработки, как глубина упрочненного слоя и распределение остаточных напряжений.

Для аналитического определения $h_ф$ при указанных выше условиях обработки введем допущения: 1) аналогично тому, как предложено в работе [1], будем рассматривать однократное покрытие поверхности отпечатками, т. е. без учета их перекрытия; 2) после снятия нагрузки, т. е. в момент отскока дробинки, диаметр d остаточного отпечатка не изменяется. Второе допущение основано на проведенных экспериментах, в которых сопоставляли диаметры остаточных отпечатков на поверхности детали и диаметр контакта под нагрузкой. Для этого плоскую поверхность детали перед нагружением покрывали тонким слоем угольной пленки. Эксперименты показали, что разница этих диаметров не превышает 3 %. Это совпадает с данными работы [2].

С учетом сделанных допущений рассмотрим определение показателя $h_ф$. В условиях одновременного возникновения контактной пластической деформации материала дроби и детали величина $h_ф$ оказывается меньше, чем глубина h отпечатка в условиях "чистого" внедрения дроби.

При близких значениях твердостей контактирующих материалов (разница меньше, чем в 2 раза) фактическую глубину остаточного отпечатка при статическом нагружении определяет выражение [3]

$$h_ф = h[\sqrt{(НД_ш/НД)^{0,9} - 0,6} - 0,074], \quad (1)$$

где $НД_ш$ и НД — пластические твердости материалов соответственно дроби и детали [4]; h — глубина отпечатка при "чистом" внедрении дроби.

При динамическом нагружении глубина остаточного отпечатка на поверхности детали при отсутствии сплющивания дроби имеет вид [5]:

$$h = \frac{F_д - F_{д0}}{\pi D НД_д}, \quad (2)$$

где $F_д$ и $F_{д0}$ — динамическая контактная нагрузка и ее значение, соответствующее появлению пластической деформации в центре контакта; $НД_д = \eta_{НД} НД$ — динамическая пластическая твердость материала детали; D — диаметр дроби; $\eta_{НД}$ — коэффициент динамической пластической твердости материала детали.

При скорости удара $v_0 \approx$ $\approx 20 \div 120$ м/с можно принять $\eta \approx 1{,}5$ независимо от твердости упрочняемого материала [6]. В этом случае справедливо выражение

$$\text{НД}_\text{д} \approx 1{,}5\text{НД}. \qquad (3)$$

Динамическую пластическую твердость материала дроби находим по формуле

$$\text{НД}_\text{шд} \approx 1{,}5\text{НД}_\text{ш}. \qquad (4)$$

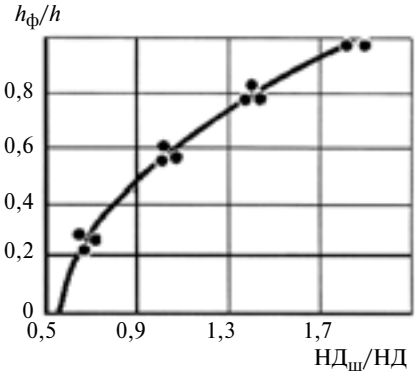
Подставив формулы (3) и (4) в выражение (1), получим формулу глубины остаточного отпечатка дроби в условиях динамического нагружения. Следовательно, выражение (1) справедливо и для статического, и для динамического нагружений. Таким образом, получена зависимость $h_\text{ф}$ от $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД}$.

На рисунке представлена зависимость отношения $h_\text{ф}/h$ от отношения $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД}$, согласно которой с уменьшением $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД}$, т. е. относительной твердости дроби, относительная величина $h_\text{ф}$ уменьшается и при $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД} \leqslant 0{,}57$ остаточный отпечаток на поверхности детали полностью отсутствует, а при $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД} \geqslant 1{,}86$ имеет место равенство $h_\text{ф} = h$, т. е. сплющивание дроби отсутствует.

Таким образом, для прогнозирования параметра Rz шероховатости обрабатываемой поверхности достаточно по формуле (1) вычислить фактическую глубину $h_\text{ф}$. Для расчета h по формуле (2) необходимо знать величину контактной нагрузки $F_\text{д}$ при ударе дроби, которую согласно работе [7] определяем по формуле

$$F_\text{д} \approx \pi D h_\text{д} \text{НД}_\text{д} \approx$$
$$\approx \pi D^2 v_0 \sqrt{\frac{\rho \text{НД}_\text{д}(1-k^2)}{6}}, \qquad (5)$$

где ρ — плотность материала дроби (для дроби из стали $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3); k — коэффициент восстановления скорости дроби [7]:



Зависимость относительной глубины $h_\text{ф}/h$ остаточного отпечатка от отношения $\text{НД}_\text{ш}/\text{НД}$ твердостей материалов дроби и детали (линия — расчет по формуле (1), точки — экспериментальные данные)

$$k \approx \sqrt{1-(1+3 \cdot 10^{-12} \times} \rightarrow$$
$$\rightarrow \overline{\times \text{НД}^{1,25} v_0^{-0,5})^{-2}}. \qquad (6)$$

Для примера рассмотрим определение параметра Rz шероховатости поверхности стальной детали с твердостью НД = 6550 МПа при дробеупрочнении стальной дробью (твердость материала дроби $\text{НД}_\text{ш} = 6060$ МПа, диаметр дроби $D = 1{,}2$ мм, скорость движения $v_0 = 65$ м/с). Экспериментально параметр Rz определяли с помощью профилометра мод. 130 (завод "Протон-МИЭТ"); его величина составила 0,013 мм. Коэффициент k восстановления определили, подставив исходные данные в формулу (6): $k = 0{,}8$. Подставив значение k в выражение (5), получили $F = 630$ Н. По формуле (2) получили $h = 0{,}021$ мм. Используя формулу (1), определили фактическую глубину остаточного отпечатка $h_\text{ф} = Rz_\text{рас} = 0{,}011$ мм. Таким образом, расхождение расчетной величины $Rz_\text{рас}$ с экспериментальным значением составило ≈ 15 %. Это связано, как было отмечено в работе [1], с тем, что в реальных условиях дробеобработки при многократном попадании дробинки в одно и то же место глубина отпечатка больше по сравнению с глубиной при однократном нагружении. Этот факт также можно учесть, используя зависимости, приведенные в работе [8].

Таким образом, показано, что предложенный метод можно использовать при выборе режимов дробеобработки для получения поверхности заданной шероховатости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Муминов М. Р., Маматова Д. А., Шин И. Г.** Энергетический подход к оценке шероховатости поверхности деталей при упрочнении дробью // Вестник машиностроения. 2012. № 4. С. 60—63.

2. **Боуден Ф. П., Тейбор Д.** Трение и смазка твердых тел / Пер. с англ. под ред. И. В. Крагельского. М.: Машиностроение, 1968. 543 с.

3. **Матлин М. М., Лебский С. Л., Мозгунова А. Н.** Закономерности упругопластического контакта в задачах поверхностного пластического деформирования. М.: Машиностроение-1, 2007. 218 с.

4. **ГОСТ 18835—73.** Металлы. Метод измерения пластической твердости. М.: Изд-во стандартов. 1973.

5. **Дрозд М. С., Матлин М. М., Сидякин Ю. И.** Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.

6. **Матлин М. М., Мосейко В. О., Мосейко В. В.** Механика силового контактного взаимодействия дроби с поверхностью упрочняемой детали // Упрочняющие технологии и покрытия. 2006. № 10. С. 45—52.

7. **Дробеударное** упрочнение деталей машин / М. М. Матлин, В. О. Мосейко, В. В. Мосейко, С. Л. Лебский. М.: Машиностроение, 2008. 229 с.

8. **Дрозд М. С., Матлин М. М., Сидякин Ю. И.** Виброударный способ определения твердости металла // Заводская лаборатория. 1988. № 9. С. 94—96.

УДК 621.91.01

Н. С. ИНДАКОВ, канд. техн. наук, А. С. БИНЧУРОВ (Сибирский федеральный университет, г. Красноярск), e-mail: mexanixs@mail.ru

Особенности ротационного точения многогранными резцами

Предложен новый метод ротационного точения многогранными резцами. Исследована его кинематика, определены скорость резания, способы дробления и отвода стружки.

Ключевые слова: ротационное точение, многогранный резец, подачи, дробление и отвод стружки.

The new method of rotational turning by indexable cutters is suggested. Its kinematics is investigated; cutting speed and ways of chip control and handling are determined.

Keywords: rotational turning, indexable cutter, feeds, ch1p control and handling.

Предлагаемый метод сочетает элементы безвершинного косоугольного точения со сдвигом срезаемого слоя вдоль режущей кромки и ротационного точения с постоянным обновлением участков режущей кромки [1].

Многогранный резец *1* совершает принудительное вращение вокруг своей оси со скоростью $v_р$ резания и продольной подачей $S_{пр}$ относительно вращающейся заготовки *2* (рис. 1) [2, 3]. Продольную подачу на грань резца определяем по формуле $S_{пр.гр} = S_{пр.ст}n_з/n_рN$, где $S_{пр.ст}$ — продольная подача резца на оборот обрабатываемого вала, мм/об; $n_з$ и $n_р$ — частоты вращения заготовки и инструмента, мин$^{-1}$; N — число граней резца.

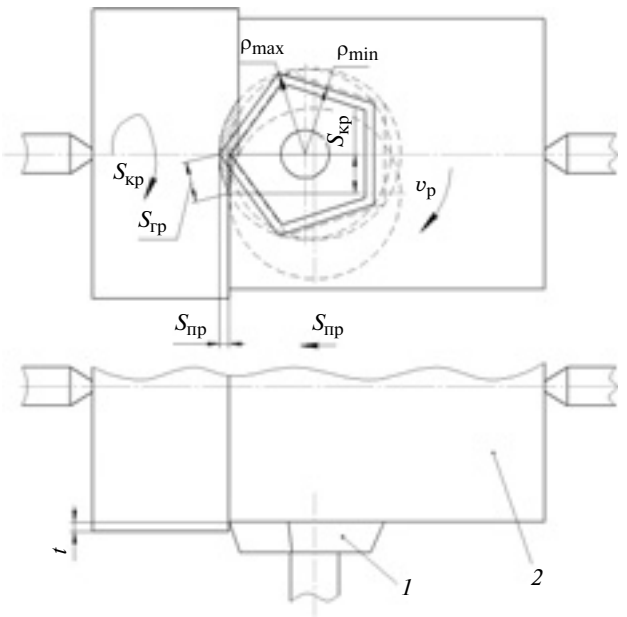


Рис. 1. Схема обработки многогранным ротационным резцом

Круговую подачу на грань резца определяем по формуле $S_{кр.гр} = \pi d_з n_з/n_рN$, где $d_з$ — диаметр заготовки, мм.

Особенность метода точения — возникновение конструктивной подачи $S_к$ на участке режущей кромки с увеличивающимся радиус-вектором [1], при этом срезаемая стружка в виде отдельных клиновидных элементов соскальзывает по передней поверхности вдоль режущей кромки лезвия.

Конструктивную подачу определяем по формуле

$$S_к = (\rho_{max} - \rho_{min}) = (\rho_{ср} + e) - (\rho_{ср} - e) = 2e,$$

где ρ_{max}, ρ_{min} и $\rho_{ср}$ — максимальный, минимальный и средний радиус-векторы контура режущей кромки, мм; e — эксцентриситет профиля инструмента, мм.

Подачу на грань профиля резца находим по формуле $S_{гр} = \sqrt{S_{кр.гр}^2 + S_{пр.гр}^2}$. Размеры элемента стружки (рис. 2): ширина $B = 2S_{пр.гр}$; длина $L = 2S_{кр.гр} + l_t$; толщина $t = t_{ст} - \Delta h = t_{ст} - \sqrt{\rho^2 \sin\kappa^2 + R_{min}^2} + R_{дmin}$. Здесь l_t — длина участка, зависящая от глубины резания, мм; t — глубина резания каждой режущей кромки, мм; $t_{ст}$ — глубина резания в плоскости оси центров, мм; Δh — высота остаточных неровностей, мм; $R_{дmin}$ — радиус обработанной заготовки, мм; κ — угол (рис. 3) между осью центров и точкой контакта режущей кромки с обрабатываемой поверхностью, который находим по формуле $\cos\kappa_{max} = (\rho_{max} - B)/\rho_{max}$.

Во избежание кинематической волнистости, круговую подачу необходимо назначать с учетом условий: $l_{t\,max} = \sqrt{R_з^2 - (R_з - t_{ст})^2}$; $l_{t\,max} \geqslant S_{кр.гр} + l_t$, где $l_{t\,max}$ — выход режущего лезвия из зоны резания относительно плоскости центров, мм; $R_з$ — радиус обрабатываемой заготовки, мм.

Длину участка, которая зависит от глубины резания, определяем по формуле

$$l_t = \sqrt{\rho_{max}^2 - (\rho_{max} - 2S_{пр.гр})^2} - S_{кр.гр}.$$

Из схемы на рис. 3 видно, что толщина $t_{ст}$ стружки — величина переменная, изменяется от 0 до величины, равной глубине резания.

Обрабатываемая поверхность формируется тремя движениями: главным $v_р$ (скорость резания); прямолинейным (продольная подача $S_{пр}$); круговой подачей $S_{кр}$. Главным движением является вра-

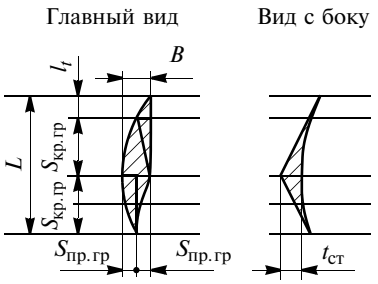


Рис. 2. Размеры стружки

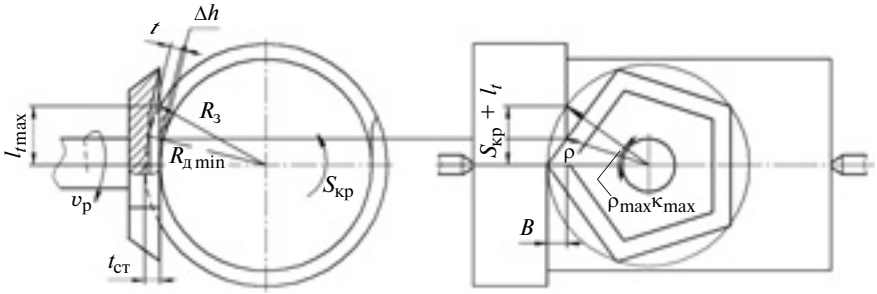


Рис. 3. Схема изменения толщины стружки

щение инструмента со скоростью, как минимум, на порядок большей частоты вращения заготовки.

Скорость резания находим по формуле $v_р = 2\pi\rho n_р/1000$, где ρ — радиус-вектор контура режущей кромки, мм.

При трех и более одновременно совершаемых движениях формообразование определяет дополнительное движение — круговая подача: $S_{кр} = \pi d_з n_з$.

Многогранная форма режущей кромки приводит к изменению скорости резания на гранях профиля резца:

$$v_{р\max} = 2\pi\rho_{\max} n_р/1000; \quad v_{р\min} = 2\pi\rho_{\min} n_р/1000.$$

Так как точки режущей кромки при ротационном точении находятся на разных расстояниях от оси вращения заготовки, необходимо определить максимальную и минимальную круговые подачи:

$$S_{кр\ \max} = \pi d_{з\ \max} n_р; \quad S_{кр\ \min} = \pi d_{з\ \min} n_з = \pi d_д n_д,$$

где $d_{з\ \max}$ и $d_{з\ \min}$ — диаметры соответственно обрабатываемой и обработанной заготовки, мм.

Действующие одновременно главное, вспомогательное и дополнительное движения при данном методе точения в совокупности определяют пространственную траекторию результирующего движения резания со скоростью $\bar{\upsilon}_e = \bar{\upsilon}_з + \bar{\upsilon}_s + \bar{\upsilon}_р$, где

$$\bar{\upsilon}_e = \left(0;\ \frac{S_{кр}}{1000};\ 0\right) + \left(\frac{-S_{пр} n_з}{1000};\ 0;\ 0\right) + (-v_р\sin\psi;\ v_р\cos\psi;\ 0) =$$

$$= \left(\frac{-S_{пр} n_з}{1000} - v_р\sin\psi;\ v_р\cos\psi + \frac{S_{кр}}{1000};\ 0\right);$$

$$|\bar{\upsilon}_e| = \sqrt{\left(\frac{-S_{пр} n_з}{1000} - v_р\sin\psi\right)^2 + \left(v_р\cos\psi + \frac{S_{кр}}{1000}\right)^2}.$$

Здесь $\bar{\upsilon}_з$, $\bar{\upsilon}_s$, $\bar{\upsilon}_р$ — векторы соответственно круговой подачи заготовки, продольной подачи инструмента и скорости главного движения (движения формообразования), м/мин; ψ — угол между вектором $\bar{\upsilon}_р$ и осью y.

Так как вектор $\bar{\upsilon}_р$ практически во всех случаях находится под углом к осям координат, то его определяем по формуле $\sin\psi = S_{кр}/\rho_{\max}$.

Расчеты и рис. 4 показывают, что резание осуществляется в одной плоскости, в то же время плоскость резания в каждый момент изменяет свое положение, перемещаясь по касательной к заготовке. В результате резание происходит и выше, и ниже оси центров.

Угол η подъема винтовой траектории связан с круговой подачей и результирующей скоростью резания зависимостью

$$\cos\eta = v_р\cos\psi S_{кр}/(|v_e|1000). \qquad (1)$$

Так как точки режущей кромки находятся на разных расстояниях от оси вращения заготовки, то согласно уравнению (1) в точках режущей кромки вектор $\bar{\upsilon}_e$ результирующего движения резания имеет разные величину и угол подъема.

При ротационном точении величина и направление вектора окружной скорости изменяются, т. е. во всех точках лезвия скорости υ будут иметь разные направления и лежать в разных плоскостях.

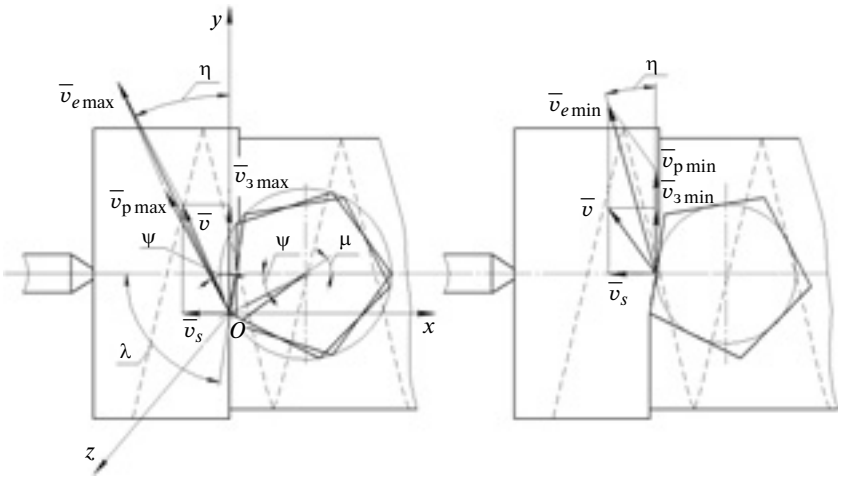


Рис. 4. Схема определения вектора скорости результирующего движения резания

УДК 621.7:621.91.02

А. Е. ДРЕВАЛЬ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), А. И. РУБАХИН (ОАО "Новолипецкий металлургический комбинат", г. Липецк), e-mail: lesharu1984@yandex.ru

Режуще-деформирующая обработка глубоких отверстий роликов машины непрерывного литья заготовок комбинированным инструментом

Предложен комбинированный инструмент для обработки глубоких базовых отверстий роликов машин непрерывного литья заготовок, который обеспечивает высокие точность и качество обработки, а также снижает стоимость обработки.

Ключевые слова: комбинированные инструменты, глубокое отверстие, глубокое растачивание, поверхностное пластическое деформирование.

