ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

5
2018

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 «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(499)-269-52-98
Факс: 8-(499)-269-48-97

Адрес редакции:

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

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

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

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

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Аскаров Е. С. — Центробежная гирационная мельница для перемола минерального сырья с малыми энергетическими затратами . . . 3

Гордеев Б. А., Охулков С. Н., Осмехин А. Н., Корендясев Г. К. — Оценка упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты вращающихся валов . . . 9

Епифанов В. В. — Тенденции изменения конструктивно-технологических характеристик деталей машин в промышленности . . . 14

Ермолаев М. М., Руднев С. К., Быков П. А. — Расчет собственной частоты фрезы в термооправке . . . 18

Иванов А. С., Куц М. С. — Нагрузочная способность радиального шарикового подшипника с увеличенным радиальным зазором . . . 23

Фомин М. В., Чернышев О. Р. — Модульный метод расчета проводимости сложных вакуумных систем в свободномолекулярном режиме течения газа . . . 28

Щелкунов Е. Б., Виноградов С. В., Щелкунова М. Е., Пронин А. И., Самар Е. В. — Формализация расчетов при определении компоновочных параметров механизмов параллельной структуры . . . 30

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Шабалинская Л. А., Маслов А. А., Мельников А. О., Милинис Л. В., Лопонос С. В., Голованов В. В. — Компьютерный морфологический анализ частиц износа для трибодиагностики деталей редукторов летательных аппаратов . . . 33

Пискарев А. С., Сильченко О. Б., Курицына В. В., Силуянова М. В. — Анализ конструктивных решений при проектировании высоконагруженных подшипников скольжения с жидким смазочным материалом . . . 37

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Жарков В. А. — Испытания материалов. V-образная гибка листов и широких полос . . . 44

Гадалов В. Н., Емельянов С. Г., Филатов Е. А., Макарова И. А., Ворначева И. В. — Наноструктурирование поверхностности стали при электроискровой обработке новыми электродными материалами на основе карбида вольфрама . . . 52

Варганов В. Б., Басалаев А. М., Стороженко П. А. — Определение оптимальных параметров генерации водорода на основе боргидрида натрия . . . 57

Проблемы теории и практики резания материалов

Большаков А. Н. — Серия статей по теории прерывистого резания. 4. Теоретические аспекты ряда закономерностей при выходе режущего клина из заготовки . . . 60

Сильченко О. Б., Силуянова М. В., Курицына В. В. — Диагностика размерно-регулируемого микрошлифования для получения изделий заданного качества . . . 64

Еренков О. Ю. — Исследование точения капролона режущей керамикой . . . 71

Липатов А. А. — Диффузионное изнашивание твердосплавного инструмента при резании высоколегированной стали . . . 73

Швецов И. В., Беляков В. Н., Желнов Д. В., Летенков О. В., Никуленков О. В. — Диагностирование работоспособности абразивного инструмента . . . 78

Обработка материалов без снятия стружки

Зайдес С. А., Фыонг Фам Дак — Определение параметров шероховатости цилиндрических деталей при поперечной обкатке плоскими плитами . . . 82

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Крюков С. А., Байдакова Н. В. — Разработка системного комплексного подхода к модифицированию абразивного инструмента и его применение . . . 87

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Askarov E. S. — Centrifugal gyratory mill for regrinding of mineral raw materials with low energy costs

Gordeev B. A., Okhulkov S. N., Osmekhin A. N., Korendyasev G. K. — Evaluation of elastic and damping properties of joint magnetorheological clutch of rotating shafts

Epifanov V. V. — Trends in modification of structural and technological characteristics of machine parts in industry

Ermolaev M. M., Rudnev S. K., Bykov P. A. — Calculation of natur al frequency of mill in thermo-mandrel

Ivanov A. S., Kuts M. S. — Load capacity of radial ball bearing with increased radial clearance

Fomin M. V., Chernyshev O. R. — Modular method for calculating of conductivity of complex vacuum systems in free-molecular flow mode of gas

Shchelkunov E. B., Vinogradov S. V., Shchelkunova M. E., Pronin A. I., Samar E. V. — Formalization of calculations in determining of assembly parameters of parallel structure mechanisms

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Shabalinskaya L. A., Maslov A. A., Mel'nikov A. O., Milinis L. V., Loponos S. V., Golovanov V. V. — Computer morphological analysis of wear particles for tribodiagnostics of parts of aircrafts gearboxes

Piskarev A. S., Sil'chenko O. B., Kuritsyna V. V., Siluyanova M. V. — Analysis of structural solutions at design of high-loaded sliding bearings with liquid lubricants

MANUFACTURING ENGINEERING

Zharkov V. A. — Testing of materials. V-shaped bending of sheets and wide strips

Gadalov V. N., Emel'yanov S. G., Filatov E. A., Makarova I. A., Vornacheva I. V. — Nanostructuring of steel surface at electrosparked treatment by new electrode materials based on tungsten carbide

Varganov V. B., Basalayev A. M., Storozhenko P. A. — Determination of optimal hydrogen generation parameters based on sodium borohydride

Problems of theory and practice of materials cutting

Bol'shakov A. N. — A series of articles on the theory of interrupted cutting. 4. Theoretical aspects of a number of regularities at the cutting wedge output from the billet

Sil'chenko O. B., Siluyanova M. V., Kuritsyna V. V. — Diagnostics of dimensionally controlled micro-grinding for obtaining of specified quality of products

Erenkov O. Yu. — Research of caprolon turning by cutting ceramics

Lipatov A. A. — Diffusion wear of hard-alloy tools at cutting of high-alloy steel

Shvetsov I. V., Belyakov V. N., Zhelnov D. V., Letenkov O. V., Nikulenkov O. V. — Diagnosing of working capacity of abrasive tool

Chipless processing of materials

Zaydes S. A., Phyong Pham Dak — Determination of roughness parameters of cylindrical parts at lateral spinning by flat plates

TECHNICAL INFORMATION

Kryukov S. A., Baydakova N. V. — Development of system integrated approach to modification of abrasive tool and its application

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

Сдано в набор 25.03.2018. Подписано в печать 19.04.2018.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

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

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

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 621.926

Е. С. АСКАРОВ, канд. техн. наук (Казахский национальный технический исследовательский университет им. К. И. Сатпаева, Казахстан, г. Алматы), e-mail: erlan57@mail.ru

Центробежная гирационная мельница для перемола минерального сырья с малыми энергетическими затратами

Рассмотрены вопросы создания конструктивной схемы, силового анализа, характера работы центробежной мельницы нового типа, предназначенной для перемола минерального сырья. Мельница отличается малым потреблением энергии — не более 8 кВт на 1 т руды. Приведены расчет и обоснование создания и внедрения в практику большой мельницы такого типа с ориентировочной производительностью 10 т/ч.

Ключевые слова: центробежная мельница, измельчение минерального сырья, центробежная сила, динамическая уравновешенность, энергетическая эффективность.

The issues of developing of the structural scheme, power analysis, the nature of the operation of the new type centrifugal mill, intended for grinding of mineral raw materials, are considered. The mill is characterized by low energy consumption — no more than 8 kW per 1 ton of ore. The calculation and justification for the creation and implementation of a large mill of this type with an estimated productivity of 10 t/h are given.

Keywords: centrifugal mill, grinding of mineral raw materials, centrifugal force, dynamic balance, energy efficiency.

Одним из главных технологических процессов обогащения полезных ископаемых является измельчение на мельницах. Это очень энергоемкий процесс. Каждый год в мире измельчаются миллиарды тонн минерального сырья. Только в Казахстане измельчению подвергаются около 600 млн т руды. На предприятиях уже более 200 лет в основном используются мельницы шарового типа.

Помольными телами в шаровых мельницах являются сферические шары, силой измельчения — сила гравитации. Измельчение происходит в специальных барабанах при перемешивании шаров. Шаровые мельницы просты по конструкции, долговечны, надежны, но процесс измельчения в них неэффективен: большая часть энергии падения шаров расходуется на удары друг о друга, что обусловливает большое энергопотребление. На перемол 1 т руды шаровая мельница расходует около 15÷20 кВт энергии. Раньше на этот показатель обращали мало внимания, так как энергия была дешевой и не было ее дефицита [1].

Основные данные шаровых мельниц компании Henan Liming Heavy Industry Science & Technology Co., Ltd. (Китай) [2] приведены в табл. 1.

В настоящее время ситуация изменилась — энергоэффективность становится важнейшим показателем работы мельницы. Так как энергия дорожает и значительно повысился статус экологических проблем, то энергию необходимо экономить.

Принцип работы центробежных гирационных мельниц

Центробежно-гирационные мельницы предназначены для перемола различного минерального сырья. Мельницы подобного типа известны уже достаточно давно и показали неплохие результаты в работе. Одним из основных достоинств этих мельниц является пониженное потребление электроэнергии.

Принцип работы такой мельницы заключается в плоскопараллельном перемещении цилиндрических помольных камер *2* в виде труб (рис. 1) в плоскости, перпендикулярной их оси, при котором каждая точка помольной камеры движется по ок-

Таблица 1

Модель мельницы	Частота вращения, мин$^{-1}$	Размер входных кусков, мм	Дисперсность готового продукта, мкм	Производительность, т/ч	Мощность, кВт	Масса, т
∅ 1200×4500	32	≤25	75÷400	1,6÷5,8	55	13,8
∅ 1500×5700	27	≤25	75÷400	3,5÷10	132	24,7
∅ 1830×7000	26	≤25	75÷400	6,5÷22	210	36
∅ 2200×5500	21	≤25	75÷400	10÷22	370	48,5

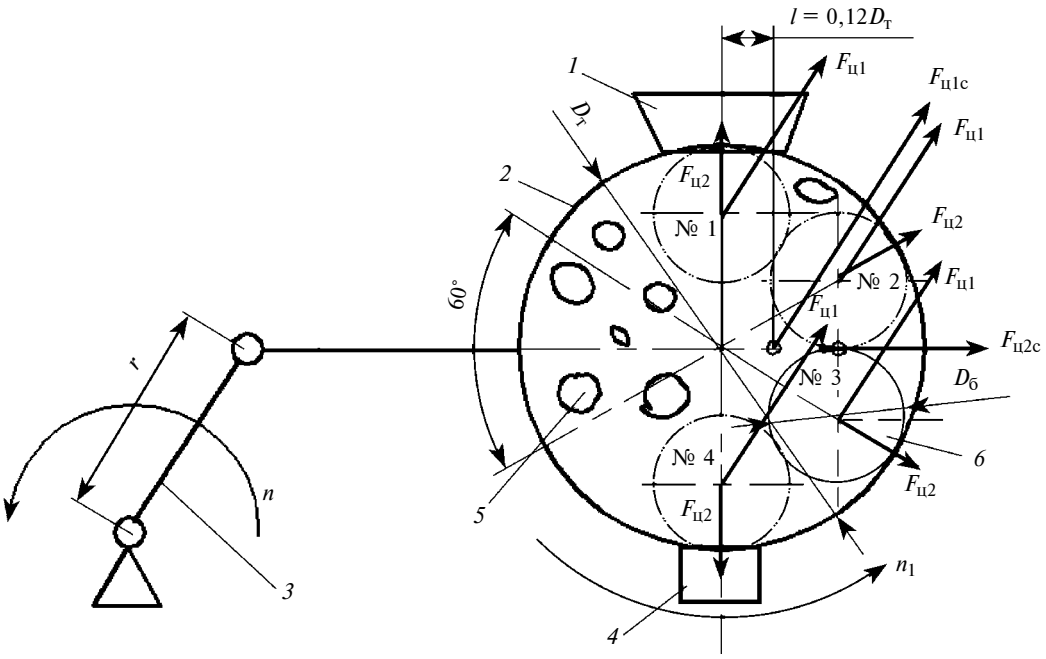


Рис. 1. Принципиальная схема центробежно-гирационной мельницы

ружности с радиусом, равным длине r кривошипа механизма мельницы [3, 4].

Плоскопараллельное перемещение помольной камеры позволяет засыпной воронке *1* все время находиться наверху, а высыпному патрубку *4* — внизу, что создает большое удобство для засыпки сырья *5* и выгрузки готового продукта из помольной камеры.

Рассмотрим характер движения одного цилиндрического помольного тела (болванки) *6* массой m и диаметром $D_б$ в помольной камере-трубе с внутренним диаметром $D_т$ при вращении кривошипа *3* радиусом r с частотой n (см. рис. 1). При вращении кривошипа на помольное тело действуют:

1) сила тяжести $P = mg$, направленная всегда вниз;

2) центробежная сила, направленная параллельно положению кривошипа *3* и вместе с кривошипом вращающаяся в ту же сторону с такой же частотой n:

$$F_{ц1} = mr\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2.$$

Под действием этой силы помольное тело начинает двигаться по внутренней поверхности помольной камеры-трубы. Движение происходит по окружности радиусом $R_к = (D_т - D_б)/2$ в направлении вращения кривошипа.

Сила $F_{ц1}$ направлена по касательной к окружности движения помольного тела. При этом движении возникает вторая центробежная сила $F_{ц2}$, которая направлена вдоль радиуса помольной камеры-трубы и составляет

$$F_{ц2} = mR_к\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2.$$

Эта сила все время прижимает помольное тело к стенке помольной камеры-трубы. Таким образом, на помольное тело в общем случае действуют три силы, участвующие в перемоле сырья: силы P и $F_{ц2}$ давят сырье, а сила $F_{ц1}$ разбивает сырье.

Рассмотрим взаимодействие нескольких одинаковых помольных тел. Согласно рис. 1 на каждое из помольных тел действуют сила $F_{ц1}$ и сила тяжести P. Помольные тела занимают разное положение в помольной камере, поэтому только одно тело может занимать такое положение, при котором его сила $F_{ц1}$ направлена по касательной к окружности движения, и только для этого тела она является полностью движущей силой (на рис. 1 это тело № 3). Для остальных тел сила $F_{ц1}$ является либо частично движущей (тела № 2 и № 4), либо противодействующей движению (тело № 1), т. е. в этом случае только одно помольное тело является полностью приводным и выступает в роли двигателя всей системы помольных тел. Некоторые тела ему в этом помогают, некоторые — противодействуют. При этом вращение всей системы помольных тел происходит с частотой n_1, намного меньшей частоты n, так как есть противодействие некоторых помольных тел и сырья. Практические наблюдения показали, что частота n_1 вращения приблизительно в $S = 4 - 6$ разам меньше частоты n. Диапазон значений S зависит от n (чем больше n, тем меньше S), твердости сырья и т.д. При несовпадении значений частот вращения в роли двигателя всей системы оказываются по порядку все ее помольные тела.

Для успешной работы системы помольных тел очень важно обеспечить их движение с прижиманием к стенкам помольной камеры-трубы, но с

учетом того, что $n_1 \ll n$, условие постоянного прижимания помольных тел к стенкам камеры-трубы не всегда выполняется, особенно во время прохождения верхней точки. В этом случае следует обеспечить невозможность падения верхнего помольного тела к центру камеры-трубы, что мгновенно собьет весь ритм движения помольных тел. Это можно обеспечить подбором геометрических параметров $D_б$, $D_т$ и числом N помольных тел. Согласно экспериментам оптимальным является $N = 4$, при $N = 3$ и 5 эффективность движения помольных тел ухудшается. Также из опытов следует, что выбирать параметры $D_б$ и $D_т$ надо из соотношения $D_т/D_б = 3{,}1 \div 3{,}0$. Практические испытания мельницы проводились на полигоне Государственного научно-производственного объединения промышленной экологии "Казмеханобр", входящего в состав Национального центра по комплексной переработке минерального сырья Республики Казахстан.

В помольной камере находятся куски сырья разных размеров. Они движутся по окружности вместе с помольными телами, и на них действуют те же силы, что и на помольные тела. Куски сырья движутся по окружностям разных радиусов и с разными скоростями. В процессе движения куски попадают под удар помольных тел, под их истирающее воздействие и т.д. Помольные тела воздействуют как силой гравитации, так и центробежной силой, которая намного больше силы гравитации. Такое энергичное и комбинированное воздействие на сырье способствует его быстрому измельчению. Кроме того, при вращении кусков сырья они активно контактируют друг с другом, что также способствует их самоизмельчению.

Последнее явление можно использовать при создании мельниц самоизмельчения без применения помольных тел для работы с мягким минеральным сырьем, например гипсом, баритом, известняком, углем и т.д. Отсутствие помольных тел позволит получить очень большую частоту вращения кривошипа, что значительно увеличит динамические центробежные силы, воздействующие на куски сырья, и силу их соударения.

Так как силы $F_{ц2}$ направлены в разные стороны, то их векторная сумма невелика и ее влияние на динамическую устойчивость мельницы не очень заметно, но эти центробежные силы не уравновешены и понижают работоспособность устройства. Определим их приблизительное значение. Примем отношение $D_т/D_б = 3{,}1$. Из рис. 1 видно, что при этом отношении силы $F_{ц2}$ тел № 1 и № 4 направлены в диаметрально противоположные стороны и самоуничтожаются. Силы $F_{ц2}$ тел № 2 и № 3 направлены под углом 60°. Их суммирующая векторная сила составляет:

$$F_{ц2с} = 2F_{ц2}\cos 30^\circ = 1{,}73F_{ц2}.$$

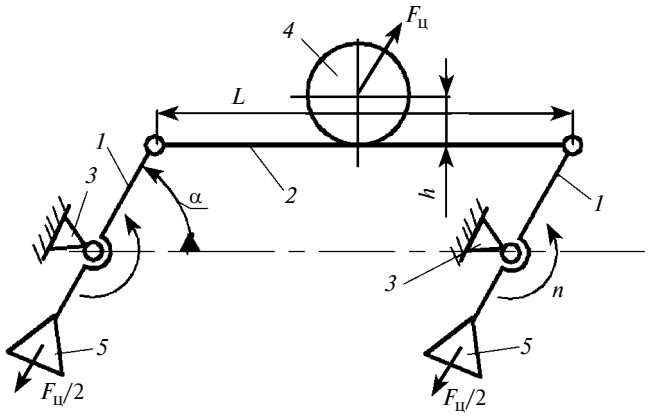


Рис. 2. Базовая схема центробежной мельницы

Сила $F_{ц2с}$ проходит через центр помольной камеры и вращается с частотой n_1.

Суммирующая сил $F_{ц1}$ равна их сумме, а так как все силы равны и направлены в одну сторону, то $F_{ц1с} = 4F_{ц1}$. Точка приложения этой силы находится на расстоянии $l = 0{,}12D_т$ от центра помольной камеры. Эта точка вращается с частотой n_1.

В настоящее время существует базовая конструкция мельницы, работающая по описанному принципу [3]. Эта мельница имеет ряд существенных недостатков, препятствующих ее широкому распространению (рис. 2). Это динамическая неуравновешенность мельницы, большая металлоемкость конструкции, ее сложность и высокая стоимость. Кроме того, имеется избыточная кинематическая связь (кривошипы одновременно приводятся во вращение шатуном и зубчатыми колесами), что создает проблемы при сборке и эксплуатации. Мельница состоит из двух одинаковых кривошипов *1*, соединенных шатуном *2*, которые вместе со стойками *3* составляют параллелограмм. На шатуне установлена помольная камера-труба *4*. На кривошипах имеются противовесы *5*.

Для полной уравновешенности механизма необходимо, чтобы векторная сумма всех статических сил P_i, приложенных к механизму, сумма крутящих моментов M_i этих сил, векторная сумма всех динамических сил $F_{д_i}$ и сумма крутящих моментов $M_{д_i}$ от этих сил равнялись нулю, т. е. выполнялись условия:

$$\Sigma P_i = 0;$$

$$\Sigma M_i = 0;$$

$$\Sigma F_{д_i} = 0; \quad (1)$$

$$\Sigma M_{д_i} = 0. \quad (2)$$

В рассмотренной схеме условие (2) выполняется не всегда. При осуществлении условия (1) центробежная сила $F_ц$ помольной камеры должна уравновешиваться центробежными силами двух проти-

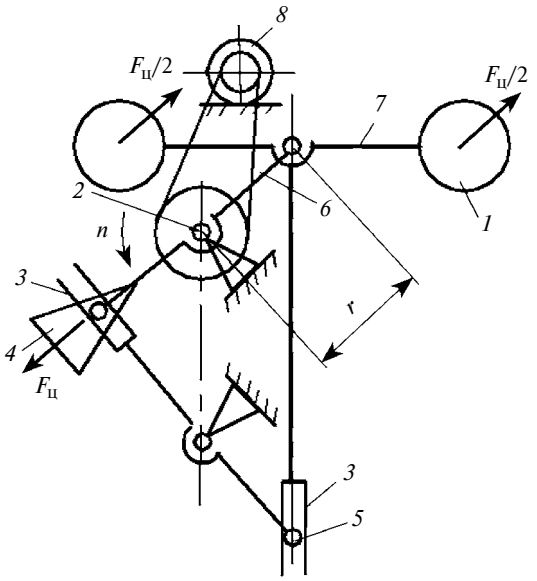


Рис. 3. Схема предлагаемой центробежно-гирационной мельницы: *1* — помольная камера; *2* — кривошипный вал; *3* — вилка; *4* — противовес; *5* — палец; *6* — кривошип; *7* — водило; *8* — двигатель

вовесов, следовательно, сила одного противовеса равна $F_ц/2$. Помольная камера установлена по центру шатуна *2* длиной L. Центр тяжести помольной камеры в данной схеме всегда поднят на расстояние h относительно линии шатуна. Это диктуется конструктивными требованиями обеспечения свободного прохода противовесов. Условие (2) для данной схемы выглядит следующим образом:

$$\frac{F_ц}{2} L\sin\alpha - F_ц\left[\frac{L}{2}\sin\alpha + h\cos\alpha\right] = 0.$$

Данное равенство правомерно только при условии $h = 0$ или $\alpha = 90°$ и $270°$. При $\alpha = 0$ или $180°$ имеем неуравновешенный момент $M = F_ц h$.

В работах [3, 4] предложена схема центробежно-гирационной мельницы (рис. 3), в которой применен кулисный механизм. В этой схеме достигнута теоретическая уравновешенность механизма (помольные камеры *1* рассмотрены как целые тела). Мельница отличается существенными конструктивными преимуществами: имеется один кривошипный вал *2*, нет избыточной связи, не требуются зубчатые колеса, что значительно упростило конструкцию.

Силовой анализ центробежно-гирационной мельницы

Проведем силовой анализ представленной на рис. 3 схемы с учетом перемещения помольных тел в помольных камерах-трубах. Конструктивные параметры мельницы: диаметр трубы $D_т$ = 140 мм, диаметр болванки $D_б$ = 45 мм, длина кривошипа r = 15 мм, частота вращения кривошипного вала n = 500 мин$^{-1}$, частота вращения помольной камеры-трубы n_1 = 100 мин$^{-1}$, масса болванки m = 7 кг, масса кривошипа $m_к$ = 20 кг, масса трубы $m_т$ = 10 кг, число труб — 2 шт.

Определим общую центробежную силу $F_{ц1о}$ по формуле

$$F_{ц1о} = (8m + 2m_т + m_к)r\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2 = 3600 \text{ Н}.$$

Эту силу можно уравновесить (уничтожить) установкой противовеса.

Центробежные силы $F_{ц1}$ и $F_{ц2}$ одной болванки составляют:

$$F_{ц1} = mr\left(\frac{\pi n}{30}\right)^2 = 262{,}5 \text{ Н};$$

$$F_{ц2} = mR_к\left(\frac{\pi n_1}{30}\right)^2 = 33{,}25 \text{ Н}.$$

Неуравновешенная сила $F_{ц2с}$ от вращения болванок в трубе составляет

$$F_{ц2с} = 1{,}73F_{ц2} = 57{,}5 \text{ Н}.$$

Неуравновешенный момент от перемещения болванок в трубе

$$M_н = (0{,}12D_т)4F_{ц1} = 17{,}6 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

Из расчетов видно, что неуравновешенные динамические сила и момент невелики по сравнению с общей центробежной силой, но их влияние необходимо учитывать при проектировании мельницы. В частности, необходимо обеспечить достаточную жесткость вилок *3* (см. рис. 3) и их хорошее смазывание для уменьшения износа. В расчете не учтено влияние сырья, которое оказывает уравновешивающее действие, так как основная его масса находится в помольной камере с противоположной стороны от помольных тел (болванок), но масса

Рис. 4. Новая мельница № 2 на полигоне института "Казмеханобр"

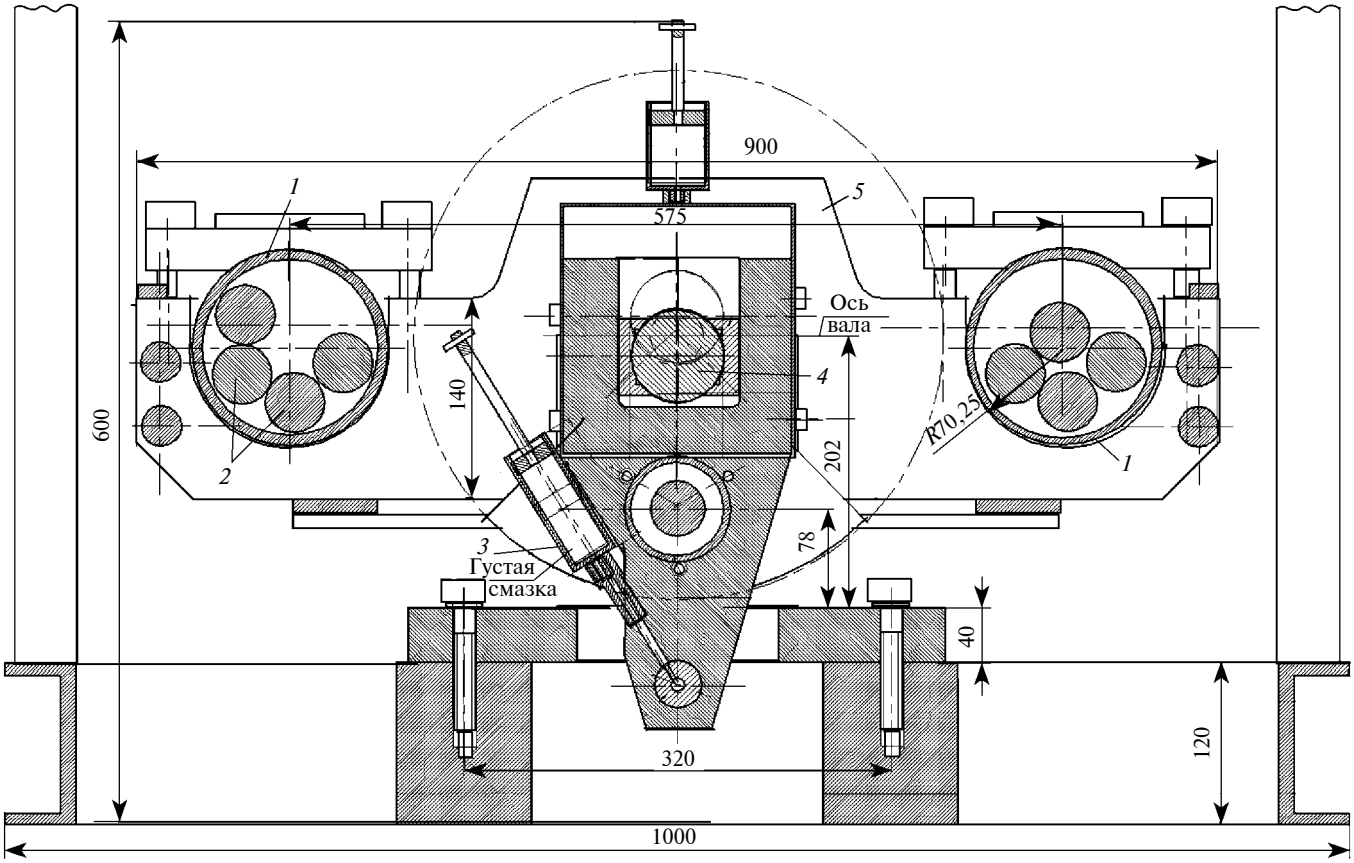


Рис. 5. Чертеж модернизированной мельницы — поперечный разрез:
1 — помольная камера; *2* — помольное тело; *3* — вилка; *4* — кривошипный вал; *5* — водило

сырья намного меньше массы стальных помольных тел.

В настоящее время по предложенной схеме изготовлены две опытные мельницы, характеристики которых приведены в табл. 2. Предлагаемые мельницы имеют удельную производительность 150 кг/кВт или 7 кВт на тонну продукции. По этому показателю они превосходят шаровые мельницы в 2,5 раза. На рис. 4 представлена мельница № 2 (см. табл. 2).

Испытания мельниц показали их экономичность в потреблении энергии, но выявили недостатки, основные из которых недостаточная долговечность отдельных узлов и необходимость в системе смазывания. На основе анализа недостатков подготовлен рабочий проект модернизированной малой мельницы. На рис. 5 приведена часть сборочного чертежа этой мельницы (поперечный разрез). В конструкции значительно усилен узел кулисы, установлены автономные масленки, усилена рама и т.д.

Разработка конструкции мельницы большой производительности

Актуальной задачей является создание мельницы большой производительности — 10 т/ч. При этом следует учесть влияние на такую мельницу фактора масштабности. Дальнейшее увеличение диаметра помольной камеры нецелесообразно, так как значительно увеличится динамическая неуравновешенность агрегата. Предлагается, не увеличивая диаметр камеры, увеличить до 12 число помольных камер (рис. 6).

Большое число помольных камер увеличит их общий объем. Несинхронное вращение большого числа болванок (48 шт.) позволит значительно

Таблица 2

Мельница	Масса, кг	Габаритные размеры, мм	Мощность, кВт	Число помольных камер	Диаметр болванки, мм	Наружный диаметр помольной камеры, мм	Частота n вращения вала, мин$^{-1}$	Производительность по руде, кг/ч	Размер входных кусков, мм	Дисперсность готового продукта, мкм
№ 1	350	1000×900×800	2,2	2	45	140	500	320÷350	20÷30	20÷70
№ 2	3800	1600×1200×1000	22	4	70	220	450	3000÷3400	30÷40	20÷70
№ 3	7000	2400×2350×1600	80	12	70	220	450	10000	—	—

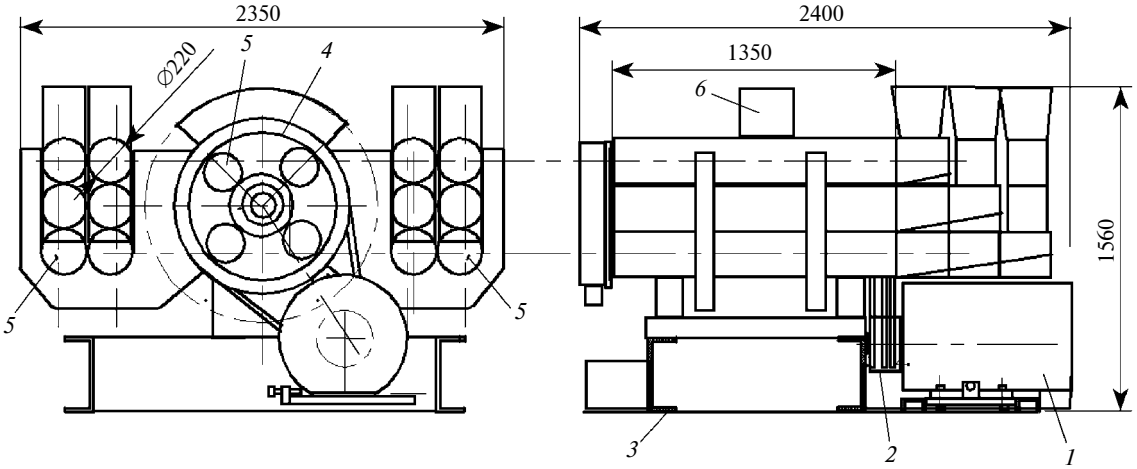


Рис. 6. Чертеж мельницы производительностью 10 т/ч:
1 — электродвигатель; *2* — ременная передача; *3* — рама; *4* — помольная камера; *5* — болванки; *6* — засыпная воронка

уменьшить динамическое влияние движения болванок (движения будут гасить друг друга). Из рис. 7 видно, что основные центробежные силы F_{1c} каждой помольной камеры-трубы равны между собой, направлены в одну сторону, но могут находиться в любом месте на окружности D радиусом $0{,}12D_т$. Этот радиус — небольшой, и можно считать, что местоположение результирующей основной центробежной силы, равной $6F_{1c}$ для одного блока из шести труб, постоянно.

Вторые центробежные силы F_{2c} в каждой трубе направлены в разные стороны. Векторная сумма этих сил в одном блоке из шести труб изменяется от $6F_{2c}$ до нуля. Для расчетов можно принять ее значение равным $3F_{2c}$, направление — параллельным силе F_{1c}. Общее влияние этой силы на динамику мельницы невелико.

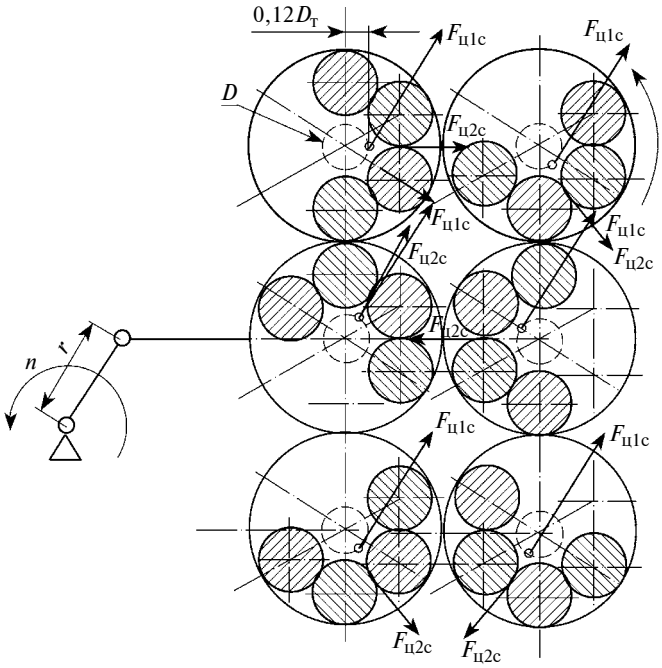


Рис. 7. Схема перемещения болванок в большой мельнице

Также необходимо существенно увеличить массу станины мельницы. В табл. 2 указаны предполагаемые характеристики мельницы № 3. По расчетам на 1 т руды мельница расходует не более 8 кВт энергии.

Создание такой мельницы значительно увеличит эффективность процесса измельчения. Годовая выработка составит около 60 000 т руды, что соответствует потребности среднего рудника. Годовая экономия электроэнергии составит около 1 000 000 кВт.

При увеличении размеров мельницы сдерживающим фактором является размер противовеса. В предлагаемой мельнице масса противовеса составит приблизительно 350 кг. Он будет подвергаться значительным центробежным нагрузкам. Как перспективное направление на будущее предлагается схема мельницы без противовеса [5, 6].