The combination tooling for machining of deep base holes of continuous casting machine rollers, that provides high accuracy and machining quality, and also reduces the cost of machining, is suggested.

Keywords: combination tooling, deep hole, deep boring, surface plastic deformation.

Ролики машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) — унифицированное изделие крупносерийного производства. За время их эксплуатации предусмотрены три ремонта.

На ОАО "Новолипецкий металлургический комбинат" выполнение базовых глубоких отверстий в роликах МНЛЗ осуществляется на оборудовании различного типа по нескольким технологическим схемам с использованием разнотипной технологической оснастки и является наиболее сложной и трудоемкой частью всего технологического процесса их изготовления. Ролики МНЛЗ (рис. 1) изготовляются из стали 40Х1МФА, их габаритные размеры: наружный диаметр — от 250 до 400 мм, длина — от 350 до 800 мм, диаметр базового отверстия — от 101 до 143 мм. Базовые отверстия выполняют по 7-му квалитету, параметр *Ra* шероховатости поверхности не превышает 1,25 мкм.

Анализ эксплуатации роликов МНЛЗ показал, что вследствие высоких силовых и тепловых нагрузок и резкого охлаждения при контакте с окружающей средой в сопряжении "базовое отверстие ролика — водоохлаждаемый вал" возникают такие дефекты, как коррозия, микротрещины, продольные риски, задиры и др. Накопленные дефекты изменяют первоначальную посадку, ролики становятся подвижными, увеличивается зазор между внутренним диаметром ролика и наружным диаметром вала, что обусловливает возникновение погрешности формы и неравномерное изнашивание наружной поверхности ролика, которые, в свою очередь, могут привести к отказу. При этом снижается ремонтопригодность роликов МНЛЗ. Простои же МНЛЗ приводят к значительным материальным потерям. Поэтому вопросы повышения качества обработки отверстий при изготовлении роликов МНЛЗ остаются актуальными.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 56)

Экспериментальные исследования проводили на токарно-винторезном станке 16К20 с инструментальным узлом, состоящим из электрошпинделя, кронштейна, оправки и специально переточенных типовых многогранных твердосплавных пластин. Использовали образцы из алюминия А6 и А0. Предварительный режим резания: глубина резания 0,1÷2 мм; продольная подача 0,2÷3 мм/об; частота вращения заготовки (круговая подача) 12,5÷125 мин$^{-1}$. Частоту вращения инструмента регулировали в диапазоне от 12 000 до 18 000 мин$^{-1}$ путем изменения питающего напряжения электрошпинделя с помощью преобразователя "Альтивар 31". Инструментальный узел устанавливали в резцедержателе токарного станка.

Исследования показали гарантированное дробление стружки, что подтвердило теоретические предположения. При этом не наблюдалось наростообразования, что объясняется отсутствием нагревания режущего инструмента и сходом стружки с относительным скольжением вдоль режущей кромки. На основании этого можно предположить, что ожидаемая стойкость многогранных ротационных резцов существенно выше стойкости инструмента при обычном ротационном точении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Индаков Н. С., Бинчуров А. С.** Метод ротационного точения многогранными резцами // Вестник ассоциации выпускников КГТУ. 2011. № 20. С. 146—149.

2. **А. с. 1126375 СССР:** МКИ^3 B23B 1/00. Способ лезвийной обработки валов с профилем "равноосный контур".

3. **Пат. 2463130 Рос. Федерации:** МПК B23B 27/12. Ротационный резец.

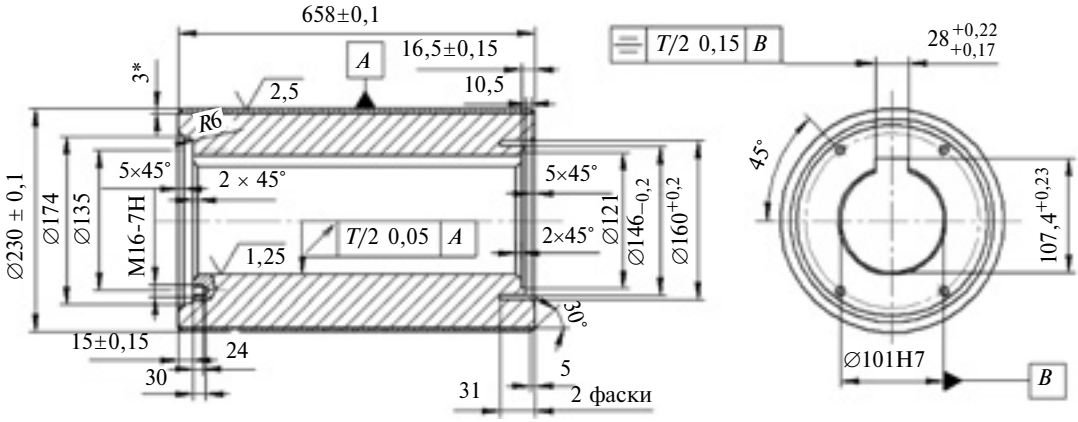


Рис. 1. Ролик машины непрерывного литья заготовок

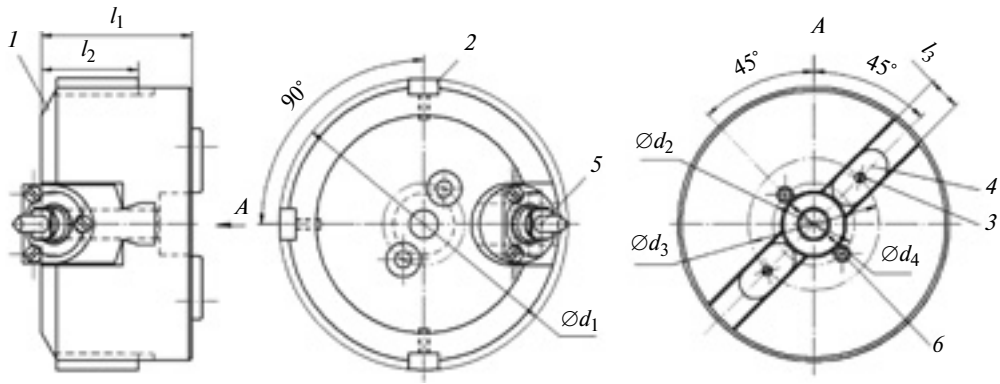


Рис. 2. Расточная часть комбинированного инструмента:
1 — корпус; *2* — направляющая; *3* — винт; *4* — направляющая опора; *5* — микробор; *6* — винт

Значения показателей точности и качества базовых отверстий роликов МНЛЗ формируются на чистовых операциях, в основном это чистовое растачивание и раскатывание, которые используются для окончательной обработки отверстия. Так как перечисленные операции выполняются раздельно, возникают отклонения точности базовых отверстий роликов МНЛЗ, что ухудшает их эксплуатационные характеристики, вследствие возникновения значительного числа погрешностей на межоперационных установках и наладках технологического оборудования [1—4]. Поэтому было принято решение о совмещении двух операций (чистового растачивания и раскатывания) на единой базе, т. е. реализован принцип единства баз инструмента.

Были определены основные задачи, которые должны выполняться на переходах чистового растачивания и поверхностного пластического деформирования. Расточная часть должна обеспечивать: 1) уменьшение конусности; 2) уменьшение овальности (для равномерного распределения припуска под раскатку); 3) шероховатость Ra = 1,6÷2,5 мкм. Раскатная часть должна обеспечивать основные выходные параметры обрабатываемого отверстия: 1) точность отверстия (допуск на диаметр до 0,035 мм); 2) шероховатость поверхности Ra = 0,4÷0,8 мкм; 3) повышение твердости поверхности на 7÷10 %.

В связи с созданием единой базы для двух частей комбинированного инструмента — расточной и раскатной, разработана цилиндрическая базовая оправка из стали 40ХН, прошедшей термическую обработку, что обеспечило твердость поверхностного слоя 28...32 *HRC*. При конструировании базовой оправки использовали результаты анализа конструкций базовых частей раскатных головок с последующей их модернизацией, которая обеспечивает базирование расточной части с одинаковой точностью.

Расточная часть (рис. 2) представляет собой сборочную единицу, состоящую из корпуса *1* — цилиндрической заготовки из термообработанной стали 40ХН (ГОСТ 4543—80, 28...32 *HRC*). Корпус имеет базовый торец, отверстие для посадки с натягом на оправку раскатной части и паз для размещения микробора унифицированной конструкции (ГОСТ 25827—93). Микробор *5* оснащен резцовой вставкой, которая обеспечивает: 1) точность обработки базового отверстия ролика с допуском в диапазоне от 0 до 0,035 мм; 2) шероховатость по-

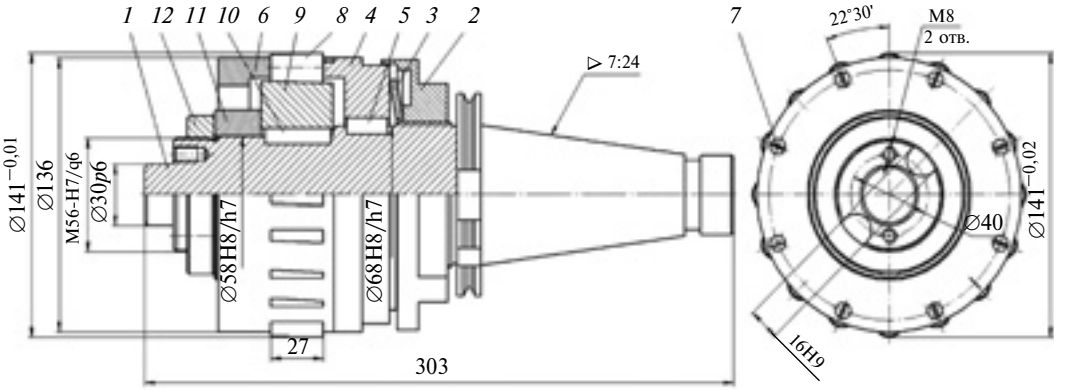


Рис. 3. Раскатная часть комбинированного инструмента

верхности Ra = 1,6...2,5 мкм; 3) размерную стойкость в пределах двух-трех циклов обработки до первой переточки. Выбран материал режущей части, отличающийся высокой размерной стойкостью: ВОК200 (ГОСТ 25003—81). Экспериментальными исследованиями были установлены оптимальные значения углов в плане $\varphi = 45°$ и $\varphi_1 = 25°$ резцовой вставки, адаптированные к условиям обработки для получения заданной шероховатости поверхности. В связи с малыми размерами базового отверстия использовали систему передачи вращающего момента с помощью направляющих опор *4*, закрепленных в направляющих продольных пазах винтами *3*. Закрепление корпуса расточной части в осевом направлении базовой поверхности осуществляли через два осевых отверстия с помощью двух винтов *6*. На наружном диаметре корпуса выполнили три продольных паза для установки трех направляющих *2*.

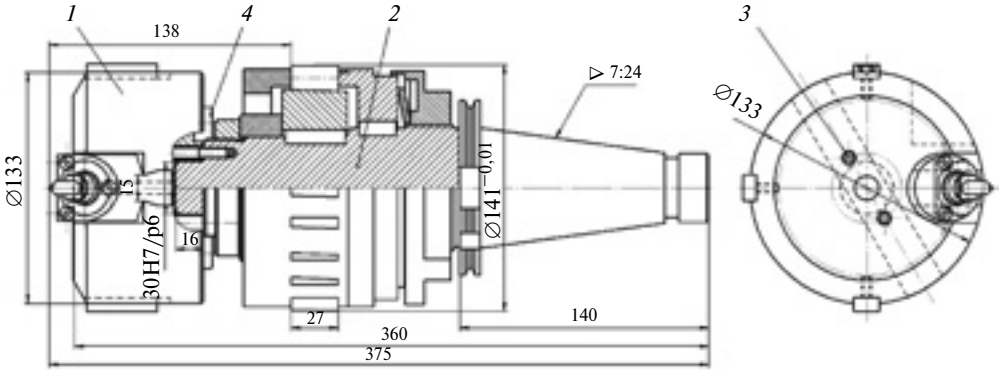
В основу создания конструкции раскатной части комбинированного инструмента легли наработки, позволившие определить основные габаритные размеры, вид и число деформирующих элементов, и осуществить их модернизацию с учетом отказов, возникающих в ходе эксплуатации.

Для предотвращения выхода из строя расточной части комбинированного инструмента в конструкции предусмотрены предохранительные элементы в виде срезанной шпонки и тарельчатой пружины. Выбраны основные геометрические параметры, число и вид деформирующих элементов. Установлено преимущество конических роликов с цилиндрической площадкой, так как они обеспечивают максимальное давление в зоне контакта с обрабатываемой заготовкой при низких напряжениях в зоне контакта с опорным конусом, что снижает риск заедания и быстрого изнашивания деформирующих элементов и увеличивает ресурс комбинированного инструмента. Раскатная часть комбинированного инструмента представлена на рис. 3, она имеет базовую оправку *1*, на которую с посадкой ∅58 $H8/h7$ установлен опорный конус *9*, а с посадкой ∅68 $H8/h7$ — сепаратор *4* с крышкой *6*, где располагаются деформирующие ролики *8*. Закрепление сепаратора и крышки после установки деформирующих роликов (16 шт.) выполняется с помощью винтов *7*. Передача вращающего момента осуществляется через шпонки *5* и *10*; шпонка *5* является предохранительным элементом. Перемещение всей конструкции вдоль оси ограничивается с двух сторон гайками *2* и *12*. Опорный конус жестко зафиксирован в осевом направлении через стакан *11* с помощью гайки *12*, а регулировку исполнительного размера осуществляют нажимной гайкой *2* через тарельчатую пружину *3*, которая необходима для регулирования натяга и равномерного распределения усилия деформирующих роликов на обрабатываемое отверстие заготовки.

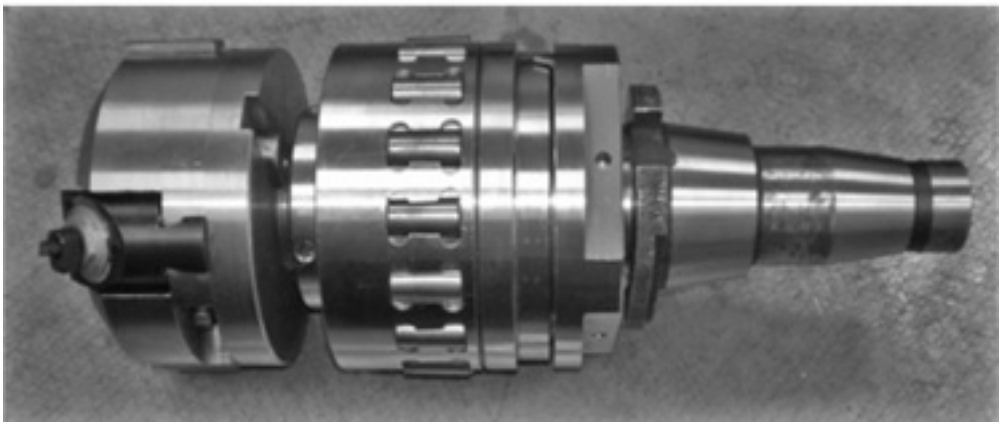
Была определена связь между конструктивно-технологическими параметрами, процессами в зоне контакта и показателями качества при обработке комбинированным инструментом. Выбраны основные конструктивные параметры расточной и раскатной его частей. Разработана методика, позволяющая проектировать комбинированные инструменты для обработки глубоких базовых отверстий роликов МНЛЗ различных типоразмеров. Данные разработки носят общий характер и позволяют проектировать комбинированные инструменты для обработки базовых отверстий роликов МНЛЗ диаметром от 101 $H7$ до 143 $H7$ мм глубиной от 600 до 800 мм.

На рис. 4 представлен сборочный чертеж комбинированного инструмента [5] с расточной частью *1*, которая устанавливается на базовую оправку раскатной части *2* с посадкой ∅30 $H7/p6$ и крепится с помощью двух винтов *3*. Передачу вращающего момента обеспечивают две торцевые шпонки *4*, установленные в пазах корпуса расточной части.

Отличительными особенностями данного инструмента являются: 1) наличие упругого нажимного элемента в виде тарельчатой пружины, обеспечивающей плавность работы раскатной части и предотвращающей разрушение инструмента при



а)



б)

Рис. 4. Сборочный чертеж (*а*) и общий вид (*б*) комбинированного инструмента

внезапных пиковых нагрузках; 2) наличие предохранительного устройства в виде шпонки, обеспечивающей целостность рабочих элементов раскатной части при возникновении момента больше допустимого. Совмещение в одном технологическом переходе чистового растачивания и пластической поверхностной деформации базового отверстия ролика МНЛЗ позволяет уменьшить погрешности от предыдущих технологических переходов и обеспечивает формирование равномерного припуска под раскатывание, что уменьшает отклонение от круглости до 50 %, и изменению шероховатости с Ra = 2,5 мкм до Ra = 0,4÷0,8 мкм, повышает микротвердость до 36...38 *HRC*.

Предложенный комбинированный инструмент, который основан на совмещении двух чистовых способов обработки, повышает точность и качество обрабатываемой поверхности ролика МНЛЗ в результате точного центрирования, позиционирования расточной части, что обусловлено наличием трех направляющих, установленных в пазах корпуса. Кроме того, обеспечиваются требуемые шероховатость и твердость поверхности. Для этого используется тарельчатая пружина, с помощью которой регулируется натяг и обеспечивается равномерное распределение усилия деформирующих роликов на поверхность обрабатываемого отверстия, что позволяет избежать их заклинивания и преждевременного изнашивания инструмента.

Использование данного комбинированного инструмента при чистовой обработке базовых отверстий роликов МНЛЗ диаметром 141 *H*7 позволило увеличить ресурс роликов (до первой замены) с 1 300 000 до 1 500 000 т, что при плановом трехкратном их восстановлении повысило наработку на 15,38 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Волышонок З. С., Винальева Н. П.** Совершенствование процессов глубокого сверления и глубокой расточки отверстий в тяжелом машиностроении: Обзорная информация. Вып. 2. Сер. 8. М.: Машиностроение, 1988. С. 23—29.

2. **Кудрявцев И. В., Бурмистрова Л. Н.** Выбор основных параметров упрочнения валов обкатыванием роликами // Вестник машиностроения. 1983. № 4. С. 8—10.

3. **Малышко И. А.** Осевые комбинированные инструменты: Рекомендации по проектированию и эксплуатации. Донецк: ПКТИ, 1996. 135 с.

4. **Основы** технологии машиностроения / Под ред. В. С. Корсакова. М.: Машиностроение, 1965. 490 с.

5. **Пат. 2405667 Рос. Федерации.** Комбинированный инструмент для обработки отверстий.

УДК 621.914.1-492.2

С. Д. СМЕТАНИН, канд. техн. наук, В. Г. ШАЛАМОВ, д-р техн. наук (Южно-Уральский ГУ, г. Челябинск),
e-mail: ponchik74@yandex.ru

Получение порошков с частицами заданных формы и размеров ротационным фрезерованием

Исследовано получение порошков с частицами заданных формы и размеров путем ротационного фрезерования. Установлена адекватность реальной и полученной моделированием траекторий точек режущего инструмента.

Ключевые слова: ротационное фрезерование, порошок, математическая модель, формообразование.

The formation of powders with particles of specified shape and dimensions by rotational milling is investigated. The adequacy of real and modeled trace of cutting tool points is determined.

Keywords: rotational milling, powder, mathematical model, forming.

В промышленности в качестве основы для изготовления различных композиционных материалов используют порошки и волокна металлических и неметаллических материалов. Их получают восстановлением металлов из окислов или солей, электролитическим осаждением, распылением струи расплавленного металла, термической диссоциацией, механическим резанием, дроблением, истиранием и другими способами. Каждый из способов имеет свою область применения и экономическую эффективность [1, 2]. Разнообразие способов обусловлено разными требованиями к физическим, химическим, механическим и эксплуатационным свойствам порошков [3]. Перспективный способ — ротационное резание специальным инструментом. Наиболее универсальными и производительными являются торцевые ротационные фрезы, представляющие собой планшайбу с режущими узлами — вилками с закрепленными на валу круглыми вращающимися элементами (рис. 1).