Таким образом, предложена оригинальная конструкция центробежно-гирационной мельницы, приведена методика силового расчета с доказательствами динамической устойчивости мельницы, даны рекомендации по проектированию мельницы большой производительности — до 10 т/ч руды.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Перов В. А., Андреев Е. Е., Биленко Л. Ф.** Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Недра, 1990. С. 88.
2. **Henan Liming.** Heavy Industry Science & Technology Co., Ltd http://www.break-day.com/ver3.0/product/ball_mill.htm
3. **Askarov E. S.** Centrifugial-gyrational mill with a coulisse drive mechanism. // Russian engeneering research. 2003. N. 9. P. 53—56.
4. **Пат. 6175. РК.** МПК: B02C17/08 Центробежно-кулисная одновальная мельница.
5. **Askarov E. S.** Centrifugial-gyrational mill with no countrweight // Russian engeneering research. 2013. N. 3. P. 150, 151.
6. **Пат. 26229 РК.** МПК: B02C17/08 Центробежная мельница без противовеса.

УДК 621.752.3

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук, С. Н. ОХУЛКОВ, канд. физ.-мат. наук, А. Н. ОСМЕХИН, канд. техн. наук, Г. К. КОРЕНДЯСЕВ, канд. техн. наук (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), gord349@mail.ru

Оценка упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты вращающихся валов[1]

Рассмотрен подход к оценке упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты дизель-генераторной установки электростанций автономных объектов. Проведена оценка максимальных деформаций сдвига вращающегося вала ротора тягового генератора на базе метода конечных элементов.

Ключевые слова: моментная неуравновешенность, вал ротора, крутильные колебания, крутящие моменты, скорость распространения механических колебаний, максимальные деформации сдвига, электростанции автономных объектов.

The approach to the evaluation of the elastic and damping properties of a joint magnetorheological clutch of a diesel-generator installation of power plants of autonomous objects is considered. The maximum shear deformations of the rotational rotor shaft of the traction generator on the basis of the finite element method are estimated.

Keywords: moment unbalance, rotor shaft, torsional oscillations, torques, speed of propagation of mechanical oscillations, maximum shear deformations, power plants of autonomous objects.

На водном, автомобильном и железнодорожном транспорте большое распространение получили системы единой электростанции (ЕЭС) автономного объекта [1—4]. При этом тяговые (гребные) электродвигатели подключаются вместе с другими потребителями к ЕЭС. Применение ЕЭС позволяет повысить надежность и упростить обслуживание энергосистемы автономного объекта вследствие уменьшения числа составляющих ее компонентов. В качестве первичных двигателей ЕЭС широко используются дизели и двигатели внутреннего сгорания (ДВС) модульной конструкции [5—8]. Как правило, ЕЭС строится на базе дизель-генераторных установок (ДГУ) постоянной частоты вращения [1—4].

Исследование и разработка ЕЭС на базе ДГУ переменной частоты вращения — новое техническое направление в малой энергетике.

Анализ показал, что отечественных и зарубежных научных публикаций, посвященных указанной тематике, мало. Особенно это относится к исследованиям динамических режимов работы с единой системой электроснабжения на базе ДГУ переменной частоты вращения и к синтезу систем регулирования каналов электродвижения [1—4].

Исследование динамических режимов работы ЕЭС автономных объектов является одной из основных задач при техническом обслуживании мощных дизелей ЕЭС автономных объектов, так как увеличивается число цилиндров, усложняется конструкция, имеется антивибратор-демпфер крутильных колебаний вращающегося коленчатого вала [8—10]. Встраиваемые системы, работающие при эксплуатации, позволяют выявлять неисправности на ранних этапах работы ЕЭС и ДГУ [11].

При диагностике ДГУ угловая скорость коленчатого вала измеряется с помощью индукционных датчиков. Датчики входят в состав электронной системы управления и установлены почти на всех современных ДГУ [5—7]. При создании систем диагностики ДГУ интерес представляют также и методы расчета и оценки моментной неуравновешенности вращения вала синхронного электрогенератора ДГУ [12, 13].

Во время работы дизеля при вспышках в цилиндрах выделяется большое количество энергии и резко увеличивается давление, вследствие чего и осуществляется поворот коленчатого вала шатунами. Так как число цилиндров ограниченно, то крутящий момент прикладывается к валу в определенные моменты времени, что отражается на частоте вращения [8, 9]. Изменение частоты вращения коленчатого вала 16-цилиндрового дизеля ДГУ во времени t представлено на рис. 1 (τ — период срабатывания цилиндров). Неравномерность частоты вращения коленчатого вала достигает 0,7 %.

Нагрузкой дизеля ДГУ ЕЭС является синхронный электрогенератор, ротор которого, как правило, соединен с коленчатым валом дизеля через соединительную муфту, которая поглощает осевые, радиальные и угловые смещения с наименьшими силами реакции благодаря своим упругим и диссипативным свойствам [5—9]. Соединительная муфта вращающихся валов в ДГУ может быть магнитореологической с применением магнитореологичес-

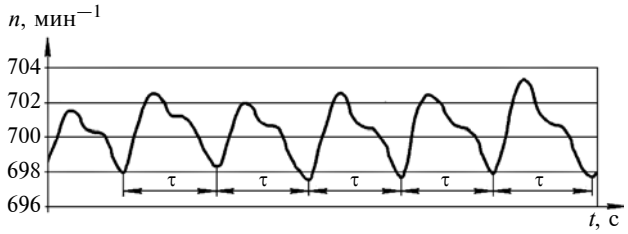


Рис. 1. Изменение частоты вращения коленчатого вала 16-цилиндрового дизеля во времени [8, 9]

[1] Исследование выполнено при поддержке грантом Российского научного фонда (проект № 15-19-10026).

ких жидкостей (МРЖ) в инерционных магнитореологических трансформаторах (МРТ) систем демпфирования вибрации и ударов [14, 15].

Задача оценки упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты для снижения переменных крутящих моментов вращающихся валов в стационарных и переходных режимах работы электрогенератора актуальна и отвечает современным запросам машиностроения [13, 16].

Недостатки дизель-электрических установок ЕЭС

В автономных системах электроснабжения в качестве источника электрической энергии чаще всего используются ДГУ, в которых, как правило, применяются две системы автоматического управления: система автоматического управления (САУ) частотой вращения дизеля и система автоматического управления напряжением электрогенератора [1—4]. Назначение первой САУ — стабилизация частоты вращения дизеля, назначение второй — стабилизация напряжения генератора [1—4].

Схема ДГУ ЕЭС, представленная на рис. 2, отличается от классической схемы дизель-электрической установки ЕЭС наличием в САУ автоматического управления частотой вращения дизеля измерителя *8* крутящего момента и крутильных колебаний.

Дизель *1* приводит во вращение ротор синхронного электрогенератора *2*. Частота напряжения на выходе синхронного электрогенератора *2* пропорциональна частоте вращения ротора, а значение напряжения пропорционально току возбуждения электрогенератора.

Регулятор *6* частоты вращения коленчатого вала определяет частоту выходного напряжения синхронного электрогенератора *2* и, воздействуя на органы управления *3* дизеля *1*, поддерживает постоянной частоту вращения коленчатого вала дизеля *1*, обеспечивая тем самым стабилизацию частоты выходного напряжения электрогенератора *2* во всех режимах работы. Регулятор *7* напряжения синхронного электрогенератора путем воздействия на его ток возбуждения поддерживает значение выходного напряжения близким к заданному при всех допустимых нагрузках. Измеритель *8* крутящего момента и крутильных колебаний измеряет крутящий момент и моментную неуравновешенность на валу ротора синхронного электрогенератора *2*, а также предохраняет дизель *1* и электрогенератор *2* от аварийных режимов работы и позволяет значительно уменьшить число аварийных ситуаций и продлить срок службы ДГУ ЕЭС.

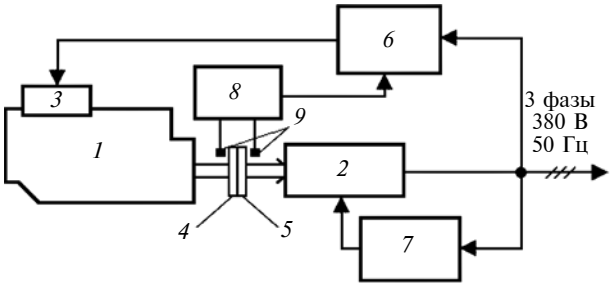


Рис. 2. Схема дизель-электрической установки ЕЭС с измерителем крутящего момента и крутильных колебаний

При диагностике и автоматическом управлении ДГУ мгновенная угловая скорость коленчатого вала дизеля *1* измеряется с помощью индукционных датчиков *9* [5—7], показания которых о частоте вращения коленчатого вала снимаются с ведущего *4* и ведомого *5* дисков пластинчатой муфты, соединяющей коленчатый вал дизеля *1* и вал ротора тягового синхронного генератора *2*.

Введение в состав ДГУ ЕЭС измерителя *8* крутящего момента и крутильных колебаний позволяет осуществить защиту ДГУ по крутящим моментам вращающихся валов дизеля *1* и синхронного электрогенератора *2* посредством сравнения текущих значений дисбалансов моментов на валах дизеля *1* и электрогенератора *2* с их пороговыми значениями [5—7].

При создании систем автоматического управления, диагностики и средств защиты по крутящим моментам вращающихся валов дизеля *1* и электрогенератора *2* ДГУ необходимы расчет и оценка упругих и демпфирующих свойств соединительной муфты, которая демпфирует переменные дисбалансы моментов на валах дизеля *1* и синхронного электрогенератора *2* в стационарных и переходных режимах работы [13, 17].

Классические схемы ДГУ имеют принципиальные недостатки [1—4]:

необходимость работы при постоянной частоте вращения, требуемой для стабилизации частоты выходного напряжения, вынуждает отказываться от режимов, обеспечивающих уменьшение расхода топлива и увеличивающих срок службы дизеля. При нагрузке менее 20 % от номинальной при сохранении постоянной частоты вращения дизеля длительно эксплуатировать ДЭС нельзя, так как при этом происходит закоксовывание внутренней поверхности цилиндров;

при резких изменениях электрической нагрузки в начальный момент происходит значительное изменение напряжения генератора (до 20 % от номинального), которое не может быть парировано САУ напряжением электрогенератора. Это связано с характеристиками электрогенератора и практически не устраняется автоматической системой;

в САУ ДГУ нет измерителя крутящего момента и крутильных колебаний, несущих информацию о переменных торсионных крутящих моментах вращающихся валов в стационарных и переходных режимах работы электрогенератора.

Для устранения отмеченных недостатков, присущих традиционной схеме построения ДГУ единой электростанции автономного объекта, необходимо решить следующие задачи:

создать источник электроэнергии, вырабатывающий напряжение постоянной частоты и постоянной величины (естественно, с допустимой погрешностью) с лучшими динамическими характеристиками при условии допустимости переменной частоты вращения дизеля;

создать САУ оптимизации частоты вращения дизеля по минимуму расхода топлива;

создать САУ оптимизации частоты вращения дизеля с измерителем крутящего момента и крутильных колебаний, несущих информацию о переменных торсионных крутящих моментах вращающихся валов в стационарных и переходных режимах работы электрогенератора, что позволяет осуществить защиту ДГУ по крутящим моментам.

Решить первую и вторую задачи можно, используя электрогенератор любого типа (синхронный генератор, синхронный генератор с постоянными магнитами, асинхронный генератор, генератор постоянного тока) с подключением к нему электронного блока, преобразующего напряжение генератора в трехфазное напряжение требуемых величины и частоты. Решение второй задачи может быть достигнуто использованием вычислительной техники с соответствующим программным обеспечением [1—4].

В данной статье рассмотрен подход к третьей задаче — оценке упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты для снижения переменных крутящих моментов вращающихся валов в стационарных режимах работы электрогенератора [16].

Оценка упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты

При оценке упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты ДГУ электростанций автономных объектов применяют подход, основанный на определении отношения крутящих моментов от крутильных колебаний на ведомом и ведущем вращающихся валах ДГУ ЕЭС.

При таком подходе считаем, что ведущий диск соединительной магнитореологической муфты, связанный с коленчатым валом дизеля, является входным звеном, а ведомый диск соединительной магнитореологической муфты, связанный с валом ротора синхронного электрогенератора, — выходным звеном механической цепи ДГУ ЕЭС. При этом считаем, что коленчатый вал дизеля приведен к валу ротора синхронного электрогенератора [9, 16, 18, 19].

Далее считаем, что валы вращаются с угловой скоростью $\omega_{вр}$ и при вращении вследствие действия крутящих моментов M_x^+ и M_x^- возникают крутильные колебания с частотой $\Omega_{кр}$, причем величины закручивания элементов валов не остаются постоянными и равными углу φ_x закрутки, а изменяются с линейной скоростью $v_л = \Omega_{кр} r$, где r — радиус элемента приведенного вала ДГУ [16].

На основании положений работ [16, 18—20] максимальные деформации ε_{max} и напряжения σ крайних участков (элементов круглого сечения) приведенных коленчатого вала дизеля и вала электрогенератора определяются выражениями:

$$\varepsilon_{max} = \frac{v_л \tau}{h} = v_л \sqrt{\frac{2\rho(1+\mu)}{E}} = \frac{v_л}{v}; \quad (1)$$

$$\sigma = G\varepsilon_{max} = \frac{G v_л}{v} = G v_л \sqrt{\frac{2\rho(1+\mu)}{E}}, \quad (2)$$

где h и τ — шаги дискретизации по координате и времени; E — модуль упругости; G — модуль сдвига; μ — коэффициент Пуассона; ρ — плотность материала вала; v — скорость распространения механических колебаний в теле вала.

В соответствии с выражением из работы [16] $A = (G\tau^2)/(\rho h^2) = 1$ шаг по времени для приведенных валов круглого сечения определяется как

$$\tau = h\sqrt{\rho/G}.$$

Время закрутки крайних элементов приведенных коленчатого вала дизеля и вала электрогенератора составляет:

$$T_{сж} = L\sqrt{\rho/G},$$

где L — длина базовых участков приведенных вращающихся валов ДГУ.

Известно [11, 16], что скорость распространения механических колебаний в твердых телах определяется выражением

$$v = \sqrt{E/\rho}.$$

Механические колебания элементов приведенных валов являются волнами кручения, и они чисто поперечные и не дисперсионные, их скорость не зависит от длины волны [11, 16]. Поэтому если твердые тела закручиваются (в нашем случае — элементы валов), то скорость распространения механических колебаний в них определяется как

$$v = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\mu)}}.$$

Схема распространения волны кручения в элементах приведенных валов ДГУ круглого сечения показана на рис. 3.

Время закрутки приведенных валов составляет [16]:

$$T_з = T_{сж} = L/v. \quad (3)$$

Как видим, максимальные деформации и напряжения упругих элементов приведенных вращаю-

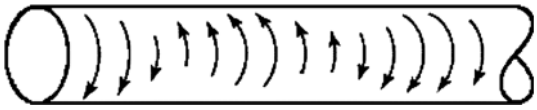


Рис. 3. Схема распространения волны кручения по длине вала круглого сечения

щихся валов механической цепи ДГУ определяются выражениями (1) и (2), и они прямо пропорциональны линейной скорости, т. е. при приложении переменных крутящих моментов являются функциями $\varepsilon = f(v_л)$ и $\sigma = f(v_л)$, а так как $v_л = \Omega_{кр} r$, то искомые величины являются и функциями частоты крутильных колебаний элементов приведенных валов, т. е. $\varepsilon = f(\Omega_{кр})$ и $\sigma = f(\Omega_{кр})$.

Так, например, для приведенного вала ротора электрогенератора ДГУ при частоте крутильных колебаний $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с и радиусе вала $r = 0{,}06$ м линейная скорость закручивания элементов вала составит:

$$v_л = \Omega_{кр} r = 6{,}28 \cdot 0{,}06 = 0{,}3768 = 376{,}8 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}.$$

Если, например, материал вала ротора электрогенератора имеет характеристики $G = 8 \cdot 10^{10}$ Н/м^2 и $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3, а шаг сетки выбран $h = 0{,}06$ м, то в соответствии с работой [16] шаг по времени составит

$$\tau = 0{,}06 \sqrt{\frac{7{,}8 \cdot 10^3}{8 \cdot 10^{10}}} \approx 18{,}735 \cdot 10^{-6} \text{ с}.$$

Если элементы вала ротора электрогенератора закручиваются со скоростью $v_л = 376{,}8 \cdot 10^{-3}$ м/с, то из выражения (3) получаем следующие максимальные деформации во всех элементах вала ротора:

$$\varepsilon_{max} = \frac{v_л \tau}{h} = \frac{376{,}8 \cdot 10^{-3} \cdot 18{,}735 \cdot 10^{-6}}{0{,}06} = 117{,}656 \cdot 10^{-6}.$$

Таким образом, максимальные деформации во всех элементах вала ротора невелики. Поэтому и каждая единица для элементов вала ротора равна 117,656 мкм. Максимальные напряжения во всех элементах вала синхронного электрогенератора составляют [16]:

$$\sigma = G\varepsilon_{max} = 8 \cdot 10^{10} \cdot 117{,}656 \cdot 10^{-6} = 941{,}25 \cdot 10^4 = 9412{,}5 \cdot 10^3 \text{ Н/м}^2.$$

Максимальный взаимный поворот сечений всех элементов на валу ротора электрогенератора относительно друг друга находим, заменяя $\mathrm{tg}\alpha$ максимальными деформациями ε_{max} из выражений:

$$\varepsilon_{max} = \mathrm{tg}\alpha = \frac{(\varphi_{x,\,i+1} - \varphi_{x,\,i})r}{h};$$

$$\Delta\varphi_{max} = (\varphi_{x,i+1} - \varphi_{x,i}) = \frac{\varepsilon_{max} h}{r}.$$

Воспользуемся данными приведенного примера: $\varepsilon_{max} = 117{,}656 \cdot 10^{-6}$; $r = 0{,}06$ м; $h = 0{,}06$ м. Тогда максимальный взаимный поворот сечений всех элементов вала ротора электрогенератора относительно друг друга составит:

$$\Delta\varphi_{max} = (\varphi_{x,i+1} - \varphi_{x,i}) = \frac{\varepsilon_{max} h}{r} = \frac{117{,}656 \cdot 10^{-6} \cdot 0{,}06}{0{,}06} = 117{,}656 \cdot 10^{-6} \text{ рад}.$$

В угловых единицах максимальные деформации во всех элементах этого вала по углам поворота сечений $\Delta\varphi_{max} \approx 24{,}268'' \approx 0{,}404'$.

Максимальный угол закрутки вала ротора электрогенератора длиной $L = 23{,}666 \cdot 60 = 1420$ мм составит:

$$\Delta\varphi_{в.max} = 23{,}666 \frac{\varepsilon_{max} h}{r} = 23{,}666 \cdot 117{,}656 \cdot 10^{-6} = 2784{,}525 \cdot 10^{-6} \text{ рад}.$$

В угловых единицах максимальная деформация этого вала:

$$\Delta\varphi_{в.\,max} \approx 23{,}666 \cdot 242{,}683'' = 574{,}35''$$

$$\text{или } \Delta\varphi_{в.\,max} \approx 23{,}666 \cdot 0{,}404' = 9{,}5725'.$$

Максимальное время закрутки вала ротора электрогенератора длиной 1420 мм при $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с и периоде крутильных колебаний $T_{кр} = 1{,}0$ с составит:

$$T_{з.max} = T_{сж} = \frac{\Delta\varphi_{в.max}}{2\pi} T_{кр} = \frac{2784{,}525 \cdot 10^{-6}}{2\pi} \cdot 1{,}0 = 443{,}3 \cdot 10^{-6} \text{ с}.$$

Допустимый номинальный крутящий момент на валу ротора электрогенератора определяется выражением:

$$M_{кр.н} = \frac{\Delta\varphi}{L} G \int_S R^2 \mathrm{d}S. \qquad (4)$$

Интеграл в выражении (4) — полярный момент инерции сечения вала радиуса R ротора электрогенератора. Вал ротора электрогенератора постоянного сечения имеет постоянный по длине вала и не зависящий от длины его базового участка (база $L = 1420$ мм) полярный момент инерции сечения

$$J_p = \int_S R^2 \mathrm{d}S.$$

Для сечения вала ротора электрогенератора радиусом $R = 0{,}06$ м полярный момент инерции определяется выражением: $J_p = \pi R^4/2$ [20]; модуль сдвига вала ротора электрогенератора $G = 8 \cdot 10^{10}$ Н/м^2; плотность материала вала ротора электрогенератора $\rho = 7{,}8 \cdot 10^3$ кг/м^3; жесткость $GJ_p = G\pi R^4/2 = 1{,}6286 \cdot 10^6$ Н · м^2.

Крутящий момент от действия крутильных колебаний на валу ротора электрического генератора при частоте крутильных колебаний $\Omega_{кр} = 6{,}28$ рад/с определяем по выражению:

$$M_{кр.э.г} = \frac{\Delta\varphi_{в.max}}{L} GJ_p =$$

$$= \frac{2784{,}525 \cdot 10^{-6}}{1{,}42} 1{,}6286 \cdot 10^6 = 3193{,}6 \text{ Н} \cdot \text{м}.$$

Для ДГУ с 16-цилиндровым дизельным двигателем неравномерность частоты вращения коленчатого вала достигает 0,7 % (см. рис. 1). Чем ниже неравномерность, тем "спокойнее" работает двигатель, поэтому при неравномерности частоты вращения коленчатого вала в 0,7 % циклическая частота крутильных колебаний составляет $f_{кр.0,7} = 5{,}0$ Гц, или круговая частота $\Omega_{кр} = 5{,}0 \cdot 6{,}28 = 31{,}4$ рад/с.

При такой частоте крутильных колебаний коленчатого вала ДГУ крутящий момент от крутильных колебаний на крайних участках (элементах) коленчатого вала $M_{кр.кол.0,7} = 15{,}968 \cdot 10^3$ Н · м.

Если коленчатый вал ДГУ непосредственно соединить с валом ротора электрогенератора, то такой крутящий момент от вращающегося коленчатого вала ДГУ на вращающемся валу ротора электрогенератора создает угрозу прочности вала ротора, что может привести к поломке электрогенератора вследствие возрастания эксцентриситета вала ротора и возникающей вибрации [12, 13].

Для того чтобы вал ротора электрогенератора работал в рабочем диапазоне частот вращения без потери прочности, вал электрогенератора соединяют с коленчатым валом дизеля ДГУ через соединительную магнитореологическую муфту (см. рис. 2), которая обеспечивает соединение коленчатого вала дизеля с валом электрогенератора и дополнительно демпфирует возникающие наибольшие крутильные колебания благодаря своим упругим и диссипативным свойствам [9, 10]. Этим достигается равномерность вращения вала электрогенератора, что способствует его безопасной работе в ЕЭС автономного объекта.

Оценка упругих и демпфирующих свойств соединительной магнитореологической муфты для снижения переменных торсионных крутящих моментов вращающихся валов ДГУ в стационарных режимах работы основана на определении отношения крутящих моментов от крутильных колебаний на ведомом и ведущем вращающихся валах ДГУ ЕЭС (см. рис. 2).

По расчетным значениям крутящих моментов от крутильных колебаний на крайних участках приведенных ведомого и ведущего валов вычисляем отношение крутящих моментов $M_{кр.э.г.}$ и $M_{кр.кол.0,7}$:

$$\frac{M_{кр.э.г}}{M_{кр.кол.0,7}} = \frac{3{,}1936 \cdot 10^3 \text{ Н} \cdot \text{м}}{15{,}968 \cdot 10^3 \text{ Н} \cdot \text{м}} = 0{,}2. \qquad (5)$$

Согласно отношению (5) крутящих моментов от крутильных колебаний валов ДГУ соединительная магнитореологическая муфта ДГУ в 5 раз демпфирует (гасит) крутильные колебания коленчатого вала дизеля при неравномерности его частоты вращения в 0,7 %, что составляет −13,9794 дБ. Это значит, что моментная неравномерность частоты вращения вала электрогенератора ДГУ ЕЭС уменьшается и достигает 0,1428 %.

Отношение моментов $M_{кр.э.г}$ и $M_{кр.кол.0,7}$ на входе и выходе соединительной магнитореологической муфты вычисляется измерителем крутящего момента и крутильных колебаний, входящим в САУ оптимизации частоты вращения дизеля ДГУ ЕЭС автономных объектов (см. рис. 2).

Таким образом, посредством сравнения текущих значений отношения дисбалансов моментов на валах дизеля и синхронного генератора с их пороговыми значениями осуществляется защита ДГУ по крутящим моментам от крутильных колебаний коленчатого вала дизеля. Тем самым устраняются аварийные режимы работы дизеля и синхронного генератора, что позволяет значительно продлить срок службы ДГУ ЕЭС автономного объекта.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Дарьенков А. Б., Хватов О. С.** Автономная высокоэффективная электрогенерирующая станция // Труды НГТУ им. Р. Е. Алексеева / Н. Новгород: НГТУ им. Р. Е. Алексеева, 2009. Т. 77. С. 68—72.
2. **Хватов О. С., Дарьенков А. Б., Тарасов И. М.** Дизель-генераторная электростанция с переменной частотой вращения вала // Вестник Ивановского гос. энерг. ун-та. 2010. Вып. 2. С. 53—56.
3. **Хватов О. С., Дарьенков А. Б.** Интеллектуальные средства управления высокоэффективной дизель-генераторной установкой переменной частоты вращения // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 3. Ч. 4. Тула: Изд-во ТулГУ. 2010. С. 126—131.
4. **Высокоэффективная** дизель-генераторная электростанция переменной частоты вращения на основе машины двойного питания / И. А. Тарпанов, О. С. Хватов, А. Б. Дарьенков и др. // Приводная техника. 2010. № 5. С. 14—19.
5. **Тепловоз 2ТЭ10Л.** 2-е изд., перераб. и доп. М.: Транспорт, 1974. 320 с.
6. **Рудая К. И., Логинова Е. Ю.** Тепловозы. Электрическое оборудование и схемы. Устройство и ремонт: Учеб. для техн. М.: Транспорт, 1991. 303 с.
7. **Акимов П. П.** Судовые автоматизированные энергетические установки. М.: Транспорт, 1980. 352 с.
8. **Ваншейдт В. А.** Судовые двигатели внутреннего сгорания. Л.: Судостроение, 1977. 391 с.
9. **Истомин П. А.** Крутильные колебания в судовых ДВС. Л.: Судостроение, 1968. 303 с.
10. **Алексеев В. В., Болотин Ф. Ф., Кортын Г. Д.** Демпфирование колебаний в судовых валопроводах. Л.: Судостроение, 1973. 279 с.
11. **Генкин М. Д., Соколова А. Г.** Виброакустическая диагностика машин и механизмов. М.: Машиностроение, 1987.
12. **Справочник** по электрическим машинам. В 2 т. Т. 2. М.: Энергоатомиздат, 1989. 688 с.

УДК 62-112.5

В. В. ЕПИФАНОВ, д-р техн. наук (Ульяновский ГТУ), e-mail: v.epifanov73@mail.ru

Тенденции изменения конструктивно-технологических характеристик деталей машин в промышленности

Представлено сравнительное исследование конструктивно-технологических характеристик деталей машин и приборов регионального банка данных, сформированного в 1988 г., и выборки деталей 2014 г. Установлено, что относительные распределения характеристик деталей регионального банка данных и выборки совпадают на 90 %.

Ключевые слова: деталь, характеристика, банк данных, выборка, распределение, частость.

The comparative study of the structural and technological characteristics of machine parts and instruments of a regional data bank, formed in 1988, and a sample of parts in 2014 is presented. It is determined, that the relative distributions of the characteristics of the parts of the regional data bank and the sample coincide by 90 %.

Keywords: part, characteristic, data bank, sample, distribution, frequency.

Исследование конструктивно-технологических характеристик деталей машин необходимо для развития конструкций машин и приборов, разработки перспективных технологических процессов, технического перевооружения парка металлорежущего оборудования, в том числе с ЧПУ, развития стандартизации и унификации в промышленности [1, 2].

Важнейшей задачей для выявления общих закономерностей формирования конструктивно-технологических характеристик деталей машин во времени является создание представительного банка данных о деталях машин, отражающего требования производств различных отраслей промышленности. В идеальном случае такой банк должен быть создан на республиканском уровне. Однако в связи с большими затратами на такую работу в настоящее время это нереально. Поэтому предлагается ограничиться региональным уровнем, в частности машиностроительным комплексом Ульяновского региона [3]. В Ульяновском регионе сосредоточено около 15 крупных промышленных предприятий, представляющих различные отрасли промышленности: авиастроение, судостроение, станкостроение, автомобилестроение, приборостроение и др. По данным статистических отчетов номенклатура выпускаемых в области изделий во многом схожа с номенклатурой других промышленно развитых областей Поволжья, в частности Нижегородской и Самарской областей. Это позволяет считать, что региональный банк данных (РБД) о деталях, производимых в Ульяновской области, адекватно отражает требования машиностроительного комплекса Поволжья и, вероятно, в целом машиностроения России. РБД является единственным в нашей стране представительным информационным массивом данных о деталях.

Организация работ по формированию РБД заключалась в следующем: на каждом обследуемом промышленном предприятии были созданы рабочие группы из специалистов конструкторских и технологических подразделений для кодирования информации о деталях по разработанной методике [4]. Согласно данной методике конструктивные признаки каждой детали кодировали по Классификатору ЕСКД, разработанному в качестве информационного обеспечения ГОСТ 2.201—80 "ЕСКД. Обозначение изделий и конструкторских документов" [5, 6]. Классификатор ЕСКД является единой классификационной обезличенной системой (независимо от названия, номера детали и др.) обозначения изделий и конструкторских документов машиностроения и приборостроения. При кодировании по Классификатору ЕСКД детали присва-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 9)

13. **Шубов И. Г.** Шум и вибрация электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.

14. **Системы** виброзащиты с использованием инерционности и диссипации реологических сред / Б. А. Гордеев, В. И. Ерофеев, А. В. Синев, О. О. Мугин // М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. 175 с.

15. **Применение** магнитореологических жидкостей в машиностроении. / Б. А. Гордеев, С. Н. Охулков, А. С. Плехов, П.А Злобин // Приволжский научный журнал. 2014. № 4. С. 29—42.

16. **Маквецов Е. Н., Тартаковский А. М.** Механические воздействия и защита радиоэлектронной аппаратуры: Учеб. для вузов. М.: Радио и связь, 1993. 200 с.

17. **Вибрации** в технике: Справочник. В 6 т. / Пред. ред. кол. В. Н. Челомей. М.: Машиностроение, 1980. Т. 3. Колебания машин, конструкций и их элементов. / Под ред. Ф. М. Дементберга и К. С. Колесникова. 544 с.

18. **Терских В. П.** Расчет крутильных колебаний силовых установок. М.: Машгиз, 1953. 259 с.

19. **Терских В. П.** Крутильные колебания валопровода силовых установок. Исследования и методы расчета / В. П. Терских. Т. 3. Л.: Судостроение, 1970. 272 с.

20. **Биргер И. А., Шор Б. Ф., Шнейдерович Р. М.** Расчет на прочность деталей машин. М.: Машиностроение, 1966. 616 с.

ивается шестизначный цифровой код, который описывает конструктивные характеристики детали. Технологические характеристики (габаритные размеры, материал, шероховатость, точность и др.) детали по методике представляются в истинных значениях с чертежа детали (например, ∅100; *Ra* 2,5; сталь 45 и т. д.).

Таким образом, на каждую деталь заполнялась (вручную или на ЭВМ) информационная карта детали. Закодированная информация заносилась в базу данных ЭВМ и поступала в проблемную научно-исследовательскую лабораторию при Ульяновском техническом университете, которая осуществляла организационно-методическое обеспечение формирования и анализа РБД.

РБД был сформирован в 1988 г. на ЭВМ и содержит информацию почти о 200 тыс. деталей 15 промышленных предприятий. Анализ РБД по геометрической форме деталей (таблица) показал, что наиболее распространенными (37,75 %) на предприятиях являются плоскостные детали и изогнутые из листов (класс 74 по Классификатору ЕСКД). Также широко (36,8 %) применяются детали типа тел вращения (классы 71 и 72 по Классификатору ЕСКД).

При разработке методологии создания перспективного типажа токарных металлорежущих станков с ЧПУ нами наиболее подробно были проанализированы детали типа тел вращения [7]. Анализ был выполнен по всем характеристикам, входящим в информационную карту детали.

Для оценки изменений в конструкциях машин и приборов и, соответственно, конструктивно-технологических характеристик деталей проведено сравнение относительных распределений характеристик деталей РБД и выборки деталей 2014 г. Данная задача решена путем выполненного в 2014 г. выборочного кодирования 2500 деталей, входящих в изделия, освоенные в производстве с 1992 по 2014 г. на восьми крупных предприятиях Ульяновской области.

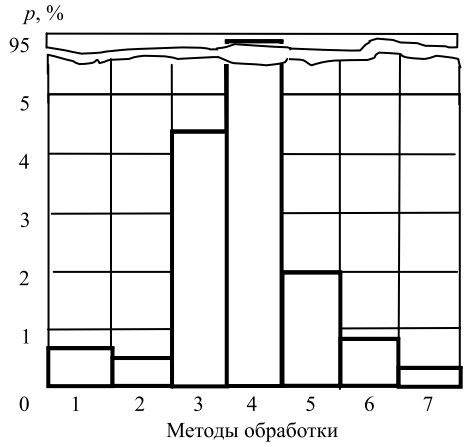


Рис. 1. Частость *p* распределения номенклатуры деталей типа тел вращения по методам обработки:

1 — литье; 2 — ковка и объемная штамповка; 3 — листовая штамповка; 4 — резание; 5 — формование из полимерных материалов, керамики, резины; 6 — формование из металлических порошков; 7 — прочие методы

Основным методом обработки заготовок деталей типа тел вращения (рис. 1) является механическая обработка резанием (частость p = 93,9 %). Данное распределение практически не изменилось при исследованиях 2014 г. При этом, как правило, с заготовок снимают достаточно большие припуски, что приводит к высоким материальным затратам. По-прежнему недостаточно активно внедряются перспективные технологические процессы литья, штамповки, электрофизикохимические методы обработки. Установлено (рис. 2), что детали типа фланцев, дисков, крышек ($L/D \leq 0{,}5$), втулок, стаканов, оправок ($0{,}5 < L/D \leq 2$), валов, осей, шпинделей ($L/D > 2$) примерно в равной степени представлены в БД. Нежестких деталей ($L/D > 20$) выявлено незначительное количество (около 2 %).

Анализ деталей РБД по форме обрабатываемых поверхностей (рис. 3) показал, что наружные поверхности деталей имеют в основном цилиндрическую форму (p = 90 %), из них со ступенчатой

Распределение деталей РБД по Классификатору ЕСКД

Класс детали	Характеристика деталей	Номенклатура деталей, %	Годовой объем выпуска, %	Трудоемкость, %
71	Тела вращения типа колец, дисков, шкивов, втулок, стаканов, крышек, валов, осей, шпинделей и др.	28,6	30	32,8
72	Тела вращения с элементами зубчатого зацепления; трубы, шланги, проволоки, разрезные детали, секторы, сегменты; детали, изогнутые из листов, полос, лент; аэродинамические; опорные; подшипники	8,2	9,8	8,8
73	Не тела вращения: корпусные, опорные, емкостные	6,8	4,2	6,2
74	Не тела вращения: плоскостные; рычажные, грузовые, тяговые; аэродинамические; изогнутые из листов, полос, лент; профильные	37,7	37,3	38,1
75	Тела вращения и (или) не тела вращения: кулачковые, карданные, с элементами зацепления, арматуры, санитарно-технические, разветвленные, пружинные, ручки, уплотнительные и др.	18,7	18,7	14,1

структурой 52 % и гладких 25 %. Для внутренних поверхностей деталей наиболее характерны цилиндрические гладкие (50 %) и цилиндрические ступенчатые (40 %) поверхности. Значительно меньше деталей с конической, криволинейной и комбинированной формами поверхностей. Установлено, что в выборке 2014 г. также доминируют цилиндрические гладкие и ступенчатые поверхности. Распределение деталей машин по группам обрабатываемости материалов иллюстрирует гистограмма на рис. 4. Видно, что максимальную частость $p = 50$ % имеют детали, изготовляемые из конструкционных сталей, легированных хромом, никелем в сочетании с марганцем, кремнием, вольфрамом, молибденом, ванадием. Применяют коррозионно-стойкие и жаропрочные стали ($p = 12{,}5$). Анализ распределения деталей выборки 2014 г. показал, что наиболее часто заготовки изготовляют из конструкционных сталей и цветных сплавов.