При проектировании инструмента для обеспечения заданных параметров порошка и управления процессом формообразования необходимо смоделировать форму и размеры частиц порошка путем определения траекторий движения режущих элементов относительно обрабатываемой заготовки, аналогично ротационному точению [4]. Порошки можно получить прерывистым резанием по схеме резания двумя режущими элементами — гладким *1* и зубчатым *2* (см. рис. 1). Режущие зубья элемента *2*, перемещаясь по определенной траектории, последовательно врезаются в измельчаемый материал и формируют частицу порошка, оставляя на поверхности часть не срезанного ранее материала, который удаляется гладким режущим элементом *1*, непрерывно контактирующим с заготовкой.

Расчетная схема для определения траектории движения режущего элемента приведена на рис. 2. Введем неподвижную систему координат XYZ, связанную с заготовкой, в которой ось Z совпадает с осью фрезы, а ось X — с направлением подачи S. Начало системы координат XYZ — точку O, расположим на оси фрезы в плоскости, проходящей через ось режущего элемента в его первоначальном положении (см. рис. 2, *б*, штрихпунктирная линия). Подвижную систему координат $X_1Y_1Z_1$ свяжем с режущим элементом, направив ось X_1 по оси вращения, а ось Y_1 — параллельно оси Y. Начало O_1 координат $X_1Y_1Z_1$ расположено на расстоянии R (см. рис. 1) от точки O.

Для реализации многоступенчатой схемы резания режущий элемент необходимо повернуть на угол β относительно оси Y_1, а чтобы обеспечить его вращение, повернуть на угол λ относительно оси Z_1. После поворота на угол β система координат $X_1Y_1Z_1$ займет промежуточное положение $X_0Y_0Z_0$ (см. рис. 2, *б*), а после поворота на угол λ она займет окончательное положение — $X_2Y_2Z_2$ (см. рис. 2, *в*). В процессе резания фреза с режущим элементом вращается вокруг своей оси и при повороте на угол ψ смещается относительно заготовки вдоль оси X на расстояние $S\psi$. Одновременно режущий элемент повернется вокруг своей оси на угол φ (см. рис. 2, *а*). Угол ψ поворота ротационной фрезы и угол φ поворота режущего элемента вокруг своей оси связаны зависимостью $\psi R = \varphi rk$, где r — радиус режущего элемента; k — коэффициент от-

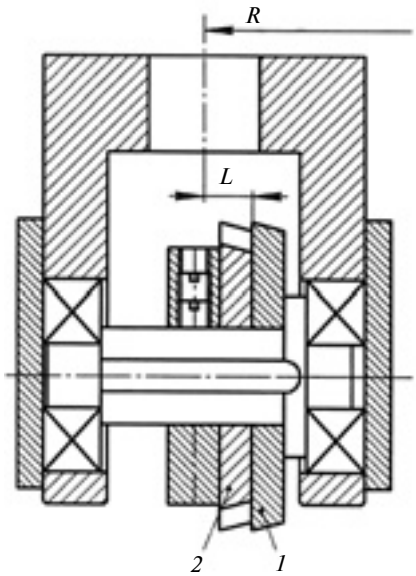


Рис. 1

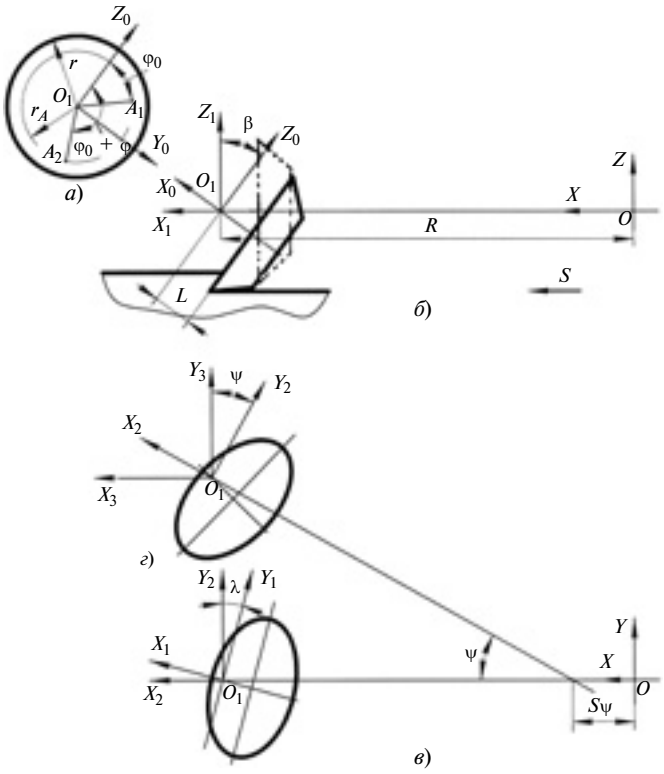


Рис. 2

носительного проскальзывания, при торцевом фрезеровании $k = 0{,}86 \div 1{,}02$ [5].

Для определения траектории режущего элемента рассмотрим произвольную точку A на его режущей кромке. В начальный момент времени положение точки A (соответствует точке A_1 на рис. 2, *а*), можно характеризовать радиусом r_A и углом φ_0 поворота относительно оси Z_0, после поворота (положение A_2) — углом $(\varphi_0 + \varphi)$. Для удобства записи уравнений введем систему координат $X_3Y_3Z_3$, развернутую относительно системы $X_2Y_2Z_2$ на угол ψ. Последовательно запишем связи введенных систем координат для точки A_2 после поворота:

для системы $X_0Y_0Z_0$ (см. рис. 2, *а*)

$$\begin{cases} X_0 = L; \\ Y_0 = r_A \sin(\varphi_0 + \varphi); \\ Z_0 = r_A \cos(\varphi_0 + \varphi); \end{cases}$$

для системы $X_1Y_1Z_1$ (см. рис. 2, *б*)

$$\begin{cases} X_1 = X_0 \cos\beta - Z_0 \sin\beta = \\ \quad = L\cos\beta - r_A \sin\beta \cos(\varphi_0 + \varphi); \\ Y_1 = Y_0 = r_A \sin(\varphi_0 + \varphi); \\ Z_1 = Z_0 \cos\beta + X_0 \sin\beta = \\ \quad = r_A \cos\beta \cos(\varphi_0 + \varphi) + L\sin\beta; \end{cases}$$

для системы $X_2Y_2Z_2$ (см. рис. 2, *в*)

$$\begin{cases} X_2 = X_1 \cos\lambda - Y_1 \sin\lambda = L\cos\beta\cos\lambda - \\ - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)\cos\lambda - r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)\sin\lambda; \\ Y_2 = Y_1 \cos\lambda + X_1 \sin\lambda = L\cos\beta\sin\lambda + \\ + r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)\cos\lambda - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)\sin\lambda; \\ Z_2 = Z_1 = r_A \cos\beta\cos(\varphi_0 + \varphi) + L\sin\beta; \end{cases}$$

для системы $X_3Y_3Z_3$ (см. рис. 2, *г*)

$$\begin{cases} X_3 = X_2 \cos\psi - Y_2 \sin\psi = [L\cos\beta - \\ - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)](\cos\lambda\cos\psi - \sin\lambda\sin\psi) - \\ - r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)(\sin\lambda\cos\psi + \cos\lambda\sin\psi); \\ Y_3 = Y_2 \cos\psi + X_2 \sin\psi = [L\cos\beta - \\ - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)](\sin\lambda\cos\psi + \cos\lambda\sin\psi) + \\ + r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)(\cos\lambda\cos\psi - \sin\lambda\sin\psi); \\ Z_3 = Z_2 = r_A \cos\beta\cos(\varphi_0 + \varphi) + L\sin\beta. \end{cases}$$

Окончательное положение точки A в неподвижной системе координат заготовки определяет система уравнений:

$$\begin{cases} X = X_3 + R\cos\psi + S\psi = [L\cos\beta - \\ - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)](\cos\lambda\cos\psi - \sin\lambda\sin\psi) - \\ - r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)(\sin\lambda\cos\psi + \cos\lambda\sin\psi) + \\ + R\cos\psi + S\psi; \\ Y = Y_3 + R\sin\psi = [L\cos\beta - \\ - r_A \sin\beta\cos(\varphi_0 + \varphi)](\sin\lambda\cos\psi + \cos\lambda\sin\psi) + \\ + r_A \sin(\varphi_0 + \varphi)(\cos\lambda\cos\psi - \sin\lambda\sin\psi) + R\sin\psi; \\ Z = Z_3 = r_A \cos\beta\cos(\varphi_0 + \varphi) + L\sin\beta. \end{cases} \quad (1)$$

Система (1) уравнений определяет траекторию движения произвольной точки A режущего элемента в неподвижной системе координат заготовки в функции угла ψ поворота фрезы. В общем случае траектория точки A представляет пространственную циклоидальную кривую, образованную радиусом R фрезы. В зависимости от соотношения радиуса r режущего элемента и радиус-вектора r_A точки на режущем элементе траектория будет представлять или нормальную ($r = r_A$), или укороченную ($r > r_A$) циклоиду [6].

Для определения формы и размеров частиц порошка, а также параметров, влияющих на них, на основании траекторий движения точек проведено ком-

УДК 621.9.04.001.24

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mt13@bmstu.ru

Теоретическое обеспечение технологической механики. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Часть 2*

Рассмотрены кинематика и напряженное состояние при осадке цилиндрической заготовки с трением на торцах.

Ключевые слова: цилиндрическая заготовка, осесимметричная осадка, кинематическое и напряженное состояния, теория пластичности, точные уравнения.

The kinematics and stress state at cylindrical workpiece upset with friction on ends are considered.

Keywords: cylindrical workpiece, axisymmetric upset, kinematic and stress states, theory of plasticity, exact equations.

Рассмотрев в части 1 данной статьи общие вопросы, касающиеся осесимметричной задачи теории пластичности [1], перейдем к непосредственному решению задачи об осесимметричной осадке, чтобы восполнить соответствующий пробел прикладной теории пластичности.

Наличие сил трения между торцами осаживаемой заготовки и инструментом приводит к переменности площадей поперечных сечений цилиндрических заготовок (рис. 2, *а*)*[1], т. е. к так называемой бочкообразности, которая обусловливает переменность деформированного состояния. Однако для определения среднего диаметра, необходимого для расчета напряженного состояния и силы деформирования, с допустимой точностью можно считать площадь поперечного сечения постоянной и использовать расчетную схему, показанную на рис. 2, *б* (однако бочкообразность будет учитываться, что покажет ход решения). В данной схеме применена цилиндрическая система координат ρ, θ, z с началом координат на неподвижном нижнем инструменте (рис. 2, *б*).

Напомним, что элементарное инженерное уравнение равновесия в простых производных, даже если оно составлено путем принятия нескольких взаимоисключающих допущений (т. е. при некорректно поставленной задаче, что будет подробно показано далее), всегда имеет решение. Вопрос лишь в том, имеется ли готовое решение такого

* Продолжение цикла. Начало — см. "Вестник машиностроения" № 1—9 за 2013 г., продолжение — № 11 за 2013 г.

*[1] Рис. 1 — см. в работе [1].

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 62)

пьютерное моделирование в программе MathCad. На рис. 3 (см. обложку) показаны реальные следы *1* режущего элемента на поверхности заготовки, а также их аналитическая *2* и расчетная *3* формы, которые достаточно хорошо совпадают, что подтверждает адекватность системы уравнений (1).

На рис. 4 (см. обложку) показаны частицы порошка, формируемые зубчатым (*а*) и гладким (*б*) режущими элементами. Форма частиц также подтверждает адекватность рассчитанных траекторий точек режущего элемента.

Полученный результат показывает принципиальную возможность управления размерами и формой частиц порошка, получаемого ротационным фрезерованием, что является предметом дальнейших исследований.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Порошковая** металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник / И. М. Федорченко, И. Н. Францевич, И. Д. Радомысельский и др. Киев: Наукова думка, 1985. 624 с.
2. **Казармщиков И. Т.** Производство металлических конструкционных материалов: Учеб. пос. Оренбург: ГОУ ОГУ, 2004. 247 с.
3. **Металлические** порошки и порошковые материалы: Справочник / Под ред. Ю. В. Левинского. М.: Экомет, 2005. 520 с.
4. **Шаламов В. Г., Савельев Д. А., Сметанин С. Д.** Получение порошковых материалов ротационным резанием // Вестник машиностроения. 2011. № 11. С. 56—58.
5. **Землянский В. А., Лупкин Б. В.** Обработка высокопрочных материалов инструментами с самовращающимися резцами. Киев: Техніка, 1980. 120 с.
6. **Выгодский М. Я.** Справочник по высшей математике. М.: Физматлит, 1995. 872 с.

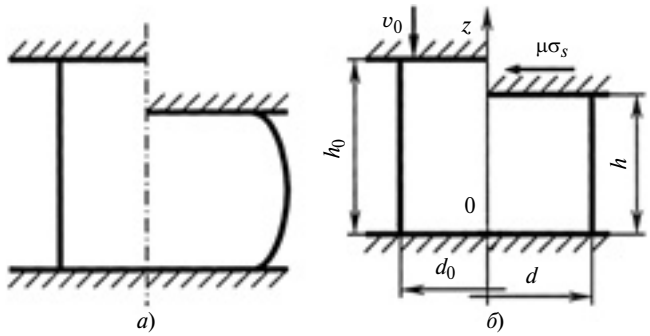


Рис. 2. Осадка заготовки:
а — реальное формоизменение; *б* — расчетная схема

уравнения в элементарных функциях или его надо получить известным приближенным методом с требуемой точностью.

Но системы дифференциальных уравнений в частных производных далеко не всегда имеют решения и намного более требовательны к корректной постановке задачи. Здесь многие традиционные допущения, а тем более взаимоисключающие, просто недопустимы. Образно говоря, если решением точных уравнений теории пластичности получим, что $\tau_{\rho z} = 0{,}5\sigma_s \sin 2\varphi$, то недопустимо требовать найти такое значение φ, при котором, скажем, $\tau_{\rho z} = \sigma_s$. Поскольку $\sin 2\varphi$ не может быть больше единицы, то найти аналитическое решение заведомо невозможно (это может "успешно" сделать только компьютер, вооруженный пакетом МКЭ). Поэтому для более четкой постановки задачи предварительно исследуем, какой же закон изменения касательного напряжения на контактной поверхности (т. е. какой закон трения) могут в принципе описать уравнения теории пластичности при осадке.

В силу симметрии и условия сплошности очевидно [2, с. 300], что на оси z симметрии, т. е. при $\rho = 0$, радиальная скорость $v_\rho = 0$,

$$\xi_\rho = \xi_\theta \qquad (19)^{*2}$$

и в соответствии с выражениями (3) и (4)

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta. \qquad (20)$$

Заметим, что если бы равенства (19) и (20) на оси симметрии не выполнялись, то в уравнении (1) появлялось бы бесконечное значение последнего члена.

Подставив в равенство (19) выражения (9) и (10), получим уравнение

$$\partial v_\rho / \partial \rho = v_\rho / \rho, \qquad (21)$$

*2 Формулы (1)—(18) — см. в работе [1].

решая которое и помня, что при интегрировании частных производных появляются не произвольные постоянные, а независимые функции, например $\ln f_1(z)$, находим:

$$\int \frac{\partial v_\rho}{v_\rho} = \int \frac{v_\rho}{\rho} + \ln f_1(z);$$

$$\ln v_\rho = \ln \rho + \ln f_1(z);$$

$$v_\rho = f_1(z)\rho. \qquad (22)$$

Подставив выражения (9)—(11) в условие несжимаемости (8), получим уравнение

$$\frac{\partial v_\rho}{v_\rho} + \frac{v_\rho}{\rho} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0, \qquad (23)$$

которое с учетом равенства (22) принимает вид:

$$\partial v_z / \partial z = -2 f_1(z),$$

откуда

$$v_z = -2 \int f_1(z) \partial z + f_2(\rho) + C. \qquad (24)$$

Произвольную постоянную C в выражении (24) можно было бы включить в произвольную функцию $f_2(\rho)$, но здесь удобнее написать их раздельно.

Так как на контактных поверхностях, т. е. при $z = 0$ и $z = h$, скорость v_z очевидно не зависит от радиуса ρ, то на этих поверхностях должно выполняться условие

$$f_2(\rho) = 0, \qquad (25)$$

с учетом которого на контактных поверхностях

$$v_z = -2 \int f_1(z) \partial z + C. \qquad (26)$$

Подставив выражения (22) и (26) в равенства (9)—(12), конкретизируем скорости деформаций:

$$\begin{cases} \xi_\rho = f_1(z); & (27) \\ \xi_\theta = f_1(z); & (28) \\ \xi_z = -2 f_1(z); & (29) \\ \eta_{\rho z} = f_1'(z)\rho. & (30) \end{cases}$$

Подставив выражения (27)—(30) в равенство (7), конкретизируем интенсивность скоростей деформаций

$$\xi_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{12 f_1^2(z) + f_1'^2(z)\rho^2} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{3\xi_z^2 + f_1'^2(z)\rho^2}. \qquad (31)$$

Наконец, подставив выражения (30) и (31) в равенство (6) и сделав формальную замену σ_i на σ_s с

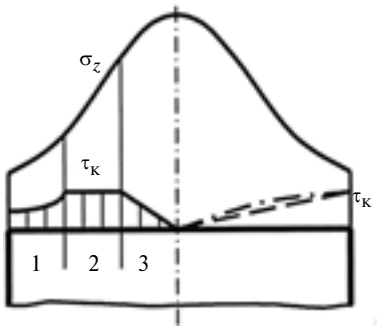


Рис. 3. Эпюры нормальных σ_z и касательных $\tau_к$ контактных напряжений в решении Е. П. Унксова (штриховая и штрихпунктирная линии — эпюры контактных касательных напряжений, согласующиеся с уравнениями теории пластичности)

учетом условия пластичности (14), найдем касательное напряжение на контактной поверхности:

$$\tau_{\rho z} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{f_1'(z)\rho}{\sqrt{3\xi_z^2 + f_1'^2(z)\rho^2}}. \qquad (32)$$

Поскольку при осадке осевая деформация ε_z и скорость осевой деформации ξ_z являются основными и нулю равняться не могут, то из выражения (32) очевидно, что на оси симметрии, т. е. при $\rho = 0$, касательное напряжение $\tau_{\rho z}$ также должно быть равным нулю. При увеличении радиуса ρ, т. е. при удалении от оси симметрии, касательное напряжение будет плавно увеличиваться. Эта зависимость близка к линейной (рис. 3, штрихпунктирная линия). В пределе (при очень большом радиусе ρ), когда в подкоренном выражении можно пренебречь величиной $3\xi_z^2$, касательное напряжение может достичь максимально возможной величины $\tau_\rho = \sigma_s/\sqrt{3}$.

Таким образом, *в соответствии с точными уравнениями теории пластичности контактные касательные напряжения при удалении от оси симметрии осаживаемой заготовки могут только увеличиваться, но не могут ни оставаться постоянными, ни уменьшаться.* Следовательно, законы изменения контактных касательных напряжений, принятые Е. П. Унксовым [3] на участках *1* и *2* (см. рис. 3), противоречат уравнениям теории пластичности и не могут быть удовлетворены при точном решении задачи об осадке цилиндрической заготовки.

Доказанному положению противоречит то, что Г. Я. Гун вроде бы смог при осадке "с помощью поправочных функций тока" [4, с. 401] удовлетворить принятое им граничное условие $\tau_{\rho z} = \tau_к = \text{const}$ [4, с. 403—405]. Поэтому рассмотрим его уникальное решение с должным вниманием. Г. Я. Гун принял за начало координат середину высоты заготовки, однако чтобы использовать рис. 2, *б*, будем приводить его выражения применительно к нашей схеме, поскольку это несущественно и никак не отражается на результатах (нас вообще интересует зависимость математических выражений не от осевой координаты z, а от радиуса ρ).