Анализ распределения деталей по габаритным размерам (рис. 5) показал, что наиболее весомы детали с диаметром $D \le 40$ мм (58 %), а также длиной $L \le 50$ мм (65 %), при этом 96 % всех деталей сосредоточено в диапазонах $D = 0 \div 200$ мм и

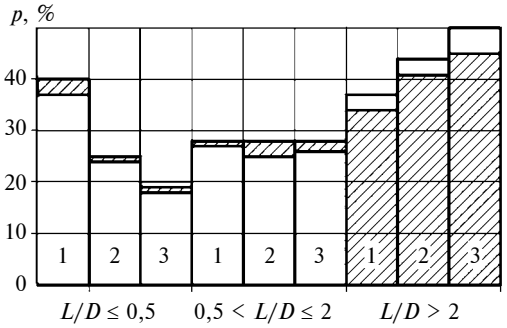


Рис. 2. Частость *p* распределений по отношению длины *L* к диаметру *D* детали:

1 — номенклатуры деталей; 2 — годового объема выпуска; 3 — трудоемкости; ▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

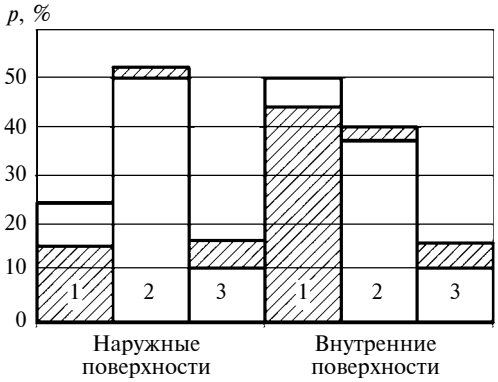


Рис. 3. Частость *p* распределения номенклатуры деталей в зависимости от формы их наружных и внутренних поверхностей:

1 — цилиндрические гладкие; 2 — цилиндрические ступенчатые; 3 — конические, криволинейные; ▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

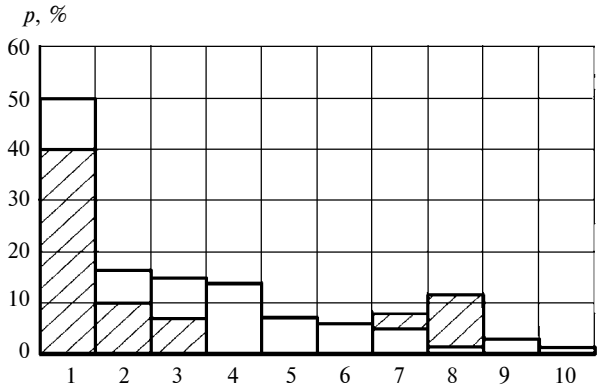


Рис. 4. Частость *p* распределения номенклатуры деталей по группам обрабатываемости материалов:

1 — конструкционные стали, легированные хромом, никелем в сочетании с марганцем, кремнием, вольфрамом, молибденом, ванадием; инструментальные углеродистые стали; 2 — конструкционные стали, легированные хромом и никелем; 3 — коррозионно-стойкие и жаропрочные стали, никелевые и титановые сплавы; 4 — электротехнические стали и сплавы; 5 — быстрорежущие сплавы; 6 — магнитные сплавы; 7 — чугун; 8 — латунь; 9 — алюминий и его сплавы; 10 — керамика, стекло; ▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

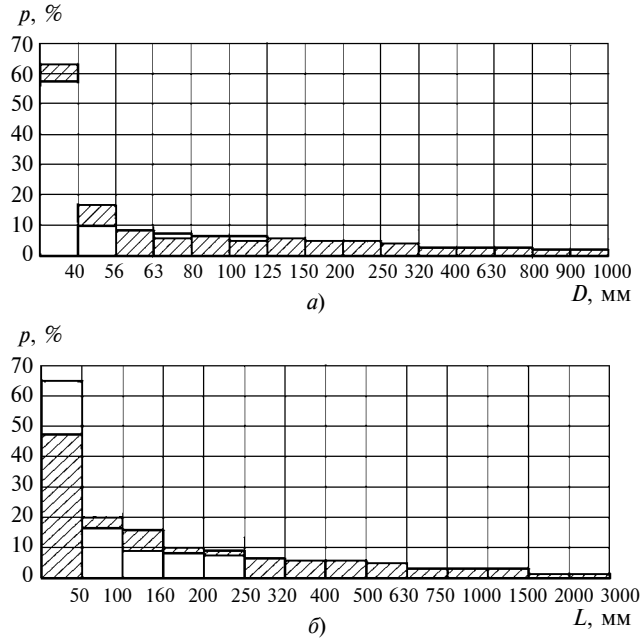


Рис. 5. Частость *p* распределения номенклатуры деталей в зависимости от габаритных размеров:

а — по диаметру *D*; *б* — по длине *L*; ▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

$L = 0 \div 320$ мм. Диапазоны габаритных размеров приняты в соответствии с ГОСТ 27.797—88. Относительные распределения номенклатуры деталей в зависимости от их габаритных размеров в выборке 2014 г. идентичны распределениям РБД. При этом в обоих случаях у 90 % деталей диаметр не превышает $125 \div 200$ мм, а длина — 200 мм.

Исследование деталей по шероховатости обработанных поверхностей (рис. 6) показало, что максимальную частость имеют детали с парамет-

ром шероховатости *Ra* в диапазонах 6,3÷10 мкм (33 %), 3,2÷5 мкм (26,5 %), 1,6÷2,5 мкм (18,4 %) и 0,8÷1,25 мкм (18,8 %). Анализ распределения деталей по точности диаметральных размеров (рис. 7) позволил установить, что примерно равные доли составляют детали с квалитетами 14 — 16 (28 %), 12 — 13 (26,4 %), 10 — 11 (15,2 %), 8 — 9 (20 %). Параметры качества (шероховатость и точность) поверхностей изготовляемых деталей выборки 2014 г. соответствуют требованиям к параметрам качества, заложенным для этих деталей в РБД.

Как правило, заготовками деталей являются (рис. 8) пруток (75 %), лист (13,4 %) и труба (7,7 %). Относительное распределение номенклатуры деталей выборки 2014 г. в зависимости от типов заготовок соответствует распределениям РБД. Таким образом, установлено высокое подобие распределений деталей по всем вышеупомянутым параметрам и РБД, созданного в 1988 г., и выборки 2014 г. Кроме того, выявлено высокое соответствие относительных распределений различных параметров деталей (геометрическая форма, размеры, материал и т.д.) РБД и базы данных в количестве 2500 деталей вращения, сформированной по станкостроительным предприятиям в ЭНИМСе [8].

На основе результатов проведенных исследований конструктивно-технологических характеристик деталей машин можно сделать следующие выводы:

1) относительные распределения деталей машин выборки 2014 г. по их основным характеристикам

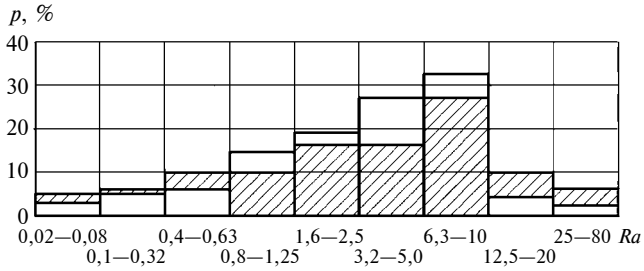


Рис. 6. Частость *p* распределения номенклатуры деталей в зависимости от параметра шероховатости *Ra*:

▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

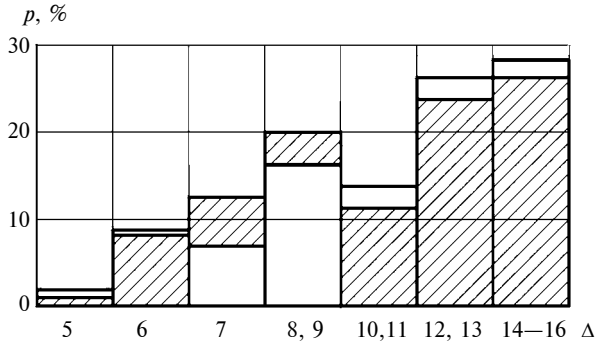


Рис. 7. Частость *p* распределения номенклатуры деталей в зависимости от квалитета Δ размеров:

▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

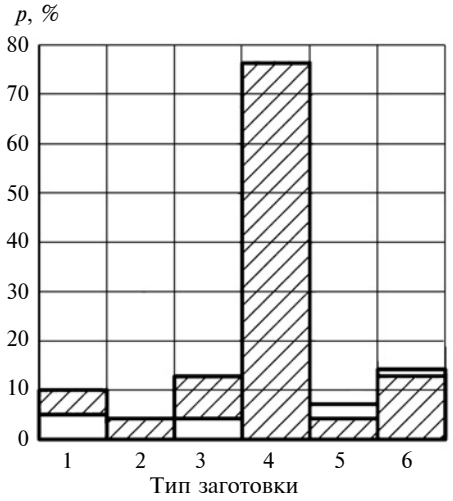


Рис. 8. Частость *p* распределения номенклатуры деталей в зависимости от типа заготовок:

1 — отливка; 2 — поковка; 3 — штамповка; 4 — пруток; 5 — труба; 6 — лист; ▭ — РБД 1988 г.; ▨ — выборка 2014 г.

на 90 % соответствуют распределениям РБД, созданного в 1988—1990 годах;

2) качественные изменения в структуре распределений характеристик деталей машин произойдут по мере появления и освоения в производстве принципиально новых машин, механизмов, приборов и, соответственно, технологических процессов их изготовления;

3) для разработки перспективных технологических процессов, новых материалов, инструмента, технического перевооружения парка металлорежущего оборудования и решения других задач технологической подготовки производства необходим постоянный мониторинг изменения конструктивно-технологических характеристик деталей машин и приборов в промышленности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Базров Б. М.** Модульная технология в машиностроении М.: Машиностроение, 2001. 368 с.
2. **Пуш А. В.** Моделирование и мониторинг станков и станочных систем // СТИН. 2000. № 9. С. 12—15.
3. **Опыт** создания регионального банка данных по деталям машиностроения / В. В. Епифанов, В. В. Ефимов, Р. И. Неняева, А. А. Федотов // Тез. докл. межотрасл. совещания, 27—28 сентября 1988 г. М.: ВНИИНМАШ, 1988. С. 13—15.
4. **Методика** кодирования деталей. Ульяновск: УлГТУ, 1987. 45 с.
5. **Классификатор ЕСКД.** Классы 71, 72, 73, 74, 75. М.: Изд-во стандартов, 1986. 401 с.
6. **Технологический** классификатор деталей машиностроения и приборостроения. М.: Изд-во стандартов, 1987. 256 с.
7. **Епифанов В. В., Ефимов В. В.** Исследование и синтез технологических структур металлорежущих станков с ЧПУ. Ульяновск: УлГТУ, 2006. 141 с.
8. **Формирование** универсальной базы данных о деталях и технологии их обработки: Методические рекомендации. М.: ЭНИМС, 1989. 51 с.

УДК 621.88.084

М. М. ЕРМОЛАЕВ, канд. техн. наук., С. К. РУДНЕВ, П. А. БЫКОВ (МГТУ им. Н. Э. Баумана, г. Москва),
e-mail: mmermolaev@gmail.com

Расчет собственной частоты фрезы в термооправке[1]

Предложен метод аналитического расчета упругих перемещений вала относительно втулки в нагруженных радиальной силой и изгибающим моментом соединениях с натягом, которые обусловлены упругими деформациями вала, втулки и контактного слоя, образованного их шероховатыми поверхностями. На основе этого метода приведен метод оценки низшей собственной частоты колебаний системы вал—втулка. Рассмотрен пример использования предложенного метода при расчете термической посадки осевого инструмента в оправку.

Ключевые слова: соединение с натягом, контактный слой, податливость контактного слоя, контактное взаимодействие.

The method for the analytical analysis of the elastic displacements of the shaft relative to the sleeve in loaded by radial force and bending moment joints with interference, which are caused by elastic deformations of the shaft, sleeve and contact layer formed by their rough surfaces, is proposed. On the basis of this method, a method is given for estimating the lowest natural frequency of the oscillations of the shaft-bushing system. An example of using of the proposed method for calculating the thermal fit of the axial tool into the mandrel is considered.

Keywords: joint with interference, contact layer, contact layer compliance, contact interaction.

Соединения с натягом широко применяются в различных отраслях машиностроения [1]. В таких машинах, как металлорежущие станки, промышленные роботы, контрольно-измерительные машины, к соединениям предъявляются не только требования передачи заданной нагрузки, но также требования по жесткости и виброустойчивости. Например, во фрезерных станках с ЧПУ для крепления малогабаритного инструмента в настоящее время широко используются термические посадки (так называемые термооправки), обеспечивающие надежное закрепление при достаточно высоких (100 000 мин$^{-1}$ и более) частотах вращения шпинделя [2]. При этом важное значение имеет оценка упругих отжатий инструмента и собственных частот колебаний системы оправка—инструмент для назначения корректных режимов резания.

Упругие перемещения вала и втулки могут быть определены по известным зависимостям теории упругости [3], однако большая часть (до 70 %) перемещений в соединениях обусловлена деформациями не самих деталей, а контактного слоя, образованного их шероховатыми поверхностями [4]. Уточнению расчетов соединений с натягом путем учета податливости контактного слоя посвящены работы [5, 6], в которых в основном учитывается влияние нормальной податливости контактного слоя на работу соединения с натягом. Согласно исследованиям Хойслера [7], большая часть изгибающего момента в соединении с натягом передается за счет касательных напряжений в контактном слое, что не учитывается в большинстве методик расчета. В работе [8] предложена методика расчета соединения с натягом, учитывающая как податливость деталей, так и нормальную, а также касательную податливости контактного слоя, однако некоторые этапы этого расчета выполняются численно, что делает его неудобным для преобразования в проектный расчет и анализа влияния параметров соединения на его упругие перемещения.

В данной статье предлагается аналитический метод расчета упругих перемещений в соединении вал — втулка с натягом, а также приведен метод оценки его низшей собственной частоты колебаний, обусловленной податливостью как самих деталей, так и контактного слоя между ними.

Рассмотрим соединение с натягом длиной L (рис. 1), образованное валом *1* с наружным диаметром d, внутренним диаметром d_1 и втулкой *2* с наружным диаметром d_2, нагруженное радиальной силой F на расстоянии L_F от начала соединения. Нагрузка между валом и втулкой передается через контактный слой *3*, образованный шероховатыми поверхностями вала и втулки.

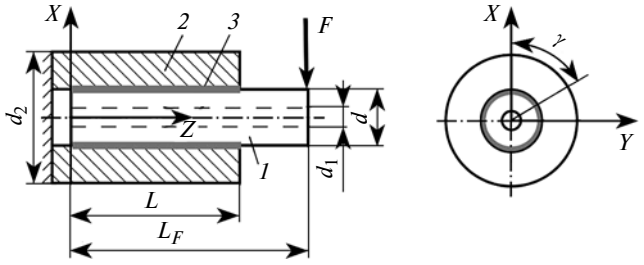


Рис. 1. Расчетная схема соединения с натягом

[1] Работа выполнена в МГТУ им. Н. Э. Баумана при финансовой поддержке Минобрнауки РФ в рамках Соглашения о предоставлении субсидии № 14.577.21.0128 (ID RFMEFI 57714X0128).

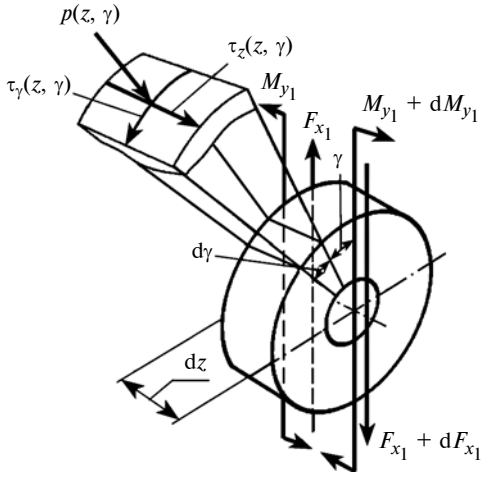


Рис. 2. Нагрузки, действующие на элементарный участок вала длиной d*z*

Контактное давление p_0 в соединении после сборки связано с измеренным диаметральным натягом N выражением

$$N = p_0 d\left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2}\right) + 2\delta_0. \qquad (1)$$

Здесь первое слагаемое — это формула Ляме, характеризующая диаметральные деформации абсолютно гладких поверхностей, второе слагаемое — два радиальных сближения $\delta_0 = Rac_0\varepsilon(p_0/E)^{0,5}$ в контактном слое [9], где $E = 2E_1E_2/(E_1 + E_2)$ — приведенный модуль упругости (E_1, E_2 — модули упругости материалов вала и втулки); $Ra = (Ra_1^2 + Ra_2^2)^{0,5}$ — параметр шероховатости (Ra_1, Ra_2 — средние арифметические высоты микронеровностей контактирующих поверхностей вала и втулки); $C_1 = \dfrac{1+(d_1/d)^2}{1-(d_1/d)^2} - \mu_1$, $C_2 = \dfrac{1+(d/d_2)^2}{1-(d/d_2)^2} + \mu_2$ — коэффициенты вала и втулки [3] (μ_1, μ_2 — коэффициенты Пуассона материалов вала и втулки).