Сначала Г. Я. Гун строит опорное решение задачи, для чего принимает самое простое из возможных поле скоростей, удовлетворяющее условию несжимаемости (23):

$$v_z = -v_0 \frac{z}{h}; \qquad (33)$$

$$v_\rho = v_0 \frac{\rho}{2h}. \qquad (34)$$

С учетом постоянства скорости v_ρ по высоте ясно, что такое поле скоростей описывает идеальную осадку, при которой боковая поверхность остается цилиндрической. Кроме того, в соответствии с выражениями (9)—(12) при таком поле скоростей

$$\xi_\rho = \xi_\theta = \frac{v_0}{2h}. \qquad (35)$$

Однако $\eta_{\rho z} = 0$ и в соответствии с равенством (6) $\tau_{\rho z} = 0$, что в корне противоречит принятому исходному закону $\tau_{\rho z} = \tau_к = \text{const}$. Ясно, что с таким полем скоростей решить задачу теории пластичности с определением напряжений в зависимости от трения принципиально невозможно.

Невзирая на это противоречие, Г. Я. Гун далее использует метод баланса работ, учитывает касательное напряжение $\tau_к = \text{const}$ в виде соответствующей работы и получает известную формулу Э. Зибеля.

Таким образом, с линейным полем скоростей принципиально невозможно корректно поставить и решить задачу теории пластичности с контактным трением. Но простым методом баланса работ из теории ОМД такие задачи успешно решаются, поскольку при этом не определяют напряженное состояние заготовки, в связи с чем никакие возникающие при этом противоречия не смущают. С таким (некорректным с точки зрения теории пластичности) линейным полем скоростей методом баланса работ получены верхние оценки силы деформирования для различных процессов осадки [3, с. 227; 5, с. 211, 220, 384], прошивки [5, с. 333], прессования прутков [3, с. 291], выдавливания стаканов [3, с. 309; 5, с. 416]. Во всех перечисленных задачах корректное поле напряжений, зависящее от контактного трения, естественно, найти бы не удалось.

Далее Г. Я. Гун пишет: "Опорное поле скоростей не удовлетворяет статическому граничному условию $\tau_к = \text{const}$ на контактной поверхности,

поскольку $\eta_{\rho z} = 0$, и поэтому нуждается в уточнении. Введем поправочную функцию тока $\Psi(\rho, z)$, представив уточненное поле скоростей v в виде суммы опорного и поправочного полей $v = v_0 + v_п$". Заметим, что для данной задачи использовать понятие функции тока $\Psi(\rho, z)$ совершенно не требуется и можно было бы его вообще не упоминать: вполне достаточно было бы оперировать только суммой опорного и поправочного полей скоростей. Понятие функции тока мало известно читателям, поскольку оно отсутствует в подавляющем большинстве фундаментальных книг [2, 3, 5—16]. Поэтому функция тока лишь абстрагирует читателей от сути решаемой задачи, заставляя их дополнительно напрягаться без всякой надобности.

Функцию тока впервые ввел в теорию пластичности в 1936 г. А. А. Ильюшин [17, с. 348], успешно решивший, дополнив ее рядами Фурье, целый ряд соответствующих задач. Использовать функцию тока имеет смысл лишь тогда, когда через нее выражаются все 12 неизвестных величин системы (1)—(12), и решение сводится к одному определяющему уравнению четвертой степени в частных производных, имеющему вид:

$$\Delta\Delta\Psi = f(\rho, z, \sigma_s), \tag{36}$$

где для осесимметричной задачи оператор Лапласа

$$\Delta = \frac{\partial^2}{\partial\rho^2} - \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial\rho} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}. \tag{37}$$

Решение уравнения (36) ищется численным методом с помощью ЭВМ (см., например, работы [18, 19]).

Итак, Г. Я. Гун вводит поправочную функцию тока, которую можно записать в виде:

$$\Psi = A_{mn}\rho^{2m+2}z^{2n+1}\left[1 - \left(\frac{z}{h}\right)^2\right], \tag{38}$$

где A_{mn} — коэффициент, обеспечивающий соблюдение размерностей.

Он указывает, что искомую поправочную функцию тока при необходимости можно сконструировать в виде суммы ряда, составленного из выражений, получающихся из формулы (38) при разных целочисленных значениях m и n — 0, 1, 2, 3, ..., M, N.

Скорости течения, получающиеся при такой функции тока, Г. Я. Гун по причине, которая становится понятной далее, в явном виде старается не записывать, продолжая оперировать малоощущаемой читателями функцией Ψ тока, доводя ее до компьютерного расчета тремя разными способами.

Чтобы не заниматься конкретным дифференцированием по z, перепишем формулу (38) в обобщенном виде:

$$\Psi = A_{mn}\rho^{2m+2}\varphi(z). \tag{39}$$

Напомним, что при осесимметричной деформации скорости течения выражаются через функцию тока следующим образом [20, с. 131]:

$$\left.\begin{aligned} v_\rho &= \frac{1}{\rho}\frac{\partial\Psi}{\partial z}; \\ v_z &= -\frac{1}{\rho}\frac{\partial\Psi}{\partial\rho}. \end{aligned}\right\} \tag{40}$$

Подставив равенство (39) в формулы (40), получим:

$$v_\rho = A_{mn}\rho^{2m+1}\varphi'(z); \tag{41}$$

$$v_z = -A_{mn}(2m+2)\rho^{2m}\varphi(z). \tag{42}$$

Подставив равенство (41) в формулы (9) и (10), получим:

$$\xi_\rho = A_{mn}(2m+1)\rho^{2m}\varphi'(z); \tag{43}$$

$$\xi_\theta = A_{mn}\rho^{2m}\varphi'(z). \tag{44}$$

Таким образом, при поправочной функции Г. Я. Гуна имеем $\xi_\rho \neq \xi_\theta$.

Кроме того, подставив равенства (41), (42) в формулу (12), получим:

$$\eta_{\rho z} = A_{mn}\rho^{2m+1}\varphi''(z) - \\ - A_{mn}2m(2m+2)\rho^{2m-1}\varphi(z). \tag{45}$$

Тогда при $m = 0$ имеем

$$\eta_{\rho z} = A_{mn}\rho\varphi''(z). \tag{46}$$

Следовательно, при $\rho = 0$ в соответствии с выражениями (45) и (46) $\eta_{\rho z} = 0$ и, соответственно, касательное напряжение $\tau_{\rho z} = 0$. При увеличении радиуса ρ, т. е. при удалении от оси симметрии, касательное напряжение будет плавно возрастать. Поэтому и поправочное поле Г. Я. Гуна на самом деле полностью согласуется с нашим доказательством о неизбежном увеличении $\tau_{\rho z}$ при удалении от оси симметрии.

Таким образом, ни по отдельности, ни в виде суммы ряда принятые Г. Я. Гуном поправочные выражения скоростей принципиально не могут удовлетворить принятому им граничному условию $\tau_{\rho z} = \tau_к = \text{const}$. Вследствие зависимости радиальной скорости v_ρ от координаты z они позволяют лишь учесть искажение боковой поверхности, т. е. условие $\tau_{\rho z} = \tau_к = \text{const}$ удовлетворяется лишь декларативно, а не в действительности. Однако Г. Я. Гун утверждает [4, с. 404]: "В результате мы

организовали итерационный процесс", и приводит далее подходящие результаты вычислений на компьютере.

Таким образом, то, что является невозможным в теории пластичности, становится очень даже возможным в "тензорных" теориях ОМД, особенно, если их дополнить невероятными возможностями информационных технологий, при этом запугать читателей сложной терминологией, отбив тем самым желание проверять научные утверждения автора.

Продолжим исследование. При решении с помощью уравнений теории пластичности различных конкретных технологических задач в зависимости от их математических особенностей иногда удается найти точное решение без каких-либо упрощений математических выражений для определения ξ_i типа формулы (31) (см., например, задачу об обратном выдавливании стакана из анизотропного материала [21, с. 107—109]). Но чаще рациональнее внести математическое упрощение, либо усреднив ξ_i по одной из координат, например, приняв, что $\xi_i = \xi_i(z)$, т. е. мысленно усреднив выражение (31) по координате ρ (при необходимости после окончания решения можно конкретно сделать или среднее интегральное, или среднее арифметическое усреднение), либо использовав известное приближенное представление [11, с. 35]

$$\xi_i = \beta|\xi_{\max}| = \beta|\xi_z|, \tag{47}$$

где β — коэффициент Лоде (последнее равенство в выражении (47) соответствует рассматриваемой осадке).

При том или другом математическом упрощении в задаче об осадке корень в знаменателе выражения (32) будет зависеть только от z, т. е. напряжение $\tau_{\rho z}$ будет зависеть от ρ линейно, т. е. графическим отображением контактного трения будет прямая (см. рис. 3, штриховая линия).

С учетом предварительного анализа сформулируем граничное условие по трению следующим образом: *закон контактного трения заранее не задается, а принимается соответствующим закону изменения на поверхности контакта касательного напряжения, найденного из решения системы уравнений теории пластичности*; максимальное контактное касательное напряжение принимается равным $\beta\mu\sigma_s$, где μ — коэффициент трения по напряжению текучести.

Подчеркнем, что мы не претендуем на получение так называемого полного точного решения задачи, а получим лишь частное точное решение, дающее верхнюю оценку сил и напряжений. Поэтому в соответствии с теоремой А. А. Гвоздева о верхней оценке выберем кинематически возможную осевую скорость в следующем общем виде:

$$v_z = -f(z), \tag{48}$$

который в принципе удовлетворяет имеющимся граничным условиям $v_z = -v_0$ при $z = h$ и $v_z = 0$ при $z = 0$.

Критик считает, что после такого выбора задача уже практически решена: осталась всего одна неизвестная величина, задача якобы стала статически определимой и легко решается. Читатели, которые с этим согласны, могут дальше статью не читать, а самостоятельно поупражняться в элементарной математике.

Но для тех, кто подозревает, что самостоятельно добраться до конца решения будет не так-то просто, автор изложит его во всех подробностях. Тем более, что читатели, знающие основы математики, понимают, что даже если уравнения равновесия (1), (2) дополнить условием пластичности Губера—Мизеса (14) или упрощенным условием типа формулы (17), то полученная система из трех уравнений будет содержать четыре неизвестные величины — σ_ρ, σ_θ, σ_z, $\tau_{\rho z}$, т. е. будет статически неопределима. Даже если дополнить эту систему выражением (32), она останется неразрешимой, поскольку появится пятая неизвестная — функция $f_1(z)$. Поэтому критическое утверждение о статической определимости является ложным, особенно с учетом того, что в нашей задаче касательное напряжение зависит не от одной, а от обеих координат — ρ и z. И даже если без доказательств распространить равенство (20) на весь объем заготовки (хотя оно всегда справедливо лишь на оси симметрии, но не обязательно должно выполняться за ее пределами, что мы позже докажем), то и в этом случае полученная система из четырех уравнений в частных производных с четырьмя неизвестными — σ_ρ, σ_z, $\tau_{\rho z}$, $f_1(z)$, не будет решаться так уж легко. В этом можно убедиться, попробовав самостоятельно решить следующую "статически определимую" систему без привлечения дополнительных уравнений системы (3)—(5):

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_\rho}{\partial\rho} + \dfrac{\partial\tau_{\rho z}}{\partial z} = 0; \\ \dfrac{\partial\sigma_z}{\partial z} + \dfrac{\partial\tau_{z\rho}}{\partial\rho} + \dfrac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0; \\ \sqrt{(\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + 3\tau_{\rho z}^2} = \sigma_s; \\ \tau_{\rho z} = \dfrac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \dfrac{f_1'(z)\rho}{\sqrt{12 f_1^2 + f_1'^2(z)\rho^2}} \end{cases} \tag{49}$$

Поэтому продолжим решение задачи.

Из условия несжимаемости (23), которое можно представить в виде:

$$\frac{1}{\rho}\left[\frac{\partial}{\partial\rho}(v_\rho\rho)\right] = -\frac{\partial v_z}{\partial z}, \qquad (50)$$

с учетом равенства (48) находим радиальную скорость

$$v_\rho = \frac{\partial f(z)}{\partial z}\frac{\rho}{2} + \frac{f_3(z)}{\rho}. \qquad (51)$$

Из граничного условия $v_\rho = 0$ при $\rho = 0$ вытекает, что $f_3(z) = 0$, и следовательно,

$$v_\rho = \frac{\partial f(z)}{\partial z}\frac{\rho}{2}. \qquad (52)$$

Из выражения (52) видно, что полученная функция радиальной скорости в общем случае зависит от координаты z, т. е. позволяет учесть бочкообразность осаживаемой заготовки, что будет нами использовано при определении деформированного состояния в соответствующей статье цикла. Таким образом, боковая поверхность заготовки на рис. 2, *б* показана цилиндрической условно. Высокоточное определение формы боковой поверхности на основе выражений (48) и (52) представлено в работе [22].

Учитывая формулы (48) и (52), по выражениям (9)—(12) находим скорости деформаций:

$$\begin{cases} \xi_\rho = \dfrac{1}{2}\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}; \\ \xi_\theta = \dfrac{1}{2}\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}; \\ \xi_z = -\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}; \\ \eta_{\rho z} = \dfrac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2}\dfrac{\rho}{2}. \end{cases} \qquad (53)$$

Далее строго решить задачу можно, определяя среднее нормальное напряжение (гидростатическое давление) σ с помощью уравнений (1)—(5). Подробные примеры таких решений, полученных автором для намного более сложных случаев объемных задач выдавливания стаканов и прутков вращающимся инструментом (выдавливания с кручением), представлены в разделах 11.4 и 11.6 книги [21, с. 673—694 и 699—709]. В этих задачах скорости течения и скорости деформаций в тангенциальном направлении θ уже не равны нулю и, соответственно, возникают касательные напряжения $\tau_{\rho\theta}$ и $\tau_{\theta z}$, в связи с чем приходится использовать полную систему из 17 уравнений объемной задачи, включающую три уравнения равновесия, а не два, как в осесимметричной задаче.

Однако в случае обычной осадки в результате подобного решения окончательные формулы получат достаточно громоздкий вид, не давая заметного практического уточнения результатов по сравнению с использованием математического упрощения в виде представления (47). Такое упрощение вполне правомерно, поскольку не противоречит поставленной задаче получения верхней оценки. Очевидно, что принятие равенства (47) несколько занижает величину ξ_i по сравнению с точным значением (31) и в соответствии с уравнением (5) и с учетом того, что при осадке гидростатическое давление $\sigma < 0$ и $\xi_z < 0$ приводит к увеличению абсолютного значения осевого напряжения σ_z, определяющего силу осадки, т. е. к повышению оценки этой силы.

Так как для принятого нами кинематически возможного поля скоростей $\xi_\rho = \xi_\theta$, то $\beta = 1$ [3, с. 136], и с учетом равенств (53) интенсивность скоростей деформаций в упрощенной форме составит:

$$\xi_i = \beta|\xi_{\max}| = \beta|\xi_z| = \frac{\partial f(z)}{\partial z}. \qquad (54)$$

С учетом выражений (53) и (54) из формулы (6) найдем:

$$\tau_{\rho z} = \frac{\sigma_s}{6}\frac{\dfrac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2}}{\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}}\rho = f_4(z)\rho. \qquad (55)$$

Подставив выражение (55) в уравнение равновесия (2), найдем, что

$$\sigma_z = -2\int f_4(z)\partial z + f_5(\rho), \qquad (56)$$

где $f_5(\rho)$ — произвольная функция от ρ, возникшая в результате интегрирования частной производной.

Итак, по ходу решения уже возникли три неизвестные *функции*: $f(z)$, $f_4(z)$, $f_5(\rho)$, что доказывает безусловную некорректность п. 1 (см. статью [1, с. 59]) критики в адрес автора, согласно которой к тому же неизвестной якобы является всего одна *константа*, как это имеет место в инженерных методах.

С учетом равенств (53) и (54) из выражений (3)—(5) получим:

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta = \sigma + \frac{1}{3}\sigma_s; \qquad (57)$$

$$\sigma_z = \sigma - \frac{2}{3}\sigma_s. \qquad (58)$$

Из равенств (57) и (58) с учетом выражения (56) следует:

$$\frac{\partial\sigma_\rho}{\partial\rho} = \frac{\partial\sigma_z}{\partial\rho} = \frac{\partial f_5(\rho)}{\partial\rho}. \qquad (59)$$

Подставив выражения (55) и (59) в уравнение равновесия (1), с учетом равенства $\sigma_\rho = \sigma_\theta$ получим:

$$\frac{1}{\rho}\frac{\partial f_5(\rho)}{\partial\rho} = -\frac{\partial f_4(z)}{\partial z}. \qquad (60)$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ, а правая — только от z, то для обеспечения равенства при любом произвольном изменении независимых переменных ρ и z обе эти части должны равняться постоянной величине C:

$$f_5(\rho) = \frac{C\rho^2}{2} + C_1; \qquad (61)$$

$$f_4(z) = -Cz + C_2. \qquad (62)$$

Подставив выражение (62) в формулу (55), найдем касательное напряжение:

$$\tau_{\rho z} = (-Cz + C_2)\rho. \qquad (63)$$

Таким образом, закон изменения касательных напряжений (в том числе и на контактных поверхностях) в направлении радиуса ρ оказался линейным. Произвольные постоянные C и C_2 определяются из следующих граничных условий: $\tau_{\rho z} = -\mu\sigma_s$ при $z = h$ и $\rho = d/2$; $\tau_{\rho z} = \mu\sigma_s$ при $z = 0$ и $\rho = d/2$. Отсюда

$$\begin{cases} C = \dfrac{4\mu\sigma_s}{dh}; \\ C_2 = \dfrac{2\mu\sigma_s}{d}. \end{cases} \qquad (64)$$

Подставив равенства (64) в формулу (63), окончательно найдем:

$$\tau_{\rho z} = \frac{2\mu\sigma_s}{d}\left(1 - \frac{2z}{h}\right)\rho. \qquad (65)$$

Если подставить равенство (65) в выражение (55), то получим уравнение

$$\frac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2} = \frac{12\mu}{d}\left(1 - \frac{2z}{h}\right)\frac{\partial f(z)}{\partial z}, \qquad (66)$$

из которого при необходимости можно найти неизвестную функцию $f(z)$, с очевидностью зависящую от коэффициента трения μ и определяющую скорости течения (48), (52) и скорости деформаций (53). Это доказывает безусловную ложность и критического утверждения, изложенного в статье [1, с. 59, п. 2)].

Конкретный учет влияния трения на неравномерность деформации при осадке будет показан в соответствующей статье цикла, а подробное решение уравнения (66) — в следующей статье. Пока же заметим, что есть задачи, в которых учет неравномерности деформации не имеет практического смысла, например задача об определении напряжения волочения цилиндрического прутка. Общеизвестно, что для этого процесса при обычно используемых смазочных материалах, величинах обжатия и углах волоки $\alpha = 6 \div 10°$ неравномерность деформации будет очень незначительной (см., например, работу [23, с. 21—30]). Но бывают и такие задачи, где выявить влияние контактного трения на неравномерность пластического течения просто необходимо (см., например, работу [24]). Именно решение такой, намного более сложной, чем при осадке, задачи позволило автору впервые объяснить известный экспериментальный факт превышения оптимальной скорости перемещения матрицы при выдавливании стаканов с активными силами трения по сравнению со скоростью движения образующейся стенки стакана и получить высокоточную формулу для определения оптимальной скорости перемещения матрицы [21, 25].

Подставив формулы (61), (62) и (64) в выражение (56), получим:

$$\sigma_z = \frac{4\mu\sigma_s}{dh}(z^2 - hz + 0{,}5\rho^2) + C_1. \qquad (67)$$

Вычтя из выражения (57) выражение (58) и подставив равенство (67), найдем:

$$\sigma_\rho = \sigma_z + \sigma_s = \\ = \sigma_s + \frac{4\mu\sigma_s}{dh}(z^2 - hz + 0{,}5\rho^2) + C_1. \qquad (68)$$

Так как радиальное напряжение σ_ρ зависит от z, то удовлетворить условию $\sigma_\rho = 0$ по всей высоте боковой поверхности заготовки невозможно (вследствие использования закона парности касательных напряжений такое затруднение присуще любой задаче теории пластичности с ненулевым контактным трением [26]). Поэтому используем частное граничное условие $\sigma_\rho = 0$ при $z = h$ и $\rho = d/2$, откуда найдем произвольную постоянную:

$$C_1 = -\sigma_s\left(1 + \frac{\mu d}{2h}\right). \qquad (69)$$

Выбор такого граничного условия обусловлен двумя причинами. Во-первых, в ходе теоретического решения следует принимать такие допущения и упрощения, которые не противоречат положенному в основу решения принципу. При использовании принципа верхней оценки следует принимать лишь допущения, которые увеличивают расчетное значение нагрузки — это гарантирует получение именно верхней оценки. Если же строить решение на кинематически возможных скоростях, но при этом вносить в уравнения равновесия условие пластичности или граничные условия упрощения, снижающие расчетную нагрузку, то полученное значение нельзя будет гарантированно отнести ни к верхнему, ни к нижнему, т. е. использование определенного принципа будет лишено смысла. Во-вторых, при использованном граничном условии одновременно удовлетворяется и граничное условие $\sigma_\rho = 0$ при $z = 0$ и $\rho = d/2$ и получается наиболее простая формула для определения удельной силы деформирования. Например, при граничном условии $\sigma_\rho = 0$ при $z = h/2$ и $\rho = d/2$ расчетные значения удельной силы уменьшатся, а окончательная формула станет более громоздкой.

Из выражения (58) с учетом равенств (67) и (69) находим гидростатическое давление:

$$\sigma = -\sigma_s\left[\frac{1}{3} + \frac{4\mu}{dh}\left(\frac{d^2}{8} - z^2 + hz - 0{,}5\rho^2\right)\right]. \qquad (70)$$

В точке наибольшей выпуклости боковой поверхности заготовки, т. е. при $z = h/2$ и $\rho = d/2$, гидростатическое давление определяется формулой

$$\sigma = -\sigma_s\left(\frac{1}{3} + \frac{\mu h}{d}\right), \qquad (71)$$

которая была использована автором для разработки методики прогнозирования разрушения заготовки при осадке или высадке [27].

Подставив выражение (69) в равенство (67) при $z = h$, получим формулу нормальных напряжений на поверхности контакта с верхним инструментом:

$$\sigma_z = -\sigma_s - \frac{\mu\sigma_s}{dh}(0{,}5d^2 - 2\rho^2). \qquad (72)$$

С учетом этого удельная сила осадки имеет вид:

$$q = \frac{2\pi}{\frac{\pi d^2}{4}}\int_0^{\frac{d}{2}}|\sigma_z|\rho\, d\rho = \sigma_s\left(1 + \frac{\mu d}{4h}\right). \qquad (73)$$

Из выражения (73) видно, что найденное значение удельной силы осадки немного меньше, чем определяемое по известной формуле Э. Зибеля. После учета упрочнения высокая точность формулы (73) будет подтверждена в соответствующей статье цикла.

Из условия постоянства объема

$$d = d_0\sqrt{h/h_0}, \qquad (74)$$

где d_0 и h_0 — диаметр и высота исходной заготовки.

Сила осадки определяется выражением

$$P = qS, \qquad (75)$$

где площадь контакта

$$S = \pi d^2/4. \qquad (76)$$

Итак, поставленная задача решена. С помощью полуобратного метода верхней оценки для сформулированного закона контактного трения полностью определено напряженное состояние заготовки в процессе осадки с трением, найденное в неразрывном единстве с полем скоростей течения, которое везде удовлетворяет условию сплошности. Использованы все 12 уравнений теории пластического течения [1, с. 60, (1)—(12)], в результате чего получено точное решение, удовлетворяющее этим уравнениям. Однако это решение не является полным, поскольку соответствует частному полю скоростей течения. Использовано лишь одно согласованное с методом верхней оценки математическое упрощение для величины ξ_i. По сравнению с упомянутым надуманным решением Р. Хилла [1, с. 61—63] и с решением Л. Прандтля для плоской осадки (его недостатки будут подробно разобраны в статье 8 данного цикла) представленное решение имеет на три недостатка меньше: нигде нет нарушения сплошности, а на оси симметрии удовлетворяются очевидные условия $\eta_{\rho z} = 0$ и $\tau_{\rho z} = 0$. Как и в этих известных классических решениях, в нашем решении имеется лишь неполное удовлетворение статического граничного условия по всей высоте боковой поверхности заготовки, что не является недостатком самого решения, а присуще любым решениям задач пластичности с трением при использовании закона парности касательных напряжений [1].

В результате можно констатировать, что все указанные в статье [26] утверждения Критика представляют собой явное искажение истины.

После того как автор с помощью теории пластического течения, дополненной теорией конечных деформаций А. А. Ильюшина, математически исследовал самые разнообразные (не только осесимметричные, но и объемные) задачи существующих способов выдавливания, прессования, ковки, объемной и листовой штамповки, волочения, реза-

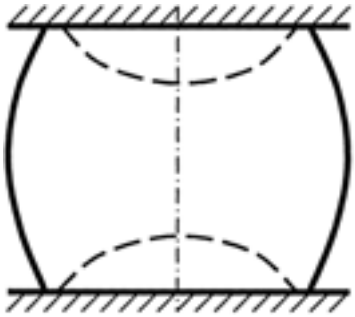


Рис. 4. Застойные зоны при осадке

ния, а также метрологии [21, 28—30], это стало казаться очень простым делом для тех, кто вообще не смог решить ни одной подобной задачи. И это в очередной раз подтверждает верность сказанного Эрнестом Резерфордом: «есть три стадии признания научной истины: первая — "это абсурд", вторая — "в этом что-то есть", третья — "это общеизвестно"».

Выполненное теоретическое исследование процесса осесимметричной осадки можно развивать и далее. Например, можно поставить и успешно решить задачу по определению размеров приконтактных застойных зон (на рис. 4 показаны штриховыми линиями) в зависимости от текущих размеров заготовки и величины контактного трения. Необходимый для этого общетеоретический метод автором разработан и успешно реализован при решении намного более сложной, чем осадка, задачи определения величины застойной зоны, возникающей под торцом пуансона при выдавливании стаканов [21, с. 253—256; 29, т. 1, с. 379—382; 30].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 7 Осесимметричная задача теории пластичности. Часть 1 // Вестник машиностроения. 2013. № 9. С. 59—66.

2. **Хилл Р.** Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ, 1956. 407 с.

3. **Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 423 с.

4. **Гун Г. Я.** Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1980. 456 с.

5. **Теория** обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др. М.: Металлургиздат, 1963. 672 с.

6. **Ильюшин А. А.** Пластичность. М.-Л.: ГИТТЛ, 1948. 376 с.

7. **Безухов Н. И.** Теория упругости и пластичности. М.: ГИТТЛ, 1953. 420 с.

8. **Прагер В., Ходж Ф. Г.** Теория идеально пластических тел. М.: ИИЛ. 1956. 398 с.

9. **Прагер В.** Проблемы теории пластичности. М.: ГИФМЛ, 1958. 136 с.

10. **Джонсон У., Меллор П.** Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение, 1979. 567 с.

11. **Соколовский В. В.** Теория пластичности. М.: Высшая школа. 1969. 608 с.

12. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. 420 с.

13. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.

14. **Тимошенко С. П., Гудьер Дж.** Теория упругости. М.: Наука, 1979. 560 с.

15. **Смирнов-Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.

16. **Томленов А. Д.** Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия. 1972. 408 с.

17. **Ильюшин А. А.** Труды. Т. 1. М.: Физматлит, 2003. 352 с.

18. **Овчинников А. Г., Лугинин В. И.** Исследование процесса обратного выдавливания с использованием функции тока // Известия вузов. Машиностроение. 1974. № 10. С. 128—132.

19. **Толчинский М. С.** Исследование уравнения для функции тока при плоском пластическом течении // Изв. вузов. Машиностроение. 1970. № 9. С. 154—159.

20. **Степанский Л. Г.** Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение. 1979. 215 с.

21. **Воронцов А. Л.** Теория штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение, 2004. 721 с.

22. **Воронцов А. Л.** Изменение геометрии цилиндрической заготовки при осадке с контактным трением // Вестник машиностроения. 2009. № 7. С. 68—75.

23. **Перлин И. Л., Ерманок М. З.** Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.

24. **Воронцов А. Л.** Теория осадки цилиндрической заготовки с неодинаковыми условиями на торцах // Производство проката. 2007. № 7. С. 2—10.

25. **Воронцов А. Л.** Определение оптимальной скорости перемещения матрицы при обратном выдавливании с активными силами трения // Изв. вузов. Машиностроение, 1982. № 5. С. 131—136.

26. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 3. Необоснованность закона парности касательных напряжений // Вестник машиностроения. 2013. № 3. С. 48—53.

27. **Воронцов А. Л.** Прогнозирование разрушения сплошной заготовки при высадке // Производство проката. 2007. № 9. С. 8—14.

28. **Воронцов А. Л.** Теория малоотходной штамповки. М.: Машиностроение, 2005. 859 с.

29. **Воронцов А. Л.** Технологические задачи теории пластичности. В 3 т. М.: Машиностроение, 2006. Т. 1, 474 с. Т.2, 397 с. Т. 3, 475 с.

30. **Воронцов А. Л.** Анализ выдавливания полых изделий цилиндрическим пуансоном со сферическим торцом // Вестник машиностроения. 1999. № 11. С. 46—50.

УДК 621.91.01

И. Е. КИРЮШИН, Д. Е. КИРЮШИН, кандидаты технических наук, Т. Г. НАСАД, д-р техн. наук,
М. О. КИРЮШИНА, В. В. НАСАД (Энгельсский технологический институт — филиал Саратовского ГТУ),
e-mail: igork2006@rambler.ru

Качество и износостойкость поверхностного слоя деталей из труднообрабатываемых материалов после твердого точения

В данной работе описываются результаты исследования качества поверхностного слоя и его износостойкость после высокоскоростного точения закаленной стали 9ХС.

Ключевые слова: высокоскоростное точение, закаленная сталь, качество поверхностного слоя, износостойкость.

The results of research of surface 1ayer quality and wear resistance after high-speed turning of chilled 90 CrSi steel are described.

Keywords: high-speed turning, chilled steel, surface layer quality, wear resistance.

Сегодня широкое применение получил такой высокопроизводительный метод металлообработки, как твердое высокоскоростное точение. Однако при точении закаленных сталей возникают некоторые сложности в получении поверхностей требуемого качества, т. е. с соответствующими значениями показателей по шероховатости, микротвердости и износостойкости. В настоящей статье приводятся результаты исследований шероховатости поверхности, микротвердости и износостойкости закаленной стали 9ХС (62...64 *HRC*).

Эти показатели измеряли с помощью наноиндентора и скрэтч-тестера Nanovea. Данный прибор позволяет исследовать поверхностный слой в нано-, микро- и макродиапазонах методами инструментального индентирования и царапания, определять его твердость, модуль упругости, адгезионную и когезионную прочности, механизм разрушения покрытий, износостойкость и коэффициент трения. Прибор оснащен датчиком оптической профилометрии, атомно-силовым микроскопом с радиусом щупа менее 10 нм, оптическим микроскопом (увеличение до ×4000), моторизованным предметным столом с возможностью перемещения по осям X и Y до 150 мм, по оси Z — до 50 мм, поворотным столом (скорость поворота 500 мин$^{-1}$).

Точение выполняли на различных скоростях (от 60 до 450 м/мин) без применения СОТС; глубина резания t = 0,1 мм, подача S = 40 мм/мин.

На рис. 1 приведена зависимость изменения параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности от скорости резания. Анализ показал, что при увеличении скорости резания до режима высокоскоростного точения шероховатость обработанной поверхности уменьшается, однако при дальнейшем увеличении шероховатость поверхности снова повышается.

Проведены исследования на наличие дефектов в поверхностном слое обработанных деталей при точении на традиционной скорости — 60 м/мин (рис. 2, *а*) и при высокоскоростном точении — 300 м/мин (рис. 2, *б*) и 450 м/мин (рис. 2, *в*). На образце, обработанном со скоростью v = 60 м/мин, обнаружены области так называемого белого слоя (см. рис. 2, *а*), прижоги и вырывы металла отсутствовали. При скорости резания 300 м/мин наблюдались изменения механизма стружкообразования: имел место переход от пластической деформации к хрупкому разрушению. Это привело к

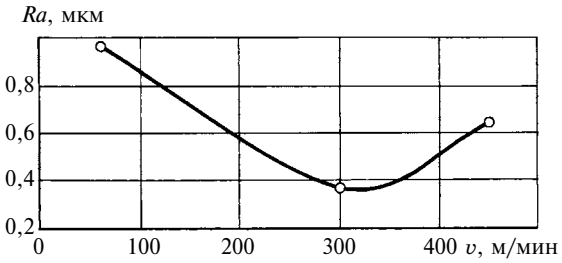
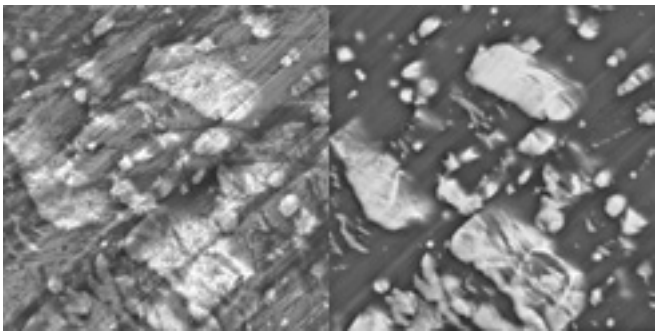
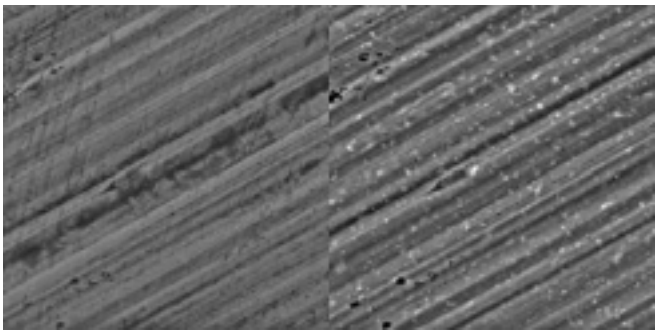


Рис. 1. Зависимость изменения параметра *Ra* шероховатости обработанной поверхности детали из стали 9ХС от скорости *v* резания при *t* = 0,1 мм

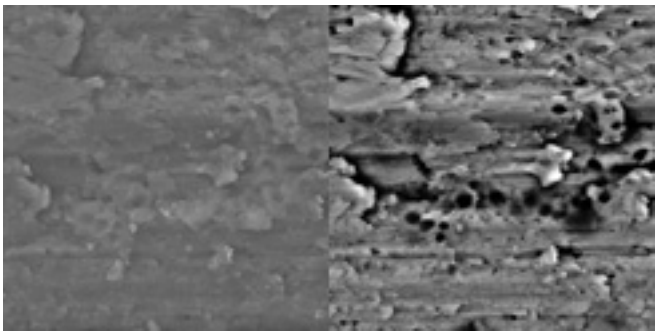
снижениям сил резания и температуры в поверхностном слое. Кроме того, уменьшилась площадь области белого слоя (см. рис. 2, *б*). При скорости резания 400 м/мин появились многочисленные прижоги и вырывы, поверхность на микроуровне имела форму "рыбья чешуя" (см. рис. 2, *в*).



а)



б)



в)

Рис. 2. Микрошлифы после точения без СОТС на скоростях резания v = 60 (*а*), 300 (*б*) и 450 м/мин (*в*) при S = 200 мм/мин, t = 0,1 мм

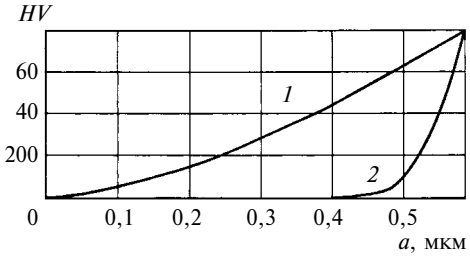


Рис. 4. Изменение микротвердости в поверхностном слое по глубине *a* при наложении нагрузки (*1*) и ее снятии (*2*) в детали, обработанной на скорости v = 300 м/мин

На рис. 3 (см. обложку) показаны зависимости изменения коэффициента $k_т$ трения, нормальной силы $F_н$, силы трения $F_т$ и фактической глубины $h_ф$ царапины (проникновение индентора) от нагрузки F при обработке на скоростях резания 60, 300 и 450 м/мин. Анализ показал, что при скорости резания 300 м/мин (твердое точение) глубина царапин минимальна, что указывает на высокую износостойкость поверхностного слоя. При скорости резания 60 м/мин максимальная глубина царапин в 40 раз превышает глубину при высокоскоростной обработке детали, т. е. имеет место низкая износостойкость поверхностного слоя, возможно образование микротрещин. Однако при увеличении скорости резания до 450 м/мин глубина царапин вновь увеличивается, т. е. происходит снижение износостойкости поверхностного слоя.

Исследования микротвердости поверхностного слоя обработанных деталей показали, что при обработке на скоростях 60 и 450 м/мин происходит отпуск поверхностного слоя — твердость составила соответственно 846 и 843 *HV*. При обработке на скорости 300 м/мин микротвердость обработанной поверхности увеличивается (рис. 4) и даже может составлять 1096 *HV*.

Таким образом, было установлено, что закаленные стали обрабатывать следует на скорости резания, превышающей 300 м/мин, но не выше 400 м/мин, при этом качество обработки соответствует качеству поверхности, прошедшей шлифование.

УДК 621.993

В. А. КОСАРЕВ, д-р техн. наук, В. Ф. ИВАНОВ (МГТУ "Станкин"), e-mail: Ivanov-V-F-21@yandex.ru

Разработка инструмента с пластинами из сверхтвердого нанокомпозита для планетарного формообразования внутренней резьбы пластическим деформированием

Разработана конструкция сборного накатника с рабочей частью из синтетического сверхтвердого нанокомпозита для планетарной обработки внутренней резьбы пластическим деформированием.

Ключевые слова: резьба, планетарная обработка, пластическое деформирование, сверхтвердый материал.

The design of assembly burnisher with synthetical ultra-hard nanocomposite working part for planetary machining of internal thread by plastic deformation is developed.

Keywords: thread, planetary machining, plastic deformation, ultra-hard material.

Наиболее производительным и перспективным способом получения внутренних резьбовых поверхностей высокого качества является пластическое деформирование. Главное его преимущество по сравнению с традиционным нарезанием резьбы состоит в том, что структура материала не разрывается, а сдавливается и упрочняется, вследствие чего:

повышается точность получаемой резьбы, а шероховатость боковых поверхностей уменьшается;

повышаются коррозионная стойкость, статическая и усталостная прочность резьбовой поверхности;

улучшаются условия удаления стружки и ее утилизация;

стойкость накатного инструмента в 2÷6 раз выше стойкости инструмента, полученного нарезанием резьбы [1].

В настоящее время для накатывания внутренних резьб используют метчики-раскатники, накатные головки, планетарные мастер-валики (планетарное накатывание), многопроходные ролики. Накатывание этими инструментами основано на пошаговой осевой подаче, которая связана с вращением как заготовки, так и инструмента. Возникают достаточно высокие радиальные нагрузки в зоне контакта детали с накатным инструментом, причем увеличение нагрузок прямо пропорционально увеличению и шага резьбы, и скорости накатки, что ограничивает технологические возможности инструмента и снижает производительность процесса.