После нагружения соединения системой сил и моментов изменится распределение давления и касательных напряжений в контактном слое. Выделим в контактном слое элементарный участок с размерами dz, dγ на расстоянии от начала координат, соответствующем координатам z и γ (рис. 2).

Задачу решаем с учетом податливости вала, втулки и контактного слоя, образованного их шероховатыми поверхностями. Также принимаем следующие допущения.

1. Давление после запрессовки на порядок превышает изменение давления, обусловленное изгибом вала и втулки, что позволяет считать коэффициенты контактной податливости не зависящими от напряжений в контактном слое. Также считаем, что в контактном слое не происходит локальных проскальзываний [8].

2. Не учитываем концентрацию напряжений на концах соединения, возникающую из-за резкого изменения геометрии деталей.

3. При изгибе соединения поперечные сечения вала и втулки не искривляются, но поворачиваются и сдвигаются.

4. Изменения диаметров вала и втулки, обусловленные действием растягивающих (сжимающих) сил, незначительны, поэтому они не влияют на сближение в контактном слое.

Давление p, окружная τ_γ и осевая τ_z составляющие касательных смещений в контактном слое связаны со сближениями δ и касательными смещениями $\delta_{\tau\gamma}$, $\delta_{\tau z}$ выражениями:

$$\left.\begin{aligned} p(z,\gamma) &= \frac{E}{(Rac_0\varepsilon)^2}\delta(z,\gamma)^2 \approx \frac{\delta(z,\gamma)}{k_\tau}; \\ \tau_\gamma(z,\gamma) &= \frac{\sqrt{Ep(z,\gamma)}}{0,5Rac_0\varepsilon}\delta_{\tau\gamma}(z,\gamma) = \frac{\delta_{\tau\gamma}(z,\gamma)}{k_\tau}; \\ \tau_z(z,\gamma) &= \frac{\sqrt{Ep(z,\gamma)}}{0,5Rac_0\varepsilon}\delta_{\tau z}(z,\gamma) = \frac{\delta_{\tau z}(z,\gamma)}{k_\tau}, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где $k_\tau = 0,5Rac_0\varepsilon/(Ep_0)^{0,5}$ — коэффициент касательной податливости контактного слоя [8, 9], мм/МПа, при давлении p_0.

Сближение δ и касательные смещения $\delta_{\tau\gamma}$, $\delta_{\gamma z}$ в каждой точке контактного слоя зависят от характерных перемещений $u(z)$ вала и $\beta(z)$ втулки (рис. 3).

Эти перемещения складываются из изгиба $u_{изг}(z)$ вследствие поворота поперечных сечений вала относительно втулки на угол $\beta(z)$ (см. рис. 3, *б*) и сдвига $u_{сдв}(z)$ поперечных сечений вала относительно втулки (см. рис. 3, *а*): $u(z) = u_{изг}(z) + u_{сдв}(z)$.

Сближение δ в контактном слое зависит от прогиба u вала относительно втулки и начального сближения δ_0 от запрессовки. Окружная составляющая $\delta_{\tau\gamma}$ касательного смещения в контактном слое зависит от прогиба u вала относительно втулки. Осевая составляющая $\delta_{\tau z}$ касательного смещения в контактном слое зависит от относительного растяжения (сжатия) волокон вследствие изгиба

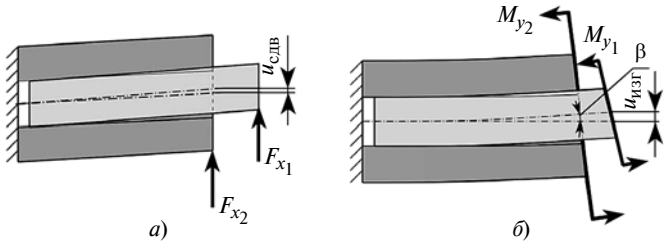


Рис. 3. Перемещения вала и втулки при сдвиге (*а*) и чистом изгибе (*б*)

вала и втулки. Эти зависимости могут быть выражены формулами:

$$\left.\begin{aligned}\delta(z,\gamma) &= \delta_0 + u(z)\cos\gamma;\\ \delta_{\tau\gamma}(z,\gamma) &= u(z)\sin\gamma;\\ \delta_{\tau z}(z,\gamma) &= \frac{d}{2}\beta(z)\cos\gamma.\end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Запишем уравнения равновесия участка вала длиной dz (см. рис. 2):

$$\left.\begin{aligned}\frac{\mathrm{d}M_{y_1}}{\mathrm{d}z} &= z\frac{d}{2}\int_0^{2\pi}[p\cos\gamma + \tau_\gamma\sin\gamma]\mathrm{d}\gamma +\\ &+ \frac{d^2}{4}\int_0^{2\pi}\tau_z\cos\gamma\mathrm{d}\gamma - z\frac{\mathrm{d}F_{x_1}}{\mathrm{d}z} - F_{x_1};\\ \frac{\mathrm{d}F_{x_1}}{\mathrm{d}z} &= \frac{d}{2}\int_0^{2\pi}[p\cos\gamma + \tau_\gamma\sin\gamma]\mathrm{d}\gamma.\end{aligned}\right\} \quad (4)$$

Обозначим через $M_{y_\Sigma}(z)$ изгибающий момент в вертикальной плоскости в z-м сечении, действующий на соединение в целом, и через $F_{x_\Sigma}(z)$ внешнюю силу, действующую на все соединения в целом вдоль оси x. В таком случае на втулку в том же сечении в вертикальной плоскости действуют изгибающий момент $M_{y_2}(z) = M_{y_\Sigma}(z) - M_{y_1}(z)$ и радиальная сила $F_{x_2}(z) = F_{x_\Sigma}(z) - F_{x_1}(z)$.

Функции $u(z)$, $\beta(z)$ связаны с функциями распределения внешних нагрузок следующими соотношениями:

$$\left.\begin{aligned}\frac{\mathrm{d}^2\beta}{\mathrm{d}z^2} &= \lambda_M\frac{\mathrm{d}M_{y_2}}{\mathrm{d}z} + \lambda_{M_2}F_{x_\Sigma}(z);\\ \frac{\mathrm{d}^2u}{\mathrm{d}z^2} - \frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z} &= \lambda_F\frac{\mathrm{d}F_{x_1}}{\mathrm{d}z} + \lambda_{F_2}.\end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Здесь $\lambda_M = \lambda_{M_1} + \lambda_{M_2}$ — коэффициент, характеризующий удельную суммарную изгибную податливость вала и втулки, где $\lambda_{M_1} = (E_1I_1)^{-1}$, $\lambda_{M_2} = (E_2I_2)^{-1}$, $I_1 = \pi(d^4 - d_1^2)/64$, $I_2 = \pi(d_2^4 - d^2)/64$ — моменты инерции сечений вала и втулки, мм^4, $\lambda_F = \lambda_{F_1} + \lambda_{F_2}$ — коэффициент, характеризующий суммарную податливость вала и втулки единичной длины при сдвиге под действием радиальных сил, где $\lambda_{F_1} = K_1/(G_1A_1)$, $\lambda_{F_2} = K_2/(G_2A_2)$, K_1, K_2 — коэффициенты, учитывающие неравномерность распределения касательных напряжений в поперечных сечениях вала и втулки [8], $A_1 = \pi(d^2 - d_1^2)/4$, $A_2 = \pi(d_2^2 - d^2)/4$ — площади сечений вала и втулки, мм^2.

Сопоставляя формулы (2)—(5), после ряда преобразований получим систему дифференциальных уравнений относительно функций $u(z)$, $\beta(z)$:

$$\left.\begin{aligned}&\frac{\mathrm{d}^2\beta}{\mathrm{d}z^2} - \lambda_M\left(\frac{1}{\lambda_F} + \frac{\pi d^3}{8k_{\tau 0}}\right)\beta(z) + \frac{\lambda_M}{\lambda_F}\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z} =\\ &= \left(\lambda_{M_2} - \frac{\lambda_M}{\lambda_F}\lambda_{F_2}\right)F(z);\\ &\frac{\mathrm{d}^2u}{\mathrm{d}z^2} - \frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z} - \frac{\pi d\lambda_F}{k_{\tau 0}}u(z) = 0,\end{aligned}\right\} \quad (6)$$

где $F(z) = F$ — перерезывающая сила, одна и та же в каждом сечении соединения (см. рис. 2).

Граничные условия системы (6) можно получить на концах соединения, где известны нагрузки на валу M_{y_1}, F_{x_1}, по формулам:

$$\frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z}(0) = -\lambda_{M_2}FL_F;$$

$$\frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z}(L) = \lambda_M F(L_F - L);$$

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z}(0) - \beta(0) = -\lambda_{F_2}F;$$

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z}(L) - \beta(L) = \lambda_{F_1}F.$$

Введем обозначения:

$$A = \lambda_M\left(\frac{1}{\lambda_F} + \frac{\pi d^3}{8k_\tau}\right); \quad B = \frac{\lambda_M}{\lambda_F}; \quad C = \frac{\pi d\lambda_F}{k_\tau};$$

$$H = \lambda_{M_2} - \frac{\lambda_M}{\lambda_F}\lambda_{F_2}.$$

Запишем систему (6) уравнений в следующем виде:

$$\left.\begin{aligned}&\frac{\mathrm{d}^2\beta}{\mathrm{d}z^2} - A\beta(z) + B\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z} = HF;\\ &\frac{\mathrm{d}^2u}{\mathrm{d}z^2} - \frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z} - Cu(z) = 0.\end{aligned}\right\} \quad (7)$$

Решение системы (7) дифференциальных уравнений состоит из общего решения соответствую-

щей однородной системы и частного решения неоднородной системы дифференциальных уравнений, которое имеет вид:

$$\delta_{\text{ч.н}} = \begin{pmatrix} HF/A \\ 0 \end{pmatrix}.$$

Однородную систему дифференциальных уравнений запишем в матричной форме: $\delta' = \mathrm{M}\delta$, где

$$\delta' = \begin{pmatrix} \dfrac{\mathrm{d}^2\beta}{\mathrm{d}z^2} \\ \dfrac{\mathrm{d}^2 u}{\mathrm{d}z^2} \\ \dfrac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z} \\ \dfrac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z} \end{pmatrix}; \quad \delta = \begin{pmatrix} \dfrac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}z} \\ \dfrac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z} \\ \beta \\ u \end{pmatrix}.$$

Матрица M определяется соотношением:

$$\mathrm{M} = \begin{pmatrix} 0 & -B & A & 0 \\ 1 & 0 & 0 & C \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{pmatrix}.$$

Решения характеристического уравнения соответствуют собственным значениям k_i (где $i = 1, ..., 4$) матрицы M:

$$|\mathrm{M} - \mathrm{E}k_i| = \begin{vmatrix} -k & -B & A & 0 \\ 1 & -k & 0 & C \\ 1 & 0 & -k & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -k \end{vmatrix} =$$
$$= k^4 - (A - B + C)k^2 + AC = 0,$$

где E — единичная матрица 4×4.

Каждому собственному значению k_i матрицы M будет соответствовать собственный вектор χ_i, определяемый с точностью до произвольного коэффициента из уравнения:

$$(\mathrm{M} - \mathrm{E}k_i)\chi_i = 0, \tag{8}$$

где 0 — нулевой вектор.

Поскольку матрица $(\mathrm{M} - \mathrm{E}k_i)$ — вырожденная, систему уравнений (8) нужно изменить, добавив некоторое условие, накладываемое на координаты собственных векторов. Предполагая, что прогиб u вала относительно втулки не может быть равным нулю на всей длине соединения, модифицируем систему (8) следующим образом:

$$\begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & -k & 0 & C \\ 1 & 0 & -k & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -k \end{pmatrix} \chi_i = \begin{pmatrix} k_i \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}.$$

Матрица в системе (7) невырожденная при $\lambda_M/k_{\tau 0} > 0$. Решая эту систему уравнений, получаем собственные векторы матрицы M:

$$\chi_i = \begin{pmatrix} k_i(C - k_i^2) \\ -k_i^2 \\ C - k_i^2 \\ -k_i \end{pmatrix}. \tag{9}$$

Введем обозначения:

$$G = \frac{A - B + C}{2} = \frac{\pi d \lambda_M}{2k_{\tau 0}}\left(\frac{d^2}{8} + \lambda_F\right);$$

$$D = G^2 - AC = \frac{\pi d}{4k_{\tau 0}}\left[\left(\frac{\lambda_M d^2}{8} - \lambda_F\right)^2 - 4\lambda_M\right].$$

Предполагая, что корни характеристического уравнения не кратные, получим:

$$\left.\begin{aligned} k_1 &= \sqrt{G + \sqrt{D}} = \\ &= \sqrt{\frac{\pi d \lambda_M}{2k_{\tau 0}}\left(\frac{d^2}{8} + \lambda_F\right) + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{\pi d}{k_{\tau 0}}\left[\left(\frac{\lambda_M d^2}{8} - \lambda_F\right)^2 - 4\lambda_M\right]}}; \\ k_2 &= \sqrt{G - \sqrt{D}} = \\ &= \sqrt{\frac{\pi d \lambda_M}{2k_{\tau 0}}\left(\frac{d^2}{8} + \lambda_F\right) - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{\pi d}{k_{\tau 0}}\left[\left(\frac{\lambda_M d^2}{8} - \lambda_F\right)^2 - 4\lambda_M\right]}}; \\ k_3 &= -k_1; \\ k_4 &= -k_2. \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

Решение системы дифференциальных уравнений $\delta' = \mathrm{M}\,\delta$ имеет вид:

$$\delta = C_1\chi_1 \mathrm{e}^{k_1 z} + C_2\chi_2 \mathrm{e}^{k_2 z} + C_3\chi_3 \mathrm{e}^{k_3 z} + \\ + C_4\chi_4 \mathrm{e}^{k_4 z} + \delta_{\text{ч.н}},$$

где C_i — коэффициенты, определяемые из граничных условий (в общем случае комплексные).

Подставляя собственные векторы из соотношений (9) и собственные значения из соотноше-

ний (10), получим общее решение системы уравнений (7):

$$\left.\begin{aligned}
\beta(z) &= (C-k_1^2)\left(C_1 e^{k_1 z} + C_3 e^{-k_1 z}\right) + \\
&+ (C-k_2^2)\left(C_2 e^{k_2 z} + C_4 e^{-k_2 z}\right) + \frac{HF}{A}; \\
u(z) &= -k_1\left(C_2 e^{k_1 z} - C_3 e^{-k_1 z}\right) - \\
&- k_2\left(C_2 e^{k_2 z} - C_4 e^{-k_2 z}\right).
\end{aligned}\right\} \quad (11)$$

Для определения низшей собственной частоты соединения с натягом обозначим q — прогиб конца вала (обобщенная координата). Соответственно, $q' = \mathrm{d}q/\mathrm{d}t$ — обобщенная скорость. Обобщенная координата зависит от распределения нагрузки со стороны втулки по длине вала:

$$\begin{aligned}
q &= u_1(L_F) = u_1(L) + \beta_1(L)(L_F - L) = \\
&= \int_0^L \left(\lambda_{M_1} \int_0^L M_{y_1} \mathrm{d}z_1 + \lambda_{F_1} F_{x_1}(z)\right) \mathrm{d}z + \\
&+ (L_F - L)\lambda_{M_1} \int_0^L M_{y_1} \mathrm{d}z_1 = \xi_q F,
\end{aligned} \quad (12)$$

где ξ_q — величина, зависящая от параметров соединения, получаемая подстановкой выражений (4) в формулу (12).

Запишем выражение для потенциальной энергии системы:

$$\begin{aligned}
\Pi &= \frac{1}{2}\int_0^L \left[\frac{K_2 F_{x_2}^2}{G_2 A_2} + \frac{M_{y_2}^2}{E_2 I_2}\right] \mathrm{d}z + \frac{1}{2}\int_0^{L_F} \left[\frac{K_1 F_{x_1}^2}{G_1 A_1} + \frac{M_{y_1}^2}{E_1 I_1}\right] \mathrm{d}z = \\
&= \frac{\xi_\Pi}{2} F^2 = \frac{cq^2}{2},
\end{aligned} \quad (13)$$

где ξ_Π — величина, зависящая от параметров соединения, получаемая подстановкой выражений (4) в формулу (13), $c = \xi_\Pi/\xi_q^2$ — приведенная жесткость системы.

Запишем уравнение для кинетической энергии системы, предполагая, что конец вала перемещается с обобщенной скоростью q':

$$\begin{aligned}
T &= \frac{\rho_1}{2}\int_0^L \left[A_2\left(\frac{\mathrm{d}u_2}{\mathrm{d}t}\right)^2 + I_2\left(\frac{\mathrm{d}\beta_2}{\mathrm{d}t}\right)^2\right] \mathrm{d}z + \\
&+ \frac{\rho_2}{2}\int_0^{L_F} \left[A_1\left(\frac{\mathrm{d}u_1}{\mathrm{d}t}\right)^2 + I_1\left(\frac{\mathrm{d}\beta_1}{\mathrm{d}t}\right)^2\right] \mathrm{d}z = \\
&= \frac{\xi_T}{2}(q')^2 = \frac{m}{2}(q')^2,
\end{aligned} \quad (14)$$

где ξ_T — величина, зависящая от параметров соединения, получаемая подстановкой выражений (11) в формулу (14); $m = \xi_T/\xi_q^2$ — приведенная масса системы; ρ_1, ρ_2 — плотности материалов вала и втулки соответственно.

Выражения (12), (13) позволяют записать уравнение движения соединения с натягом через обобщенную координату q:

$$\frac{\mathrm{d}^2 q}{\mathrm{d}t^2} + \omega^2 q(t) = 0,$$

где ω — собственная частота системы:

$$\omega = \sqrt{\frac{c}{m}} = \sqrt{\frac{\xi_\Pi}{\xi_T}}. \quad (15)$$

Для примера приведем алгоритм расчета низшей собственной частоты колебаний фрезы в термооправке.

1. Определяем давление в контактном слое согласно зависимости (1).

2. Определяем параметры $k_{\tau 0}$, λ_F, λ_M, характеризующие податливости вала, втулки и контактного слоя, а также частное неоднородное решение системы (7) HF/A.

3. Определяем собственные значения k_1, ..., k_4 матрицы М системы (7) и коэффициенты C_1, ..., C_4 и получаем функции (11) распределения перемещений вала относительно втулки.

4. По формулам (2)—(4) получаем функции распределения напряжений и смещений в контактном слое, а также изгибающего момента и силы на валу.

5. По формулам (12), (13) определяем приведенные жесткость c и массу m системы вал—втулка.

6. По формуле (15) определяем низшую собственную частоту ω колебаний системы.

7. Определяем нежелательную частоту вращения шпинделя станка, при которой возможен резонанс упругой системы фреза—термооправка:

$$n_\text{р} = \frac{30\omega}{\pi z_\text{ф}}, \quad (16)$$

где $z_\text{ф}$ — число зубьев фрезы.

Выводы

1. Упругие перемещения и углы перекоса вала относительно втулки можно определять по формулам (11).

2. Низшую собственную частоту изгибных колебаний системы вал—втулка можно оценивать по формуле (15).

3. Нежелательную частоту вращения шпинделя станка с установленной фрезой в термооправке можно оценивать по формуле (16).

УДК 621.822. 001.24

А. С. ИВАНОВ, д-р техн. наук, М. С. КУЦ (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: a-s-ivanov@yandex.ru

Нагрузочная способность радиального шарикового подшипника с увеличенным радиальным зазором

Предложена методика расчета нагрузочной способности радиального шарикового подшипника с увеличенным радиальным зазором.

Ключевые слова: радиальный зазор, угол контакта, контактные деформации, коэффициенты радиальной и осевой динамических нагрузок.

The methodic for calculating the load capacity of a radial ball bearing with an increased radial clearance is proposed.

Keywords: radial clearance, contact angle, contact deformations, coefficients of radial and axial dynamic loads.

Радиальный шариковый подшипник типа 0000 можно использовать для восприятия чисто осевой нагрузки. Об этом свидетельствуют: рис. 1, заимствованный из немецкого учебника для вузов [1], на котором изображен входной вал цилиндрического редуктора; рис. 2, заимствованный из справочника конструктора-машиностроителя В. И. Анурьева [2], где представлен входной вал конического редуктора; рис. 3, заимствованный из справочника подшипниковой фирмы SKF [3], с изображением опорного валка клети кварто быстроходного прокатного стана. Каждый из трех валов установлен на радиальных роликовых подшипниках, предназначенных для восприятия радиальной нагрузки, и одном радиальном шариковом подшипнике, воспринимающем чисто осевую нагрузку. Последнее обеспечивается расточкой в корпусе под подшипник, диаметр которой больше диаметра наружного кольца этого подшипника.

Радиальный шариковый подшипник применяют в качестве опор электрической машины горизонтального и вертикального исполнения даже при достаточно большой осевой нагрузке на вал, создаваемой приводимым ею рабочим органом. Отказ от применения в этом случае радиально-упорных подшипников типов 6000, 36000, 46000, 66000 связан с тем, что радиальный шариковый подшипник можно сделать более быстроходным и менее шумным потому, что дорожку качения его наружного кольца удается изготовить с меньшими погрешнос-

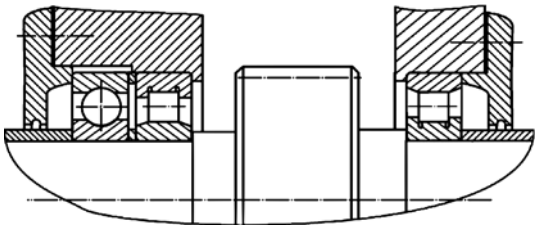


Рис. 1. Входной вал цилиндрического редуктора [1]

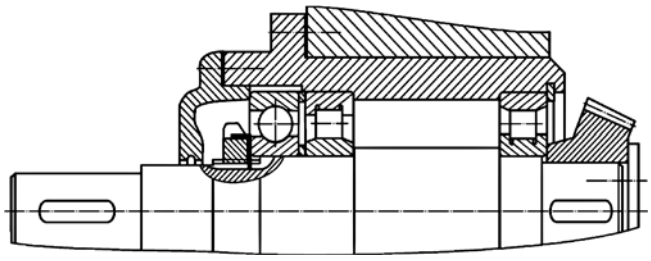


Рис. 2. Входной вал конического редуктора [2]

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 9)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Захаров М. Н.** Прочностная надежность оборудования: Учеб. пособие. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2011. 123 с.

2. **Чернянский П. М.** Основы проектирования точных станков. Теория и расчет: Учеб. пособие для вузов / М.: Кнорус, 2010. 239 с.

3. **Биргер И. А., Мавлютов М. М.** Сопротивление материалов. М.: Наука, 1986. 560 с.

4. **Иванов А. С.** Контактная жесткость неподвижных соединений деталей машин: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Москва. 2006. 32 с.

5. **Левина З. М.** Исследование и расчет контактной жесткости: Методические указания. М.: ЭНИМС, 1969. 146 с.

6. **Решетов Д. Н., Левина З. М.** Расчеты на контактную жесткость в машиностроении // Вопросы прочности материалов и конструкций. Сборник. М.: Изд-во. АН СССР, 1959. С. 375—392.

7. **Häusler N.** Zum Mechanismus der Biegemomentübertragung in Schrumpfverbindungen // Konstruktion. 1976. 28. N. 3. S. 103—108.

8. **Ермолаев М. М.** Разработка метода расчета неподвижных соединений деталей машин с учетом податливости контактного слоя: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Москва. 2015. 16 с.

9. **Иванов А. С., Попов Б. А.** Расчет соединения с натягом с учетом контактной жесткости сопрягаемых поверхностей // Вестник машиностроения. 2005. № 4. С. 31—36.

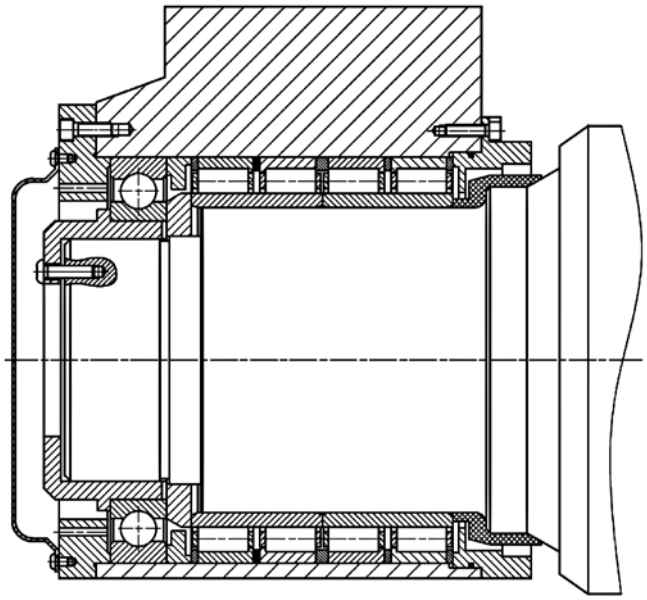


Рис. 3. Опорный валок клети кварто быстроходного прокатного стана [3]

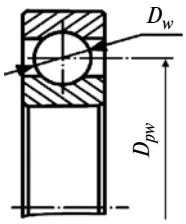


Рис. 4. Радиальный шариковый подшипник

тями формы и применить сепаратор с центрированием всей, а не части его наружной поверхности по наружному кольцу подшипника. К тому же радиальный шариковый подшипник дешевле.

Для увеличения допустимой осевой нагрузки радиального шарикового подшипника переходят от его исполнения с радиальным зазором нормальной группы к исполнению с радиальным зазором 7, 8 или 9 группы, что при выборке осевого зазора увеличивает угол контакта подшипника, приближая его к радиально-упорному. Чтобы выбрать осевые зазоры, предусматривают преднатяг подшипников в осевом направлении с помощью винтовых, тарельчатых или волновых пружин.

В настоящее время недостаточно точно решен вопрос о том, на сколько можно повышать осевую нагрузку на радиальный шариковый подшипник при увеличении в нем радиального зазора. Его решению посвящено данное исследование.

Номинальный угол α_0, рад, контакта подшипника в его ненагруженном состоянии при выбранном осевом зазоре, согласно работам [4, 5], составляет

$$\alpha_0 = \arccos[1 - \delta_0/(2r_m)], \qquad (1)$$

где δ_0 — рабочий радиальный зазор в подшипнике (начальный радиальный зазор с поправками, учитывающими посадки подшипниковых колец на вал и в корпус, а также нагрев при работе); $r_m = r_{ж.н} + r_{ж.вн} - D_w$ — расстояние между центрами желобов дорожек качения наружного и внутреннего колец; $r_{ж.н}$ и $r_{ж.вн}$ — радиусы желобов наружного и внутреннего колец; D_w — диаметр тела качения (рис. 4).

Рабочий угол α контакта подшипника больше номинального угла α_0 контакта за счет упругих контактных деформаций $\Delta\alpha_у$, возникающих при воздействии на подшипник осевой нагрузки F_a:

$$\alpha = \alpha_0 + \Delta\alpha_у. \qquad (2)$$

Он может быть найден по зависимости [6]

$$F_a = C^*(\cos\alpha_0/\cos\alpha - 1)^{3/2}\sin\alpha, \qquad (3)$$

где C^* – силовая характеристика подшипника, Н:

$$C^* = [\xi/(C_н + C_{вн})]^{3/2}\, ZD_w^2/10; \qquad (4)$$

ξ — развал дорожек качения подшипника:

$$\xi = (r_{ж.н}/D_w) + (r_{ж.вн}/D_w) - 1 = \xi_н + \xi_{вн} - 1; \qquad (5)$$

$C_н$ и $C_{вн}$ — коэффициенты, мм$^{4/3}$/Н$^{2/3}$; Z — число тел качения; $\xi_н$ и $\xi_{вн}$ — развалы дорожек качения наружного и внутреннего колец подшипника.

Значения $C_н$ и $C_{вн}$ можно определить по формуле:

$$C_{н(вн)} = 592 \cdot 10^{-7} n_\delta \sqrt[3]{D_w \Sigma k} =$$

$$= 592 \cdot 10^{-7} n_\delta \sqrt[3]{4 \mp \frac{D_w}{R_{н(вн)}} - \frac{D_w}{r_{ж.н(вн)}}}, \qquad (6)$$

где n_δ — функция от полных эллиптических интегралов первого и второго родов, зависящая как от относительного эксцентриситета $e_{ab} = \sqrt{1-(b/a)^2}$ эллипса площадки контакта с размерами a и b его полуосей, так и от кривизны сопрягаемых поверхностей [7]; $R_н = \dfrac{D_1 - 2r_{ж.н}(1-\cos\alpha_0)}{2\cos\alpha_0}$ и $R_{вн} = \dfrac{d_1 + 2r_{ж.вн}(1-\cos\alpha_0)}{2\cos\alpha_0}$ — фактические радиусы контакта; $D_1 = D_{pw} + D_w$ и $d_1 = D_{pw} - D_w$ — диаметры дорожек качения наружного и внутреннего колец; D_{pw} — диаметр окружности расположения тел качения подшипника.

Значения функции n_δ зависят от аргумента

$$\theta_{н(вн)} = (k_{11} - k_{12} + k_{21н(вн)} - k_{22н(вн)})/\Sigma k_{н(вн)}, \qquad (7)$$

где k_{11}, k_{12} — кривизна тела качения в главных плоскостях; $k_{21н(вн)}$, $k_{22н(вн)}$ — кривизна дорожек

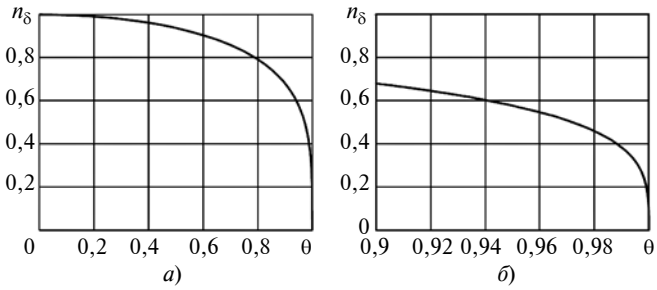


Рис. 5. Зависимость функции n_δ от θ из работы [7] (*а*) и ее часть в увеличенном масштабе (*б*)

качения наружного (внутреннего) колец подшипника. На рис. 5, *а* приведена зависимость $n_\delta(\theta)$ из работы [7], на рис. 5, *б* в увеличенном масштабе показана часть этой зависимости при изменении θ от 0,9 до 1,0.

Для шарикового подшипника

$$k_{11} = k_{12} = \frac{2}{D_w}; \tag{8}$$

$$k_{21\text{н(вн)}} = \mp\frac{1}{R_{\text{н(вн)}}}; \tag{9}$$

$$k_{22\text{н(вн)}} = -\frac{1}{r_{\text{ж.н(вн)}}}. \tag{10}$$

В работе [6] приращение $\Delta\alpha_y$ найдено разложением уравнения (3) в ряд Маклорена, ограничиваясь первыми тремя членами ряда:

$$\Delta\alpha_y = \frac{3}{2}\frac{\sin(2\alpha_0)}{(6+\cos^2\alpha_0)} \times$$

$$\times\left(\sqrt{1+\frac{2}{3}\frac{(6+\cos^2\alpha_0)}{\sin^2\alpha_0}\left(\frac{0{,}1F_a}{C^*\sin\alpha_0}\right)^{\frac{2}{3}}}-1\right). \tag{11}$$

Авторами данной статьи получено более точное значение приращения $\Delta\alpha_y$ рабочего угла контакта расчетом на ЭВМ с использованием численного метода решения нелинейных уравнений (методом Ньютона). Причем при применении этого метода было использовано итерационное приближение [8]:

$$x_{n+1} = x_n - \frac{f(x_n)}{f'(x_n)}. \tag{12}$$

Обозначив выражение $\cos\alpha_0/\cos(\alpha_0 + \Delta\alpha_y) - 1$ через $g(\Delta\alpha_y)$, получим формулу (12) в виде:

$$\Delta\alpha_{y(n+1)} = \Delta\alpha_{yn} -$$

$$-\frac{[g(\Delta\alpha_{yn})]^{\frac{3}{2}}\sin(\alpha_0+\Delta\alpha_{yn})-\frac{F_a}{C^*}}{[g(\Delta\alpha_{yn})]^{\frac{3}{2}}\cos(\alpha_0+\Delta\alpha_{yn})-\frac{3}{2}[g(\Delta\alpha_{yn})]^{\frac{1}{2}}\cos(\alpha_0)}. \tag{13}$$

Решение (13) позволило построить зависимости приращения $\Delta\alpha_y$ рабочего угла от коэффициента

$$K = F_a/C^* \tag{14}$$

воспринимаемой осевой нагрузки при различных значениях номинального угла α_0 контакта (рис. 6), пригодные для практических расчетов.

Авторами статьи оценена относительная погрешность ε расчета приращения рабочего угла контакта при различных значениях коэффициента K воспринимаемой осевой нагрузки и номинального угла α_0 контакта по расчетной модели (11) в сравнении с уточненным значением, полученным с использованием рис. 6. Получено (рис. 7), что с увеличением осевой нагрузки F_a и уменьшением номинального угла α_0 контакта точность расчетной модели (11) уменьшается.

Знание рабочего угла контакта позволяет оценить по табл. 1 [6, 9] коэффициенты радиальной X и осевой Y динамических нагрузок при $F_a/F_r > e$, где e — коэффициент [9] осевого нагружения. Величины X и Y для промежуточных значений углов контакта и относительных осевых нагрузок получают линейным интерполированием. Найдя коэффициенты X и Y, вычисляют эквивалентную нагрузку P:

$$P = XF_r + YF_a. \tag{15}$$

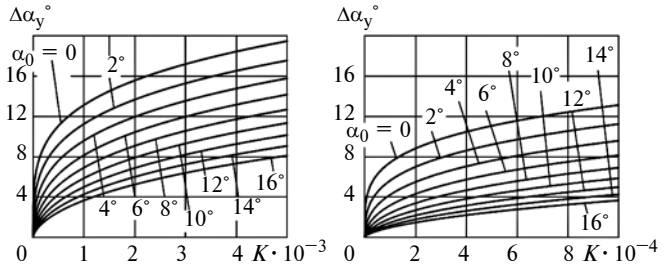


Рис. 6. Зависимости приращения $\Delta\alpha_y$ рабочего угла контакта от коэффициента *K* воспринимаемой осевой нагрузки при различных значениях номинального угла α_0 контакта

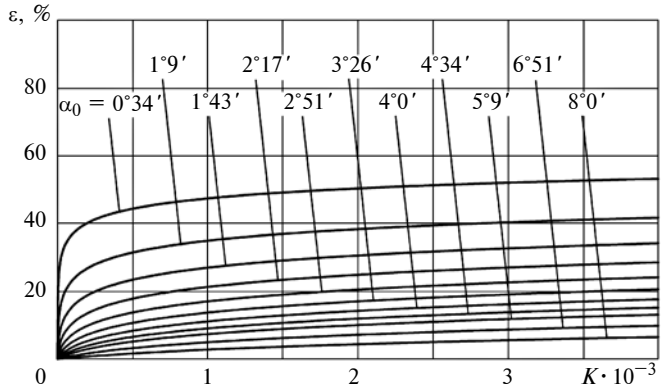


Рис. 7. Относительная погрешность ε расчетной модели (11) при разных значениях коэффициента *K* воспринимаемой осевой нагрузки и номинального угла α_0 контакта

Таблица 1

Коэффициенты X и Y для шариковых однорядных подшипников при $F_a/F_r > e$

Угол контакта α°	F_a/C_0	X	Y	Угол контакта α°	F_a/C_0	X	Y
0	0,014	0,56	2,30	10	0,430	0,46	1,01
	0,028		1,99		0,570		1,00
	0,056		1,71	12	0,014	0,45	1,81
	0,084		1,55		0,029		1,62
	0,110		1,45		0,057		1,46
	0,170		1,31		0,086		1,34
	0,280		1,15		0,110		1,22
	0,420		1,04		0,170		1,13
	0,560		1,00		0,290		1,04
5	0,014	0,56	2,30		0,430		1,01
	0,028		1,99		0,570		1,00
	0,056		1,71	15	0,015	0,44	1,47
	0,084		1,55		0,029		1,40
	0,110		1,45		0,058		1,30
	0,170		1,31		0,087		1,23
	0,280		1,15		0,120		1,19
	0,420		1,04		0,170		1,12
	0,560		1,00		0,290		1,02
10	0,014	0,46	1,88		0,440		1,00
	0,029		1,71		0,580		1,00
	0,057		1,52	18, 19, 20	–	0,43	1,00
	0,086		1,41	24, 25,26	–	0,41	0,87
	0,110		1,34	30	–	0,39	0,76
	0,170		1,23	35, 36	–	0,37	0,66
	0,290		1,10	40	–	0,36	0,57

Фирма SKF рекомендует для подшипников с повышенным радиальным зазором определять коэффициенты осевого нагружения e, радиальной X и осевой Y динамических нагрузок в зависимости от соотношения f_0F_a/C_0 по табл. 2 [10].