Особый интерес вызывают способы обработки сложных поверхностей на станках с ЧПУ. Планетарное резьбофрезерование цельными или сборными фрезами со сменной твердосплавной пластиной — один из наиболее эффективных способов получения внутренних резьб [2, 3]. Он позволяет вести обработку при вращении инструмента с круговой подачей без жесткой связи с шагом обрабатываемой резьбы. Процесс накатывания подобен нанесению ударов: все время в пределах малых отрезков профиля резьбы материал постепенно вытесняется от основания профиля к вершине, что приводит к значительному снижению усилий накатывания, т. е. существенно снижается нагрузка на инструмент.

Силы, возникающие при планетарном формообразовании резьбы, необходимо определять многократно: при расчете мощности раскатывания для выбора оборудования; при конструировании инструментальной оснастки и расчете ее жесткости для определения силы зажима инструмента и детали; при проектировании и расчете самих раскатников; для объяснения ряда явлений, сопровождающих планетарное раскатывание.

Для расчета составляющей силы $P_{окр}$, действующей на рабочую часть накатника, проведены экспериментальные исследования и получены зависимости, описывающие изменение сил в процессе планетарного формообразования пластическим деформированием, а также выполнен сравнительный анализ изменения составляющих сил при планетарном резьбофрезеровании [4, 5].

При экспериментах учитывали следующие факторы:

соответствие параметров инструмента-модели и профиля рабочей части инструмента, используемого в экспериментах как при резании, так и при пластическом деформировании;

при планетарном накатывании резьбы фрезой за доминирующую силу, влияющую на радиальное отклонение режущей кромки инструмента, принята составляющая сила P_y;

при планетарном пластическом деформировании резьбы раскатником за доминирующую силу принята составляющая сила $P_{рад}$ (рис. 1).

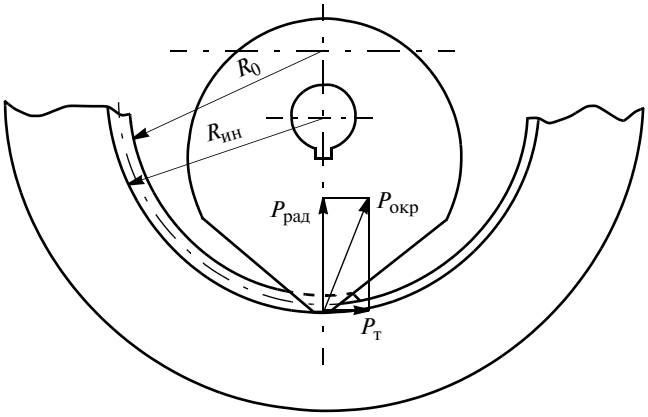


Рис. 1. Схема сил, действующих на рабочую часть накатника

Режимы обработки: при планетарном резьбофрезеровании — подача на зуб $S_z = 0{,}2$ мм, скорость резания 120 м/мин; при пластическом деформировании — подача на оборот раскатника $S_о = 0{,}2$ мм, скорость вращения инструмента 120 м/мин. В обоих случаях применяли встречную круговую подачу. При планетарном резьбофрезеровании в каждом эксперименте подача инструмента соответствовала высоте профиля метрической резьбы с определенным шагом, при пластическом деформировании подача инструмента соответствовала расчетным величинам, полученным на основании результатов исследования качества заполнения профиля резьбы.

Для экспериментальных исследований силовых зависимостей и качества заполнения профиля резьбы использовали образцы из стали 40ХФА в состоянии поставки (ГОСТ 4543—71, 241 *НВ*, $\sigma_в = 880$ МПа) и сплава АЛ4 (ГОСТ 1583—93, 70 *НВ*, $\sigma_в = 160$ МПа) при обработке внутренней метрической резьбы М30 с шагом 1÷3,5 мм.

Анализ полученных зависимостей показал, что в деталях из стали 40ХФА при пластическом деформировании внутренних метрических резьб с шагом 1÷1,5 мм сила $P_{рад} = 1{,}1 \div 1{,}3 P_y$, с шагом 3÷3,5 мм сила $P_{рад} = 1{,}7 \div 2 P_y$. При дальнейшем увеличении шага резьбы сила $P_{рад}$ существенно увеличивается относительно силы P_y. В этом случае необходимо обеспечить достаточную жесткость инструмента или увеличением диаметра его корпуса, или введением передней направляющей [6]. При обработке более мягких материалов, таких как АЛ4, наблюдается обратная закономерность. Объясняется это тем, что при планетарном резании мягких материалов при малой толщине срезаемого слоя и небольших задних углах профиля рабочей части инструмента давление на заднюю поверхность зуба фрезы увеличивается.

Таким образом, при формообразовании внутренних резьб планетарным инструментом на вязких материалах в ряде случаев целесообразно применять пластическое деформирование. При этом, учитывая небольшую радиальную нагрузку на инструмент, для повышения качества резьбы возможна обработка по схеме закрытого контура формообразования.

Экспериментально установлены зависимости составляющей силы $P_{рад}$ от переменной площади $F_о$ пятна контакта рабочей части инструмента с деталью: для стали 40ХФА (281 *НВ*) имеем $P_{рад} = 35{,}71 F_о$; для алюминия АЛ4 (100 *НВ*) — $P_{рад} = 9{,}5 F_о$. Здесь численные значения — фактический коэффициент сопротивления деформации, полученный опытным путем для данных экспериментальных параметров инструмента, детали и условий обработки планетарным пластическим деформированием.

При планетарном формообразовании внутренней резьбы сборный раскатник отличается от метчика-раскатника формой поперечного сечения рабочей части, а также схемой пластического деформирования. Раскатники бывают цельные, сборные, насадные, регулируемые и нерегулируемые. Рабочий элемент сборного раскатника состоит из двух и более насадных дисков, рабочая часть которых имеет профиль накатываемой резьбы, или один насадной элемент с двумя и более резьбовыми витками на рабочей части (рис. 2).

Высоту профиля рабочей части раскатника рассчитывают в зависимости от геометрических параметров резьбы и обрабатываемого материала. Для формообразования резьбы пластическим деформированием достаточно двух резьбовых ниток на рабочей части раскатника. При этом нагрузка на инструмент минимальна. Существенный недостаток

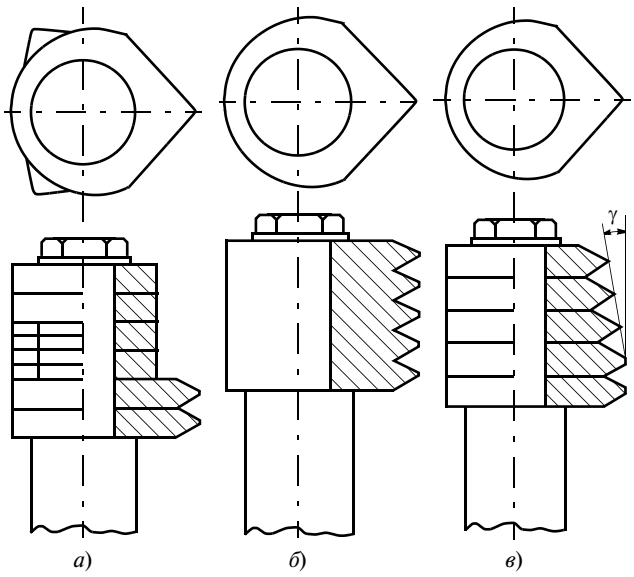


Рис. 2. Сборные раскатники: из двух насадных дисков (*а*), из насадного диска с несколькими резьбовыми витками (*б*), из нескольких насадных дисков (*в*)

Материал	Содержание сверхтвердой фазы, %	Плотность, г/см^3	Твердость по Кнуппу при нагрузке 10 Н, ГПа	Предел прочности при сжатии $\sigma_в$, ГПа	Модуль ГПа (акустический метод)			Теплопроводность, Вт/(м · К)	Коэффициент линейного расширения, 1/К	Термостойкость до температуры, К	Стойкость к окислению на воздухе до температуры, К
					упругости	сдвига	всестороннего сжатия				
Нанокомпакт cBN-wBN	100	3,47÷3,50	46÷50	6,5÷7,0	800÷850	350÷400	550÷600	350÷400	$(3,5÷3,7)10^6$	1400	1200
Нанокомпозит Алмаз-20SiC	—	3,39÷3,42	—	6,7÷7,5	880÷930			650÷710	—	800÷850	—
Нанокомпакт BN	—	3,43÷3,45	—	5,1÷5,5	790÷850			420÷470	—	950÷1000	—
Нанокомпозит BN-30AlN	—	3,35÷3,38	—	4,4÷4,9	760÷810			300÷350	—	900÷950	—

такой конструкции — низкие производительность и стойкость инструмента. Увеличение числа одновременно работающих резьбовых ниток повышает производительность. Их число выбирается в зависимости от обрабатываемого отверстия и нагрузки на инструмент.

Для повышения производительности и стойкости инструмента и снижения нагрузки на него предлагается рабочую часть сборного раскатника изготовлять из материала на основе наноструктурированного кубического нитрида бора (КНБ) — нанокомпозита (далее СТМ) [7]. В таблице приведены основные показатели наноструктурированных сверхтвердых композитов на основе нитрида бора. Размеры ($D \times L$ мм) пластин круглой формы нормальной точности (U) из СТМ подбирали в зависимости от параметров обрабатываемой резьбы и конструкции раскатника (рис. 3).

Пластины из СТМ впаивали в предварительно подготовленные гнезда насадных дисков раскатника в вакуумной печи для закалки и пайки. Затем профиль рабочей части раскатника обрабатывали на пятикоординатном шлифовально-заточном центре алмазными кругами на органической связке АС2.

Стабильность работы предлагаемого инструмента обеспечивается сочетанием физико-механических показателей инструментального материала

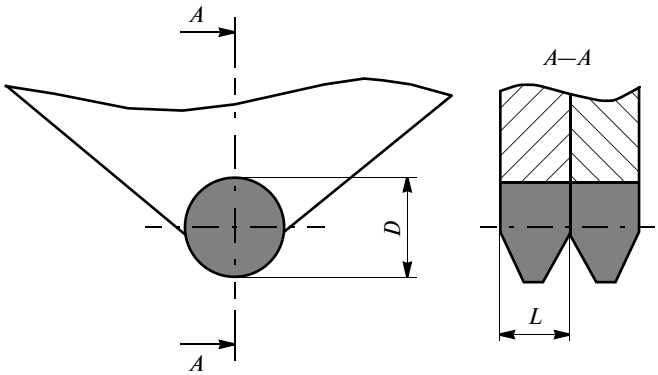


Рис. 3. Конструкция насадного диска раскатника с круглой пластиной из СТМ

на базе СТМ [7]: высокие твердость и износостойкость; низкий коэффициент трения; химическая инертность к соединениям железа с углеродом (что немаловажно при обработке пластическим деформированием); требуемые вязкость и прочность (обеспечивающие надежное использование СТМ при планетарном формообразовании внутренней резьбы). Оптимальные условия работы раскатника: высокие и сверхвысокие скорости обработки; сравнительно низкие удельные энергозатраты; небольшие силы при деформировании материала; высокая точность обработки; небольшая шероховатость обработанной поверхности; высокое качество поверхностного слоя детали. Скорость планетарного формообразования внутренней резьбы раскатником с СТМ по сравнению с другими инструментами в 2÷6 раз выше, а шероховатость обработанной поверхности в 2÷4 раза ниже.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Киричек А. В., Афонин А. Н.** Резьбонакатывание. М.: Машиностроение, 2009. 311 с.
2. **Гречишников В. А., Косарев В. А.** Инновационные конструкции металлообрабатывающего инструмента для высокотехнологичных машиностроительных производств // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 12. С. 38—43.
3. **Маслов А. Р.** Конструкции прогрессивного инструмента и его эксплуатация. М.: Изд-во ИТО, 2006. 166 с.
4. **Исследование** силовых параметров при фрезеровании концевыми фрезами для диагностирования состояния режущего инструмента / В. Д. Гурин, С. Н. Григорьев, С. В. Алешин, В. А. Семенов // Справочник. Инженерный журнал. 2005. № 8 (101). С. 33—36.
5. **Хомяков В. С., Шереметьев К. В.** Влияние быстросменной ускорительной головки планетарного типа на качество обработки при фрезеровании концевыми фрезами // СТИН. 2008. № 8. С. 7—12.
6. **Гречишников В. А.** Основные направления повышения эффективности инструментальной техники // Технология машиностроения. 2010. № 3. С. 26—29.
7. **Григорьев С. Н., Кузин В. В., Федоров С. Ю.** Влияние свойств обрабатываемого материала на напряженно-деформированное состояние керамических инструментов // Вестник машиностроения. 2012. № 7. С. 72—77.

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 65.011:65.012.2

М. Н. ЗАХАРОВ, д-р техн. наук, В. А. ТРЕТЬЯКОВА (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: vtret@yandex.ru

Критерии эффективности производственных процессов промышленного предприятия

Для оценки эффективности производственных процессов и выбранной стратегии предложены системы производственно-экономических показателей и двухпараметрический критерий, учитывающий значимость процесса и его организационно-технологический уровень.

Ключевые слова: промышленное предприятие, производственный процесс, эффективность, стратегия, система стратегического управления, двухпараметрический критерий.

For estimation of effectiveness of production processes and selected strategy, the systems of productive-economic indexes and two-parameter criterion, taking into account role of process and its organizational-technological level, are suggested.

Keywords: industrial enterprise, production process, effectiveness, strategy, strategic management system, two-parameter criterion.

Современные высокотехнологичные промышленные предприятия представляют собой крупные сложно организованные структуры, поэтому им свойственна некоторая функциональная инерционность. Снижение эффективности одного или нескольких производственных процессов может не сразу отразиться на основных производственных показателях и результаты диагностирования реального состояния предприятия будут получены с задержкой, поэтому необходимые меры (например, смена стратегии развития предприятия) будут приняты с опозданием, что может привести к технологическому отставанию предприятия и снижению его конкурентоспособности.

Отследить проблемы в организации производства на этапе их появления позволяет мониторинг широкого спектра функциональных и управленческих показателей. Сложность реализации такого мониторинга заключается в выборе показателей и контролируемых субъектов. Важно, чтобы показатели отражали специфику предприятия и стратегию его развития. Число показателей должно обеспечивать возможность экспертного анализа, а контролируемые субъекты должны укладываться в организационную структуру предприятия.

В связи с этим актуальна разработка системы приоритетных показателей, вписанных в организационную структуру предприятия, позволяющая с заданной периодичностью контролировать эффективность организации производственного процесса. Кроме того, необходима разработка механизмов принятия решений по результатам мониторинга показателей, в том числе о смене стратегии развития предприятия [1], и алгоритмы по реализации принятых решений, контролю поэтапного выполнения и своевременной корректировке целевых функций.

Выбор стратегии является прерогативой руководителя предприятия. Успех выбора в значительной мере зависит от его опыта и квалификации. Кроме того, в принятии управленческих решений важна информационная поддержка, которая может быть реализована в виде систем приоритетных производственных показателей [2].

Данная система показателей необходима при оценке эффективности производственных процессов как для высшего руководства предприятия при выборе и контроле производственной стратегии, так и для руководителей подразделений при принятии тактических управленческих решений.

Применительно к российским предприятиям показатели целесообразно разделить на пять групп: производственные, финансовые, социальные, инновационные и маркетинговые. В совокупности показатели должны отражать реальное состояние предприятия. Однако для эффективного управления их число должно быть ограничено. Причем каждое подразделение должно оперировать определенным набором показателей, наиболее полно отражающих эффективность выполняемых производственных процессов.

Для предприятий с типовыми организационными структурами можно использовать предложенные системы приоритетных показателей, позво-

ляющие с заданной периодичностью контролировать эффективность их функционирования.

Проанализируем показатели деятельности промышленного предприятия с учетом его структуры.

Для собственника (акционера) предприятия важны, как правило, основные финансовые показатели: основные средства, оборот, соотношение дебиторской и кредиторской задолженностей, коэффициент чистой прибыли, издержки предприятия, коэффициент текущей ликвидности, чистая прибыль на одну акцию и др.

Для генерального директора кроме финансовых показателей (те же, что и для собственника) важны показатели, позволяющие контролировать ситуацию на предприятии в целом, не углубляясь в детали: коэффициент соотношения цены акции и чистой прибыли, дивидендный доход, коэффициент финансовой устойчивости, объем продаж, рентабельность продаж, оборачиваемость товарно-материальных запасов, себестоимость, чистая приведенная стоимость, производительность труда, производственные мощности, фондоотдача, емкость фонда, коэффициент использования производственных ресурсов, максимально возможный и фактический объемы производства, коэффициент постоянства персонала и др.

Главному бухгалтеру необходимы все финансовые показатели, а также число новых договоров.

Главного инженера интересуют все производственные показатели, а также статистика по случаям травматизма, показатели вредности производств и др.

Главный конструктор должен знать все о производственных, кадровых, инновационных показателях и др.

Для главного маркетолога важны показатели: объем производства, объем реализации, коэффициенты перспективного спроса и наращивания сбыта продукции.

Отдел кадров рассматривает такие показатели, как фонд и темпы роста заработной платы, социальные выплаты, численность персонала и др.

Руководители производственных подразделений ориентируются на разные группы показателей: производственные — удельный объем брака, продолжительность освоения новой продукции, средняя загрузка оборудования, объем производства, объем реализации, производственно-технологический потенциал; финансовые — коэффициент чистой прибыли, себестоимость изделия, его планируемая и фактическая цена; социальные — текучесть кадров, среднее число дней вре́менной нетрудоспособности и др.; инновационные — время окупаемости нового проекта, удельный объем новой продукции, число новых разработок, число рационализаторских предложений и др.; маркетинговые — число новых клиентов, число рекламаций, доля сертифицированной продукции в общем объеме, емкость рынка, коэффициент конкурентоспособности предприятия и др.

Алгоритм системы стратегического управления предприятием

Для эффективного управления предприятием необходимо формировать свою систему показателей. На рисунке представлен алгоритм системы стратегического управления предприятием.

На начальном этапе определяется стратегия развития предприятия и группы перспективных показателей, обеспечивающих сбалансированный анализ данного производства по всем аспектам его деятельности [2]: финансовые, маркетинговые (учитывают требования клиентов), производственные, инновационные (охватывают внутренние бизнес-процессы), социальные (отражают внутреннюю инфраструктуру).

На следующем этапе последовательно с учетом перспектив разрабатываются цели, достижение которых должно способствовать реализации выбранной стратегии. Строят древо целей. Далее определяют причинно-следственные связи между отдельными стратегическими целями. Все цели и связи отражаются в стратегических картах.

Обязательной является разработка показателей, которые количественно определяют достижение каждой цели. Стратегическая цель считается полностью описанной только после определения значений целевых показателей, которые должны быть реальными и достижимыми.

Важный этап — разработка мероприятий по обеспечению намеченных значений целевых показателей. По каждому мероприятию назначаются сроки выполнения, объем выделяемых бюджетных средств, ответственные подразделения и лица.

Далее проводят анализ ресурсного потенциала предприятия на их соответствие поставленным целям и в случае необходимости поставленные цели корректируют.

Контроль реализации намеченных мероприятий обязателен. Регулярное сравнение фактических значений целевых показателей с намеченными и анализ причин возникающих отклонений выполняются в ходе реализации стратегии. Результатом является или корректировка значений целевых показателей, или разработка плана дополнительных мероприятий, направленных на достижение установленных ранее целей. Если нет требуемого эффекта, то следует выбрать другую стратегию.

Система приоритетных показателей позволяет оценить эффективность производства в целом по предприятию и по элементам его организационной структуры, а также выявить наиболее слабые звенья и соответствующие производственные процессы [3]. Анализ системы в ряде случаев показывает необходимость кардинальных изменений, т. е. смены стратегии развития предприятия. Иногда для достижения намеченной цели достаточно только оптимизировать некоторые производственные процессы.

Оптимизация производственного процесса может оказаться весьма затратным мероприятием, если это связано с его реинжинирингом и временным изменением режима работы всего предприятия. С учетом этого при оценке необходимости оптимизации процесса следует учитывать не только соответствие значений его показателей уровню современных высокотехнологичных производств, но и влияние рассматриваемого процесса на ключевые показатели, характеризующие успешность развития данного предприятия в целом. Поэтому для повышения эффективности оптимизаций производственные процессы с позиции их приоритетности целесообразно оценивать по двум параметрам, для чего предлагается двухпараметрический критерий оценки эффективности производственных процессов.

Параметр, характеризующий степень значимости производственного процесса для предприятия, предлагается оценивать числом ключевых факторов успеха (КФУ), на которые этот процесс оказывает непосредственное влияние. Предварительно определяют КФУ для данного предприятия: рост прибыли, увеличение объема продаж, расширение рынка сбыта, увеличение доли высокотехнологичной продукции, сокращение объема трудовых затрат и т. д. Рекомендуется выбрать восемь наиболее важных из них, следуя принципу существенности Парето. Затем определяют взаимосвязи между выделенными для данного предприятия производственными процессами и КФУ.

Параметры, характеризующие технологический и организационный уровни производственного процесса, предлагается определять экспертным путем в баллах: наихудшему процессу присваивается максимальный балл, наилучшему — нулевой.

Таким образом, каждый производственный процесс характеризуется двумя параметрами: значимостью процесса (оценивается от 0 до 8) и его организационно-технологическим уровнем (от 0 до 5). Очевидно, что при высокой значимости оптимизация процесса практически всегда оправдана, и наоборот — при низкой значимости оптимизация нецелесообразна или назначается только при критическом организационно-технологическом уровне, установленном экспертами.

Предлагаемая система приоритетных производственно-экономических показателей позволяет оперативно осуществлять мониторинг предприятия, оценивать эффективность организации производства и выявлять наиболее слабые звенья в его организационной структуре.

С помощью предложенного двухпараметрического критерия эффективности производственных процессов, учитывающего их влияние на конечный результат и организационно-технологический уровень предприятия, можно достоверно оценить эффективность любого производственного процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Захаров М. Н., Третьякова В. А.** Мониторинг этапов реализации выбранной стратегии развития предприятия // Контроллинг. 2012. № 43. С. 38—43.

2. **Стратегическое** управление организационно-экономической устойчивостью фирмы: Логистикоориентированное проектирование бизнеса / А. Д. Канчавели, А. А. Колобов, И. Н. Омельченко и др. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. 600 с.

3. **Внедрение** сбалансированной системы показателей. М.: Альпина Бизнес Букс, 2005. 478 с.

УДК 532.62

А. В. ВАНЧИКОВ, В. Ц. ВАНЧИКОВ, канд. техн. наук, Р. А. ДАНЕЕВ, А. В. ДАНЕЕВ, д-р. техн. наук
(ИрГУПС, г. Иркутск), e-mail: vanchikov.viktor@yandex.ru

Особенности течения топлива через форсунки теплогенератора при его пуске в холодное время года

Получены аналитические зависимости, позволяющие определить возникновение облитерации в капиллярных каналах форсунок теплогенератора.

Ключевые слова: форсунка, облитерация, дистиллированная вода, адгезия, энергия связи молекулы, граничный слой жидкости.

The analytical dependencies, which allow determining of the silting in capillary channels of heat generator burners, are obtained.

Keywords: burner, silting, distilled water, adhesion, molecule cohesive energy, boundary layer of a luquid.

При строительстве для обогрева зданий в зимнее время часто используют теплогенераторы, работающие на дизельном топливе, которые быстро нагревают помещения. Однако при пуске теплогенератора в холодное время года иногда возникает нежелательная облитерация [1, 2] — капиллярные каналы сопла форсунки закрываются рабочей жидкостью. И при нормальной температуре в капиллярах диаметром до 200 мкм может возникать облитерация даже тщательно очищенной жидкости, например многократно дистиллированной воды [3], содержание примесей в которой снижается примерно до 0,000001 % [4].

Для гидродинамических исследований адгезии микрочастиц поверхности твердого тела и частиц ламинарного потока вязкой несжимаемой жидкости, а также их когезионного взаимодействия была выбрана вода [3], так как ее физические свойства хорошо изучены. Поэтому параметры воды были приняты в качестве эталонных.

Такое явление, как облитерация в капиллярных каналах, впервые обнаружили американские инженеры Р. Вильсон и Д. Бернард в 1922 г. в устройствах гидроавтоматики [5]. В результате адгезии между микрочастицами стенок капилляров и частицами потока жидкости на внутренней поверхности капилляров образуется неподвижный слой жидкости, который называют пристенным или граничным слоем. Этот слой обладает сдвиговой прочностью, т. е. способен противостоять усилию со стороны потока жидкости.

В работе [3] показано, что при ламинарном течении жидкости с числом Рейнольдса Re ≈ 6,3 по трубкам малого сечения возникает когезия (прилипание) частиц потока жидкости к "поверхности" граничного слоя. При облитерации толщина граничного слоя жидкости увеличивается в результате когезии, что со временем приводит к закрытию просвета капилляра. При низких температурах процесс проходит существенно быстрее. В зависимости от условий начала формирования граничного слоя сдвиговая прочность всего слоя может оказаться значительной, т. е. выдерживать перепад давления в несколько атмосфер [5]. Следовательно, для выбора способа разрушения облитерационного слоя в капиллярных каналах устройств дозирования подачи жидкости необходимо определить сдвиговую прочность граничных слоев, находящихся в неподвижном состоянии под действием сил адгезии микрочастиц стенки капилляра.

Силы адгезии жидкости и твердого тела определим из уравнения объемного расхода несжимаемой вязкой жидкости (гидравлической формы уравнения неразрывности [6]): $Q = uS$, где u — скорость течения жидкости; S — площадь поперечного сечения трубки. Умножив обе части равенства на плотность ρ жидкости, получим: $Q\rho = (uS)\rho$ [3]. Исходя из того, что сила частиц потока жидкости $Ft = (uS)\rho L$, определим объемный расход при адгезии частиц потока жидкости к стенкам капилляров:

$$Q = (1/\rho)(Ft/L). \quad (1)$$

Умножив обе части равенства (1) на $1/L$, получим выражение для внутреннего трения (кинематической вязкости ν), характеризующее действие вязкостных напряжений F/L^2 на поверхности граничного слоя жидкости, обездвиженного несколь-

пенсированными поверхностными силами адгезии микрочастиц стенок капилляров:

$$\nu = (1/\rho)(Ft/L^2). \quad (2)$$

Эксперименты, проведенные с трубками радиусом ~$1 \cdot 10^{-4}$ м и длиной ~$3{,}2 \cdot 10^{-2}$ м, показали, что при расходе воды 10^{-9} м^3/с и ее скорости $u \approx 3{,}18 \cdot 10^{-2}$ м/с возникает адгезия частиц потока жидкости к граничному слою жидкости в капиллярах [3]. Подставив в равенство (2) указанные значения кинематических параметров течения жидкости и геометрические параметры, характеризующие размеры и формы граничных поверхностей, получим сдвиговое усилие F на границе скольжения частиц потока жидкости и частиц граничного слоя жидкости, находящихся неподвижно под действием сил адгезии микрочастиц стенок капилляров: $F = \nu\rho L^2/t \approx 3{,}14 \cdot 10^{-11}$ Н.

Прилипание частиц потока к частицам граничного слоя обусловлено их межмолекулярным взаимодействием — силами притяжения. При некотором расстоянии между частицами силы притяжения и отталкивания уравновешиваются, система молекул имеет минимум свободной энергии, т. е. молекула находится в потенциальной энергетической яме. При удалении молекулы от равновесного положения возникает сила F_ξ, которая стремится вернуть ее в прежнее положение. Энергию связи молекулы воды в граничном слое определяют согласно теории твердого тела о кристалле, которая сводит многочастную (многомолекулярную) задачу к одночастной (одномолекулярной).

Аналогично оценим потенциальную энергию граничного слоя воды, приняв $F_\xi = F$. Так как в граничном слое жидкости молекулы касаются друг друга, можно предположить, что ширина потенциальной ямы равна размеру Δd молекулы. Тогда получим:

$$F_\xi = -\Delta U/\Delta d, \quad (3)$$

где ΔU — энергия связи молекулы на поверхности граничного слоя.

Подставив в уравнение (3) сдвиговое усилие F и диаметр молекулы воды, получим глубину потенциальной ямы для молекулы воды в граничном слое: $\Delta U \approx 0{,}059$ эВ/мол. Сравним полученное значение ΔU с энергией фазового перехода льда в жидкое состояние, которая равна 0,062 эВ/мол [3].

Механическую устойчивость молекул жидкости, прилипших к поверхности граничного слоя, при действии сдвиговых усилий частиц потока жидкости оценим, сравнив энергию связи и энергию теплового движения молекул жидкости при нормальной температуре. Средняя энергия тепловых колебаний связанной молекулы в граничном слое жидкости при нормальной температуре — $\Delta U = 0{,}040$ эВ/мол. [3]. Следовательно, потенциальная энергия ямы на поверхности граничного слоя больше тепловой энергии, необходимой для разрыва связи между молекулами. В результате на поверхности твердого тела образуются кластеры (супермолекулы), которые в технической гидромеханике называют вязким подслоем.

В работе [7] приведены данные о разрушении граничного слоя жидкости при температуре 70 °С. На практике рекомендуется нагревать обмотки якорей тяговых электродвигателей локомотивов или электроизоляционный лак перед пропиткой до 70 °С для улучшения впитывания. В этом случае увеличение энергии тепловых колебаний микрочастиц твердого тела или граничного слоя жидкости на 0,044 эВ/мол позволяет значительно снизить сдвиговую прочность граничного слоя жидкости. Следовательно, в холодное время года перед пуском теплогенератора целесообразно форсуночное устройство подогреть до 70 °С.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Нагорный В. С., Денисов А. А.** Устройство автоматики гидропневмосистем. М.: Высшая школа, 1991. С. 18.
2. **Шейпак А. А.** Гидравлика и гидропневмопривод. М.: МГИУ, 2005. Ч. 1. С. 160.
3. **Ванчиков В. Ц.** Управление слоем трения в технологических процессах. Иркутск: ИрГУПС, 2006. 168 с.
4. **Маэно Н.** Наука о льде. М.: Мир, 1988. С. 134.
5. **Ахматов А. С.** Молекулярная физика граничного трения. М.: Физматгиз, 1963. 472 с.
6. **Емцов Б. Т.** Техническая гидромеханика. М.: Машиностроение, 1978. С. 38.
7. **Дерягин Б. В., Чураев Н. В., Муллер В. М.** Поверхностные силы. М.: Наука, 1985. 398 с.

Шестое измерение

Сегодня в кабинете президента, на заседаниях правительства, в научных статьях и с экранов телевизора много говорят о новой индустриализации, развитии промышленности, инновациях и нанотехнологиях. И на всех уровнях это остается только разговорами. Причина ясна — без новых прорывных технологий невозможно выйти на рынок высокотехнологичных товаров. В России на научно-производственном предприятии ООО "ЛАПИК" создано уникальное оборудование, без которого невозможно представить ни одно современное промышленное производство — шестиосевые координатно-измерительные машины (КИМ).

КИМ используются в промышленности с середины XX века. За эти годы сформировался их традиционный образ — трехосевые машины портального типа, работающие в декартовой системе координат. Российские КИМ не только не уступают по точности мировым аналогам, но и обладают уникальной технологией измерения, не доступной ни одной машине в мире. В основе конструкции использована платформа, имеющая шесть степеней свободы. Перемещение такой платформы осуществляется специальными приводами, каждый из которых снабжен следящей системой (лазерным интерферометром). С 1992 года производятся отечественные промышленные шестиосевые КИМ, при создании которых использован целый ряд ноу-хау. Уникальность технических решений подтверждена двадцатью патентами. На Западе такое оборудование назвали машинами с параллельной кинематикой.

Российские КИМ, используя свое главное преимущество — полное шестиосевое управление щупа, могут контролировать ранее не доступные поверхности деталей; выполнять измерения с производительностью, в 2—5 раз превышающей производительность традиционных КИМ. Кроме того, в конструкции КИМ заложен значительный резерв:

система самокалибровки, с помощью которой оператор самостоятельно устраняет погрешности, возникающие в машине вследствие изнашивания узлов и деталей, т. е. достигается устойчивое функционирование оборудования в течение всего срока эксплуатации (15 лет и более);

в конструкции КИМ отсутствуют прямолинейные направляющие и воздушные подшипники, наиболее сложные в изготовлении и уязвимые в эксплуатации; в качестве базовых элементов используются "точечные шарниры", применение которых обеспечивает точность не выше 0,05 мкм;

использована система прецизионной компенсации внешних воздействий (температура окружающей среды, влажность, атмосферное давление), которая, реагируя на естественные изменения окружающей среды, вносит поправки в результаты измерения. Таким образом, исключена необходимость создания специальных термостабильных помещений.

Конструкция КИМ позволяет в режиме шестимерного "ощупывания" выполнять точные измерения деталей сложной геометрии с высокой производительностью.

При использовании новых станков стали возможными:

измерение внутренних полостей, в которых размер входа меньше размеров полости, узких криволинейных каналов и особенно глубоких отверстий;

измерение мелкоструктурных поверхностей специальными измерительными иглами ($r < 0{,}02$ мм);

сканирование сложной формы с заданным углом контакта;

контроль небольших изделий (или фрагментов больших) с погрешностью в 2—3 раза меньше паспортной.

Более чем двадцатилетняя практика эксплуатации данного российского оборудования на оборонных предприятиях показала его эффективность. Сегодня эти машины внесены в Госреестр СИ и являются официальным средством измерения в соответствии со стандартами ISO.

Лучшие мировые аналоги уступают Российским КИМ и по скорости, и по точности. Однако парадокс заключается в том, что имея преимущества в данной области перед Западом, на российских предприятиях данной техники не хватает. Россия в этом вопросе значительно отстает не только от ведущих индустриальных держав, но и от стран Дальневосточного региона (Китая, Южной Кореи) и других быстроразвивающихся стран.

По-прежнему под техническим перевооружением машиностроения понимаются главным образом модернизация и замена обрабатывающего оборудования, что ведет к увеличению разрыва между технической оснащенностью и реализацией современных технологий.

Необходимо внедрять современные достижения отечественных инженеров-программистов в российскую промышленность, не оглядываясь на Запад. Есть области, в которых мы действительно впереди планеты всей.

А. С. АРТАМОНОВА
(ООО "ЛАПИК", г. Саратов),
e-mail: info@lapik.ru

Выставка Металлообработка — 2013

С 27 по 31 мая 2013 г. на территории ЦВК "Экспоцентр" проходила Четырнадцатая международная специализированная выставка "Оборудование, приборы и инструменты для металлообрабатывающей промышленности", организованная ЗАО "Экспоцентр" совместно с Российской Ассоциацией "Станкоинструмент". Экспозиционная площадь составила 38 тыс. м^2. В выставке приняли участие представители из 40 стран, были представлены новейшие разработки ведущих производителей станкоинструментальной продукции.

ОАО ЭНИМС (г. Москва)

Установка УРКТ1 для распрессовки колес и тормозных дисков для всех типов колесных пар с подводом высокого давления в ступицу колеса позволяет выполнять демонтаж элементов колесных пар с приложением усилия раздельно или одновременно к торцу оси и ободу колеса. Установка комплектуется устройством подачи высокого давления УРКТ 1.940. Максимальное усилие распрессовки 4000 кН. Скорость рабочего хода штока 2,35÷4,70 мм/с, обратного хода 8,5 мм/с. Приводная мощность установки 11 кВт, питающее напряжение 380 В, габаритные размеры 4980 × 1500 × 1635 мм, высота над уровнем пода 1375 мм, масса 9 т. Установка предназначена для вагоноремонтных предприятий и ремонтных цехов общего машиностроения.

Завод прецизионного станкостроения им. Ильича (г. С.-Петербург)

Автомат продольного точения с ЧПУ ЛА155Ф30 для токарной обработки детали типа тел вращения различного профиля из калиброванного прутка диаметром до 16 мм. Наибольший эффект достигается при изготовлении деталей с отношением длины обработки к диаметру более 10. В суппортной стойке автомата установлена люнетная втулка. Регулирование минимального зазора между прутком и поверхностью втулки обеспечивает высокую точность обработки длинных и нежестких деталей. Обработка режущим инструментом производится у торца люнетной втулки. Оснащение автомата вращающимся люнетом позволяет обрабатывать профильные (квадратные или шестигранные) прутки и труднообрабатываемые материалы, при оснащении сверлильно-фрезерным устройством возможно поперечное сверление отверстий, продольное фрезерование пазов и мысок. Автомат быстро переналаживается с одной детали на другую. Шесть резцов установлены на суппорте с крестовыми направляющими, три осевых инструмента установлены в трехшпиндельном сверлильно-резьбонарезном устройстве, имеется люнет, подвижная шпиндельная бабка, двухкоординатная система ЧПУ, использование гидрофицированного перемещения позволяет выполнять большинство видов токарных операций. Частота вращения главного шпинделя автомата 80÷8000 мин$^{-1}$, регулирование частоты вращения шпинделя бесступенчатое. Ускоренное перемещение шпиндельной бабки 4 м/мин. Диаметр сверления 1,5÷12,0 мм. Наибольшие диаметры нарезаемых резьб: плашкой — М8, метчиком — М8, резцом суппорта — М16. Мощность электродвигателя главного привода 5,5 кВт. Автомат оснащен монитором УЧПУ с плоским цветным TFT-дисплеем повышенной яркости, имеет алфавитно-цифровую клавиатуру с тактильным эффектом. Габаритные размеры автомата с приставным оборудованием 5600 × 900 × 1720 мм, масса с приставным оборудованием 2,27 т.

Станок А3-250Ф1 для высокоэффективного шлифования и полирования изделий переменного сечения на рабочем инструменте станов холодной прокатки труб. Наибольший эффект достигается применением шлифовальных кругов большого диаметра и одновременной обработкой двух заготовок, закрепленных на концах бабки, которая располагаясь на крестовом столе, может совершать движения по сложной траектории, задаваемой профилем управляющих кулачков. Переналадка станка на обработку изделий других размеров занимает 4÷5 мин. Данный станок можно использовать совместно со специальными расточными станками для предварительного формообразования изделия на калибрах, не прошедших термообработку. Станок укомплектован подъемником для загрузки заготовок и снятия изделий и набором измерительных микрометрических устройств. Диаметры обрабатываемых деталей 180÷450 мм, высота до 190 мм. Размеры шлифовального круга 300 × 100 мм, рабочие скорости: при шлифовании 35 м/с, при полировании 28 м/с. Габаритные размеры станка 3810 × 2550 × 1620 мм, масса 9,3 т.

Суперфинишная головка СФГ-300М для высокоэффективного суперфиниширования и полирования до зеркального блеска наружных цилиндрических и конических поверхностей изделий из стали, цветных металлов и легких сплавов после предварительного шлифования. Головка обеспечивает: возвратно-поступательное перемещение брусков вдоль всей обрабатываемой детали, само-

затачивание брусков в процессе обработки, однородную чистоту на всей обрабатываемой длине и исправление геометрической формы изделия в поперечном сечении. Обрабатываемое изделие устанавливается в центрах или патроне станка и вращается со шпинделем. Абразивные бруски прижимаются к обрабатываемой поверхности с усилием 150 Н и отводятся с помощью гидросистемы. СФГ-300М состоит из механизма осциллирования, несущего на себе одну или две инструментальные головки с державками брусков, станции гидропривода, станции охлаждения с магнитным сепаратором и электрошкафа. Параметр *Ra* шероховатости обработанной поверхности равен 0,08 мкм, диаметры обрабатываемых изделий 40÷300 мм. Ход бруска при осциллировании 3 мм. Частота осциллирования бруска 1400 дв. ход./мин. Питающее напряжение головки 380 В, суммарная мощность четырех электродвигателей 1,99 кВт.

ОАО "Станкозавод Седин" (г. Краснодар)

Токарно-карусельный станок 1М516Ф1 с устройством цифровой индикации предназначен для черновой и чистовой обработки различных заготовок из черных и цветных металлов. Станок осуществляет: обтачивание и растачивание цилиндрических и конических поверхностей; притачивание торцевых поверхностей, в том числе и на постоянной скорости резания; прорезание канавок и резку; сверление, зенкерование и развертывание центральных отверстий; нарезание цилиндрических и конических резьб. Станок имеет один верхний суппорт с цифровой индикацией координат и пятипозиционную револьверную головку; приводы главного движения и подач с частотно-регулируемыми электродвигателями переменного тока; устройство защиты направляющих поперечин; закаленные направляющие поперечины и ползуны. Максимальный диаметр обрабатываемой заготовки 1600 мм, максимальная высота 100 мм, максимальная масса 8 т. Максимально допустимое усилие резания верхним суппортом 35 кН. Мощность привода главного движения 55 кВт, максимальная длина хода верхнего суппорта: по горизонтали — 950 мм, по вертикали — 700 мм.

Завод координатно-расточных станков "Стан Самара"

Многоцелевой координатный станок СУП400М особо высокой точности предназначен для изготовления измерительного инструмента и контрольной оснастки. Базовая модель станка с тремя управляемыми от УЧПУ координатами дополнительно комплектуется: инструментальным магазином (16 ячеек, общая масса инструмента 8 кг, смена инструмента выполняется автоматически); управляемым от Ц+УЧПУ кантуемым накладным поворотным рабочим столом; управляемой УЧПУ универсальной шлифовальной головкой и 3D-измерительной щуповой головкой с передачей сигнала через инфракрасный порт. Разрешающая способность станка по координатам *X*, *Y*, *Z* составляет 0,001 мм. Размеры рабочей поверхности стола 400 × 800 мм, рабочие ходы: поперечный — 630 мм, прядильный — 500 мм. Вылет шпинделя (расстояние от стойки до оси вертикального шпинделя) 450 мм. Рабочие подачи стола и шпиндельной бабки 1÷12 000 мм/мин. Максимальный обрабатываемый диаметр: при сверлении по стали — 300 мм, при растачивании — 130 мм. Максимальная масса обрабатываемой детали 400 кг. Максимальное осевое усилие на шпинделе 4 кН. Мощность привода главного движения 7,5 кВт. Масса станка 4,3 т.

Координатно-шлифовальный вертикальный одностоечный станок АЭРОШЛИФ400 особо высокой точности предназначен для финишной обработки плоских, цилиндрических, конических и сложных поверхностей в изделиях из закаленных сталей и твердых сплавов. Станок имеет 7 координат, управляемых от УЧПУ. Размеры рабочей поверхности стола 400 × 800 мм, пять Т-образных пазов. Максимальная масса устанавливаемой заготовки 400 кг. Диапазон размеров шлифуемых отверстий от 5 до 205 мм. Максимальное перемещение рабочих органов станка по координатам: *X* (стол) — 630 мм, *Y* (салазки) — 400 мм, *W* (шпиндельная бабка) — 450 мм, *Z* (шпиндель) — 140 мм, *U* (врезание шлифовального круга) — 20 мм, *C* (планетарное вращение шпинделя) — 360°, *A* (накладной поворотный кантуемый стол) — 360°. Диапазон частот вращения: планетарного шпинделя — от 4 до 315 мин$^{-1}$, шлифовальных шпинделей — от 6000 до 96 000 мин$^{-1}$. Габаритные размеры станка с приставным оборудованием 4100 × 3600 × 3000, масса 5,4 т.

Уральская машиностроительная корпорация "Пумари-СИЗ" (г. Екатеринбург)

Универсальные фрезерные патроны отличаются высокими точностью, жесткостью и большим усилием зажима, что позволяет использовать их при выполнении и черновой обработке, и чистовых операциях. Патроны можно использовать в качестве гибкой инструментальной системы, устанавливая в них различные инструменты для выполнения работ широкого спектра: фрезерных, сверлильных, расточных. Удобство и быстрота смены инструмента позволяют использовать патроны при операциях, где требуется частая переналадка. Они отличаются бóльшим усилием зажима по сравнению с цанговыми патронами, имеют внутренний подвод СОЖ.

Сверлильные патроны обеспечивают большое зажимное усилие благодаря специальной конструкции кулачков с большей поверхностью контакта с хвостовиком инструмента и лучшим распределением усилия зажима. Гарантируется надежное закрепление инструмента при любых режимах резания без вытягивания, исключается выпадение во

время работы и при внезапном останове. Возможна балансировка патрона для работы на скоростях до 15 000 об/мин.

Резьбонарезные патроны B230 для качественного нарезания различных резьб метчиком на станках с ЧПУ и обрабатывающих центрах в различных материалах и ***патроны B231*** для сверлильных и других универсальных станков обеспечивают качественное и безопасное нарезание резьб малого диаметра и в сквозных, и в глухих отверстиях. В патронах имеется механизм осевой компенсации погрешностей подачи станка и погрешностей шага метчика, что позволяет избежать повреждений резьбы и поломки метчика при работе. Быстросменные вставки позволяют выполнять быструю переналадку с одного диаметра резьбы на другой. Обеспечивается регулируемый крутящий момент вставок для нарезания резьб в различных материалах. При возникновении недопустимого крутящего момента срабатывает предохранительная муфта вставки и метчик останавливается. Предназначены для нарезания резьб от М3 до М42.

Модульные расточные системы позволяют выполнять быструю переналадку для различных видов расточных работ и коррекцию размера с высокой точностью. Система состоит из набора базовых втулок, переходников, черновых и чистовых головок.

Центроискатель MT200 для наладки станка при обработке различных деталей может использоваться на станках с ЧПУ и универсальных станках, позволяет точно позиционировать шпиндель относительно обрабатываемой детали или приспособления. Диаметр хвостовика центроискателя 12 мм; может комплектоваться индикатором.

Устройство BWT для предварительной настройки инструмента, снабженное 2D-индикатором и приводами точной настройки по двум осям. Максимальное биение на высоте 200 мм от торца конуса составляет 0,02 мм. Максимальная высота измеряемого инструмента 400 мм. Габаритные размеры устройства 500 × 180 × 780 мм, масса 29 кг.

Прибор BWT-compact для настройки инструмента вне станка, оснащен интегрированной оптикой для предварительной настройки инструмента. Двадцатикратное увеличение обеспечивает измерение широкого спектра инструментов. Бесконтактная настройка прибора исключает повреждения режущих кромок инструмента. Быстрая и точная предварительная настройка выполняется маховиками точной настройки по осям Z и X. Точность измерения 0,01 мм. Максимальная высота измеряемого инструмента 400 мм. Его габаритные размеры 300 × 300 × 780 мм, диаметр 30 мм, масса 40 кг.

ООО "Дмитровский завод фрезерных станков"

Широкоуниверсальный консольно-фрезерный станок 6ДМ83Ш для всех видов фрезерных работ: сверления, зенкерования и растачивания отверстий на деталях из черных и цветных металлов, их сплавов и пластмассы в условиях единичного, мелкосерийного и серийного производства. Подача привода серводвигателя с частотным бесступенчатым регулированием создает надежную конструкцию с раздачей в автоматическом режиме на управляемые оси. Конструктивные особенности станка и использование комплектующих изделий ведущих производителей обеспечило широкий диапазон режимов обработки, высокие надежность и производительность станка, точность и качество обработки. При наличии горизонтального, вертикального и поворотного шпинделей имеется возможность установки под различными углами в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Кроме того, механизм зажима инструмента и ряд дополнительных приспособлений и принадлежностей существенно расширяют технологические возможности станка. Размеры рабочей поверхности стола 400 × 1600 мм, наибольшие перемещения: продольное — 1000 мм, поперечное — 400 мм, вертикальное — 400 мм. Максимальное перемещение гильзы вертикального шпинделя 80 мм. Диапазоны частот вращения: горизонтального шпинделя — от 16 до 1600 мин$^{-1}$, вертикального — от 31,5 до 1400 мин$^{-1}$. Углы поворота оси вертикального шпинделя: к станине — 45°, от станины — 90°, в продольной плоскости — 90°. Мощность электродвигателей привода: подачи — 2,1 кВт, вертикального шпинделя — 2,2 кВт, горизонтального шпинделя — 7,5 кВт. Габаритные размеры станка 259 × 2770 × 2020 мм, масса 3,25 т.

Шпоночно-фрезерный станок 692Д для обработки шпоночных пазов мерными и немерными фрезами шириной 4÷25 мм и глубиной до 26 мм. Автоматические циклы обработки пазов, самоцентрирующиеся тиски и механизм зажима инструмента позволяют расширить его технологические возможности. Размеры поверхности рабочего стола 250 × 1000 мм. Максимальный диаметр заготовки 75 мм. Ширина обрабатываемого паза 4÷25 мм, глубина 26 мм. Продольные перемещения: фрезерной головки — от 5 до 400 мм, гильзы шпинделя — 100 мм. Диапазон частоты вращения шпинделя — 400÷4000 мин$^{-1}$. Мощности электродвигателей: привода шпинделя — 2,2 кВт, гидропривода — 1,1 кВт. Габаритные размеры станка 1510 × 1900 × 2210 мм, масса 2,25 т.

ЗАО ТД "ИТО Туламаш"

Штангенциркуль электронный ШЦЦ-III-500 из коррозионно-стойкой стали для измерения наружных и внутренних размеров. Шкалы штанги и нониуса имеют антикоррозионное покрытие, матовое покрытие исключает блики. Особенности штангенциркуля: контрастная жидкокристаллическая индикация; функция установки на ноль в любом положении. Диапазон измерений от 0 до 500 мм, погрешность ±0,1 мм.

Электронный штангенглубиномер ШГЦ-500 для измерения глубин состоит из рамки с закаленной измерительной поверхностью. Штангенглубиномер имеет контрастную жидкокристаллическую индикацию, функцию установки на ноль в любом положении. Можно выполнять измерения в миллиметрах и дюймах. Диапазон измерений от 0 до 500 мм, погрешность измерений ±0,05 мм.

Штангенрейсмас ШРК-300. Разметочная ножка изготовлена из твердого сплава. Рамка оснащена устройством тонкой настройки с микрометрическим винтом. Штангенреймас имеет круговую шкалу, контрастный циферблат, ударостойкий измерительный механизм. Установка нулевой точки осуществляется поворотным циферблатом. Диапазон измерений от 0 до 300 мм, погрешность ±0,04 мм.

Рычажный микрометр МРИ-3000 с вынесенным индикатором для измерения линейных наружных размеров методом сравнения с концевой мерой длины, можно выполнять абсолютные и относительные измерения. Диапазон измерений до 3000 мм, погрешность ±0,058 мм.

Микрокатор 0,5ИГПМ с преобразовательным механизмом в виде скрученной в средней части ленточной пружины, при растягивании поворачивающейся на определенный угол, применяется для линейных измерений относительным контактным методом. Диапазон измерений ±0,025 мм. Цена делений круговой шкалы 0,0005 мм.

Угломеры с нониусом УН для измерения наружных и внутренних плоских углов. Диапазон измерений углов: наружных — от 0 до 320°, внутренних — от 40 до 150°, цена деления основной шкалы 1°, допустимая погрешность ±2′. Допуски на плоскостность и прямолинейность 4 мкм. Угломер укомплектован линейкой и угольником.

ОАО "НИИ измерения" (г. Москва)

Аппаратно-программный комплекс БВ-4320 для контроля при обработке отверстий с двухточечной схемой измерения диаметра детали. Погрешность измерений 0,2 мкм, скорость съема припуска 0,5 мкм/с. Число команд — не менее четырех. Вид индикации срабатывания — световая.

Ультрапрецизионный прибор БВ-2047 для измерения отклонений от круглости, цилиндричности, плоскостности, а также шероховатости поверхности особо точных деталей. Пределы измерений по координатам: X (радиальное направление) — 200 мм, Z (осевое направление) − 350 мм, C (вращение) — 360°. Шаг дискретности отсчета координатных перемещений по осям X и Z — 0,1 мкм, C — 10°. Диаметр рабочего стола 320 мм. Масса измеряемых деталей до 25 кг.

Прибор БВ-7718 для контроля радиального зазора подшипников малых размеров. Диапазон измерений радиальных зазоров от 0 до 500 мкм, максимальные перемещения наконечников 1000 мкм. Допустимая погрешность 3 мкм, измерительная нагрузка от 0,4 до 4,0 кг.

ООО "Савеловский машиностроительный завод"

Токарный станок с ЧРУ АТК-600НК для обработки в патроне или специальном приспособлении деталей типа фланец, барабан, кольцо, диск, а также корпусных деталей из различных сталей и сплавов. Можно осуществлять обточку по наружному фасонному и цилиндрическому профилю, расточку отверстий, подрезку торцов, нарезание резьб. В конструкции станка использованы базовые детали повышенной жесткости, высокоточные комбинированные направляющие, высокоточные шариковые винтовые пары, устройство автоматической смены инструмента, частотный управляющий привод для регулирования скоростей шпинделя, синхронные серводвигатели в качестве приводов подач. Наибольшие диаметры устанавливаемых изделий: над станиной — 1000 мм, над суппортом — 800 мм. Максимальная длина устанавливаемого изделия 800 мм. Рабочие продольные и поперечные подачи до 10 000 мм/мин. Мощности подач: продольного привода — 3 кВт, поперечного — 3 кВт. Мощность привода главного движения 37 кВт. Максимальное усилие резания 25 кН. Усилие зажима инструмента 50 кН. На станке можно установить 17 инструментов. Точности обработки: по диаметру — 0,02 мм, по длине — 0,03 мм. Диапазон параметра Ra шероховатости обрабатываемых поверхностей от 1,25 до 1,60 мкм. Габаритные размеры станка 4635 × 2452 × 3000 мм, масса 15,7 т.

Вертикально-фрезерный станок МА-655НК с ЧПУ для обработки по заданной программе деталей сложной формы: дисков, плит, рычагов, корпусных деталей и т. п. Можно выполнять фрезерование плоскостей, пазов, наружных фасонных контуров и выемок. В конструкции использованы базовые литые детали повышенной жесткости, высокоточные шариковые винтовые пары в сочетании с высокодинамичными сервоприводами подач, централизованная смазка, система подачи СОЖ. Размеры обрабатываемой поверхности: длина — 1070 мм, ширина — 500 мм. Максимальная масса заготовки 500 кг. Мощность привода главного движения 20,1 кВт. Максимальный крутящий момент на шпинделе станка 822 Н · м. Габаритные размеры станка 3950 × 3490 × 3650 мм, масса 10 т.

Компания Sodick (Япония)

Линейный вырезной электроискровой станок VZ500L компактной конструкции оснащен скоростным механизмом заправки проволоки в автоматическом режиме, предусмотрен термообрыв проволоки с вытяжкой концов. Высокопроизводительная система фильтрации, оснащенная дополнительным циркуляционным насосом, значительно повышает эффективность очистки воды охлаждения и повышает производительность. Имеется

возможность установки поворотного рабочего стола, что облегчает резание сложных деталей, требующих углового позиционирования заготовки с другими осями. Размеры технологической ванны станка 990 × 750 мм. Максимальные размеры заготовки при работе: с погружением — 960 × 670 × 230 мм, с прокачкой — 960 × 670 × 245 мм. Максимальная масса заготовки при работе: с погружением — 350 кг, с прокачкой — 500 кг. Ход конусного механизма 80 мм. Диаметр обрабатываемой проволоки 0,15÷0,30 мм, ее угол наклона ±15°. Потребляемая мощность 11 кВт. Габаритные размеры 2300 × 2590 × 2040 мм, масса 3 т. Станок оснащен гидростанцией вместимостью 840 л и деионизационной колонной на 18 л, ее габаритные размеры 860 × 2400 × 1810 мм, масса 400 кг.

Ультрапрецизионный высокоскоростной вертикальный обрабатывающий центр AZ150 для шлифования, точения, микрофрезерования и доводки форм и деталей малых размеров с нанометровой точностью. Станок оснащен уникальной системой компенсации реактивных сил. Перемещения рабочего стола по осям X и Y сопровождаются компенсирующим перемещением балансиров в противоположном направлении, что полностью гасит все реактивные нагрузки, возникающие в ходе перемещений. Привод шпинделя станка — пневмотурбина. Приводы компенсаторов по осям X, Y, Z — сдвоенные. Пределы хода по осям X, Y, Z соответственно 150, 150 и 100 мм. Дискретность измерительных линейных шкал 0,000003 мм. Максимальная масса обрабатываемой заготовки 5 кг. Крепление инструмента — термозажимной патрон. Число инструментов в магазине X, Y, Z — 15 шт. Измерение длины и диаметра инструмента осуществляется лазерной системой.

Линейный электроискровой проволочно-вырезной станок EXC100L для контурного электроискрового резания деталей микроштампов или сверхмалых элементов в специальных деталях. Приводы станка — сдвоенные линейные бессердечниковые сервоприводы. Рабочий стол перемещается по закрытым аэростатическим направляющим с практически нулевым сопротивлением. Дискретность измерительных линейных шкал 0,000001 мм. Максимальная масса обрабатываемой заготовки 10 кг. Наилучшая шероховатость Ra = 0,35 мкм.

Компания DMTG (КНР)

Горизонтальный обрабатывающий центр MDH-100S для изготовления корпусных деталей для аэрокосмической, автомобильной отраслей промышленности, судостроения и общего машиностроения. Высокопроизводительный двухскоростной электрошпиндель позволяет осуществлять высокоскоростное резание в сложных условиях и на низкой скорости с высоким крутящим моментом. Центральная станина обеспечивает исключительную жесткость и уменьшает влияние термических деформаций. Система смены инструмента снабжена высокоскоростным манипулятором и выполняет смену инструмента за 2÷2,5 с, кассета позволяет использовать инструмент массой до 25 кг. Размеры рабочего стола 1000 × 1000 мм, частота вращения шпинделя до 8000 мин$^{-1}$, мощность главного привода 30 кВт.

Пятиосевой вертикальный обрабатывающий центр VDW500 с наклонным столом, устройством автоматической смены инструмента и системой ЧПУ 500V/5 для обработки заготовок из различных материалов выполняет сверление, зенкерование, получистовую и чистовую расточку отверстий, нарезание резьбы, фрезерование. Центр рекомендован к применению для обработки пресс-форм, штампов, турбин, дисков, лопастей, винтов и других деталей сложной формы. Диаметр рабочего стола 500 мм, грузоподъемность 500 кг. Вместимость инструментального магазина 20 шт., время смены инструмента 2,5 с. Мощность главного электродвигателя 7 кВт.

Токарный обрабатывающий центр TNA300 оснащен прецизионным шпинделем, сервоприводом главного движения с высоким крутящим моментом. Конструкция предусматривает наличие отдельных направляющих для задней бабки, ускоренный возврат пиноли с помощью гидравлики. Подача прутка осуществляется прутковым подающим устройством. Диаметр обрабатываемого прутка 4,2 мм. Мощность привода станка 11 кВт.

Компания BS di BAZZANI (Италия)

Ручной гидравлический пробивной станок P80M для бездеформационной пробивки сквозных или глухих отверстий в тубах или профилях различного сечения. Подача пробиваемой заготовки происходит вращением маховика, зажим осуществляется механическими клещами. Имеется шаблонная пластина (ограничитель хода) со стопорным устройством. Шаг между отверстиями регулируется шаблонной пластиной. Штамп для пробивки четырех отверстий за один удар на двух трубах осуществляет по два отверстия на каждой трубе.

Автоматический пробивной станок P80-2T для пробивки в автоматическом режиме двух труб, профилей и полосового металла. Во избежание деформации отверстий используется внутренняя матрица. Станок оснащен четырьмя перфорационными гидроцилиндрами, что позволяет осуществлять пробивку отверстий в трубе со всех сторон одновременно. Пробивные штампы имеют направляющие колонны для центровки оснастки, а также пуансоны и матрицы из закаленной стали. Станок укомплектован автоматической двухосевой декартовой системой загрузки/разгрузки заготовок, дисплеем с цветным сенсорным экраном и оперативной системой Windows.

Чл.-корр. АПК А. Н. ИВАНОВ