Пример. Сопоставить эквивалентную нагрузку двух вариантов исполнения подшипника 316 (внутренний диаметр d = 80 мм, наружный диаметр D = 170 мм, статическая грузоподъемность C_0 = 80 000 Н, диаметр тела качения D_w = 28,58 мм, число тел качения Z = 8, диаметр окружности расположения тел качения D_{pw} = 125 мм), нагруженного силами F_r = 1200 Н и F_a = 8000 Н, приняв $r_{ж.н} = r_{ж.вн} = 0{,}515D_w$. Варианты исполнения различаются рабочими радиальными зазорами: δ_0 = 14 мкм соответствует нормальной начальной группе радиального зазора, в которой начальный радиальный зазор составляет 24 мкм; δ_0 = 58,5 мкм соответствует начальной группе 9 радиального зазора, в которой начальный радиальный зазор составляет 68,5 мкм.

Проводим геометрические расчеты. Определяем расстояние между центрами желобов дорожек качения наружного и внутреннего колец: $r_m = r_{ж.н} + r_{ж.вн} - D_w = 0{,}855$ мм. Вычисляем диаметры наружной и внутренней дорожек качения: $D_1 = D_{pw} + D_w = 153{,}58$ мм; $d_1 = D_{pw} - D_w = 96{,}42$ мм. Находим развал желобов $\xi = (r_{ж.н}/D_w) + (r_{ж.вн}/D_w) - 1 = 0{,}03$ и кривизны тела качения:

$$k_{11} = k_{12} = \frac{2}{D_w} = 0{,}07 \text{ мм}^{-1}.$$

Последующие результаты вычислений представлены в табл. 3.

При расчете по расчетной модели (11) получили: при δ_0 = 14 мкм приращение $\Delta\alpha_y = 10°27'$; при δ_0 = 58,5 мкм приращение $\Delta\alpha_y = 5°43'$. При этом относительные погрешности расчета приращения рабочего угла контакта в сравнении с уточненным расчетом, выполненным с использованием рис. 6, составили ε = 9,7 % и ε = 2,2 %.

Если рассчитывать эквивалентную нагрузку на подшипник по методике, рекомендуемой ГОСТ 18855—2013, не учитывающей влияние изменения радиального зазора подшипника на его грузоподъемность, то геометрический параметр подшипника $f_g = 0{,}61[(D - d)/(D + d)]\cos\alpha = 0{,}22$.

Таблица 2

Коэффициент e и при $F_a/(VF_r) > e$ коэффициенты X и Y для шариковых однорядных подшипников фирмы SKF

f_0F_a/C_0	Нормальный зазор			Зазор $C3$			Зазор $C4$		
	e	X	Y	e	X	Y	e	X	Y
0,172	0,19	0,56	2,30	0,29	0,46	1,88	0,38	0,44	1,47
0,345	0,22	0,56	1,99	0,32	0,46	1,71	0,40	0,44	1,40
0,689	0,26	0,56	1,71	0,36	0,46	1,52	0,43	0,44	1,30
1,03	0,28	0,56	1,55	0,38	0,46	1,41	0,44	0,44	1,23
1,38	0,30	0,56	1,45	0,40	0,46	1,34	0,47	0,44	1,19
2,07	0,34	0,56	1,31	0,44	0,46	1,23	0,50	0,44	1,12
3,45	0,38	0,56	1,15	0,49	0,46	1,10	0,55	0,44	1,02
5,17	0,42	0,56	1,04	0,54	0,46	1,01	0,56	0,44	1,00
6,89	0,44	0,56	1,00	0,54	0,46	1,00	0,56	0,44	1,00

Так как $f_g > 0{,}09$, то коэффициенты $f_0 = 18{,}7 - 23{,}3 f_g = 13{,}583$ и $e = 0{,}289(f_0 F_a / C_0)^{0{,}234} = 0{,}31$. Согласно табл. 3 из ГОСТ 18855—2013 [9], $X = 0{,}56$; $Y = 1{,}417$. Тогда $P = XF_r + YF_a = 1201$ Н. Близкими к этой методике расчета являются методики, изложенные в работах [11, 12].

В справочнике SKF [10] для рассматриваемого шарикового подшипника при $f_0 F_a / C_0 = 1{,}358$ предлагается принимать при нормальном зазоре $X = 0{,}56$; $Y = 1{,}45$. Тогда $P = XF_r + YF_a = 12\,270$ Н. При зазоре, увеличенном до $\delta_0 = 58{,}5$ мкм, который приблизительно соответствует группе $C4$ зазора по классификации SKF, рекомендуется принять $X = 0{,}44$; $Y = 1{,}19$. Тогда $P = XF_r + YF_a = 10\,050$ Н.

Таблица 3

Результаты вычислений

Формула	Результаты	
	при $\delta_0 =$ = 14 мкм	при $\delta_0 =$ = 58,5 мкм
$\alpha_0 = \left(\frac{180}{\pi}\right) \arccos\left(1 - \frac{\delta_0}{2r_m}\right)$	7°20′	15°1′
$R_н = \frac{D_1 - 2r_{ж.н}(1 - \cos\alpha_0)}{2\cos\alpha_0}$, мм	77,3	78,98
$R_{вн} = \frac{d_1 + 2r_{ж.вн}(1 - \cos\alpha_0)}{2\cos\alpha_0}$, мм	48,73	50,43
$k_{21н} = -\frac{1}{r_{ж.н}}$, мм$^{-1}$	−0,0679	−0,0679
$k_{21вн} = -\frac{1}{r_{ж.вн}}$, мм$^{-1}$	−0,0679	−0,0679
$k_{22н} = -\frac{1}{R_н}$, мм$^{-1}$	−0,0129	−0,0127
$k_{22вн} = \frac{1}{R_{вн}}$, мм$^{-1}$	0,0205	0,0198
$\Theta_н = \frac{k_{11} - k_{12} + k_{21н} - k_{22н}}{k_{11} + k_{12} + k_{21н} + k_{22н}}$	0,931	0,938
$\Theta_{вн} = \frac{k_{11} - k_{12} + k_{21вн} - k_{22вн}}{k_{11} + k_{12} + k_{21вн} + k_{22вн}}$	0,956	0,95
$n_{\delta н}$	0,624	0,6081
$n_{\delta вн}$	0,559	0,5763
$C_н = 592 \cdot 10^{-7} n_{\delta н} \sqrt[3]{4 - \frac{D_w}{R_н} - \frac{D_w}{r_{ж.н}}}$	$4{,}399 \cdot 10^{-5}$	$4{,}401 \cdot 10^{-5}$
$C_{вн} = 592 \cdot 10^{-7} n_{\delta вн} \sqrt[3]{4 + \frac{D_w}{R_{вн}} - \frac{D_w}{r_{ж.вн}}}$	$4{,}578 \cdot 10^{-5}$	$4{,}574 \cdot 10^{-5}$
$C^* = [\xi/(C_н + C_{вн})]^{3/2} Z D_w^2 / 10$, Н	$3{,}992 \cdot 10^6$	$3{,}993 \cdot 10^6$
$K = F_a / C^*$	$2{,}004 \cdot 10^{-3}$	$2{,}003 \cdot 10^{-3}$
$\Delta\alpha_y$ по рис. 6	9°31′	5°36′
$\alpha = \alpha_0 + \Delta\alpha_y$	16°51′	20°36′
e [9]	0,648	1,1
X по табл. 1	0,336	0,3212
Y по табл. 1	1,46	1,204
$P = XF_r + YF_a$, Н	12091	10016

Выводы

1. Допускаемую осевую нагрузку на радиальный шариковый подшипник можно повысить увеличением в нем рабочего радиального зазора.

2. С увеличением осевой нагрузки F_a и уменьшением номинального угла α_0 контакта точность расчетной модели (11) уменьшается.

3. Результаты расчетов по предлагаемой методике и методике SKF практически совпадают. Результаты расчета по методике ГОСТ 18855—2013 справедливы для подшипников с нормальным радиальным зазором и завышают эквивалентную нагрузку для подшипников с увеличенным радиальным зазором.

4. Расчет рабочего угла контакта радиальных шариковых подшипников с увеличенным радиальным зазором можно проводить по формулам (1)—(10), (14) с использованием рис. 5 и 6.

5. Расчет коэффициентов X и Y радиальной и осевой динамических нагрузок для радиальных шариковых подшипников с увеличенным радиальным зазором можно проводить или по формулам (1)—(10), (14), (15) с использованием рис. 5, 6 и табл. 1, или по методике [10] SKF с использованием табл. 2.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Schlecht B.** Maschinenelemente 2. Getriebe-Verzahnungen-Lagerungen: Pearson Studium. München: 2010. 787 s.
2. **Анурьев В. И.** Справочник конструктора-машиностроителя. В 3 т. Т. 2. М.: Машиностроение, 2001. 912 с.
3. **Bearing arrangements Lagerungen. Lagerinbyggnader. SKF.** Publication 4300, 1995. 155 s.
4. **Harris T. A.** Rolling Bearing Analysis. NewYork: 2001. 1062 p.
5. **Бейзельман Р. Д., Цыпкин Б. В., Перель Л. Я.** Подшипники качения: Справочник. М.: Машиностроение, 1975. 572 с.
6. **Ковалев М. П., Народецкий М. З.** Расчет высокоточных шарикоподшипников. М.: Машиностроение, 1975. 280 с.
7. **Расчеты на прочность в машиностроении**; В 3 т. / С. Д. Пономарев, В. Л. Бидерман, К. К. Лихарев и др. Под ред. С. Д. Пономарева. М.: Машгиз. 1958. Т. 2. 974 с.
8. **Калиткин Н. Н.** Численные методы: Учебное пособие. СПб.: БХВ, 2011. 592 с.
9. **ГОСТ 18855—2013 (ISO 281:2007).** Подшипники качения. Динамическая грузоподъемность и номинальный ресурс. М.: Стандартинформ, 2014. 50 с.
10. **SKF. Каталог 6000. Ru.** Издано в Италии, 2006. 1129 с.
11. **Фомин М. В.** Расчеты опор с подшипниками качения: Справочно-методическое пособие. 2-е изд. перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2018. 67 с.
12. **Детали машин:** Учебник для вузов / Л. А. Андриенко, Б. А. Байков, М. Н. Захаров и др. Под ред. О. А. Ряховского. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 465 с.

УДК 621.66.24

М. В. ФОМИН, канд. техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), О. Р. ЧЕРНЫШЕВ (АО "Вакууммаш", г. Казань),
e-mail: marc081939@gmail.com

Модульный метод расчета проводимости сложных вакуумных систем в свободномолекулярном режиме течения газа

Предложен алгоритм расчета проводимости сложных вакуумных систем с использованием метода Монте-Карло. В основу алгоритма положена схематизация сложной системы по модульному принципу.

Ключевые слова: молекулярный режим течения газа, метод Монте-Карло, проводимость вакуумной системы, модульный принцип.

The algorithm for calculating of the conductivity of complex vacuum systems using the Monte Carlo method is proposed. The algorithm is based on the schematization of a complex system by modular principle.

Keywords: molecular flow of gas, Monte Carlo method, vacuum system conductivity, modular principle.

Моделирование рабочих процессов течения газа на этапе проектирования вакуумного оборудования имеет большое значение для создания современной вакуумной техники, область применения которой непрерывно расширяется.

Известно достаточно много аналитических и численных методов расчета проводимости сложных вакуумных систем. Допущения и подробный анализ этих методов изложены в работах [1—3]. Известный метод Монте-Карло для расчета проводимости каналов считается одним из самых эффективных методов, а иногда единственно возможным. В ряде случаев сложная вакуумная система разбивается на "элементарные" каналы (цилиндр, конус, сфера, колено и т. д.), проводимость каждого из которых известна или рассчитывается отдельно [4]. Затем вычисляется суммарная проводимость сложного трубопровода, например с использованием теоремы аддитивности обратной проводимости или по аналогии с проводимостью электрических цепей. При этом не учитывается деформация потоков газа при переходах из одного канала в другой, что приводит к значительным погрешностям расчета [2].

В настоящей статье предлагается модульный метод расчета, в котором сложная вакуумная система также разбивается на отдельные простейшие объемы (модули), разделенные условными плоскостями (рисунок). Для каждого модуля, имеющего вход и выход, разрабатывается подпрограмма, которая

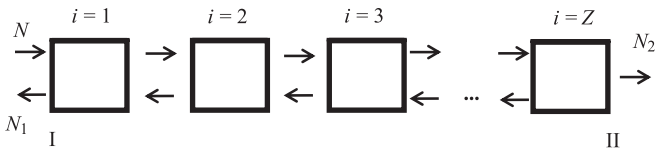


Схема разбиения сложной системы на модули с последовательным соединением

позволяет методом Монте-Карло проследить случайную траекторию молекулы по принятым вероятностным законам от входа в рассматриваемый модуль до выхода из него. Исходными данными являются координаты x_0, y_0, z_0 точки старта на условной плоскости входа в модуль и направляющие косинусы k, m, n вектора скорости молекулы, которые зависят от расположения поверхности старта относительно выбранной системы координат, а также от закона распределения углов отражения вектора скорости молекул. На плоскости выхода из модуля фиксируются координаты x_1, y_1, z_1 молекулы и новые направляющие косинусы k_1, m_1, n_1 вектора скорости, а также сторона S_i выхода из модуля. Полученные координаты и направляющие косинусы используются для расчета траектории молекулы в сопряженном модуле, для которого данная плоскость служит входом. Процесс вычислений продолжается в цикле (с помощью оператора "while") до тех пор, пока молекула не покинет всю сложную систему через вход I или выход II (см. рисунок).

Тело цикла представляет собой набор подпрограмм, включающих все модули. Отношение числа N молекул, входящих в вакуумную систему, к числу N_2 молекул, покинувших ее через условную поверхность выхода, определяет с заданной точностью вероятность перехода молекул через вакуумную систему (коэффициент Клаузинга) в виде $k = N_2/N$. Если процессы адсорбции и десорбции молекул стенками отсутствуют, то $N_1 + N_2 = N$.

Расчетную проводимость U, м^3/с, всей вакуумной системы можно определить по формуле:

$$U = 36{,}4kF\sqrt{T/M},$$

где F — площадь входного сечения, м^2; T — температура, К; M — молярная масса газа.

Как правило, для расчетов случайные модули скорости молекул принимают распределенными по закону Максвелла, а диффузное отражение молекул от стенок соответствует закону косинуса или какому-либо иному. Если стенки вакуумной системы неподвижны, то скорость молекул для расчета можно принять постоянной.

Уравнения траекторий молекул, стартующих из любой точки с координатами x_0, y_0, z_0 на неподвижной поверхности, можно представить в виде:

$$\begin{cases} x = x_0 + Vtk; \\ y = y_0 + Vtm; \\ z = z_0 + Vtn, \end{cases} \qquad (1)$$

где V — скорость молекулы; t — время.

Совместное решение системы уравнений (1) с уравнениями неподвижных поверхностей канала $F_i(x, y, z) = 0$ позволяет найти координаты случайных точек встречи молекул со стенками модулей или с условными плоскостями, их разделяющими. В механических вакуумных насосах некоторые стенки системы являются подвижными. Например, в турбомолекулярных и гибридных вакуумных насосах ротор вращается с большой скоростью для того, чтобы создать некоторое преимущественное направление движения молекул, которое приводит к уменьшению их концентрации в откачиваемом объеме. Если ось вращения ротора совпадает с осью z, то каждая молекула, стартующая с подвижной поверхности, получает дополнительную скорость в окружном направлении, равную $\omega\sqrt{x_0^2 + y_0^2}$, где ω — угловая скорость ротора; x_0 и y_0 — координаты точки старта.

Уравнения траектории молекул, стартующих с поверхностей ротора с учетом переносной скорости, имеют вид:

$$\left.\begin{aligned} x &= x_0 + t(Vk - \omega y_0); \\ y &= y_0 + t(Vm + \omega x_0); \\ z &= z_0 + tVn. \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

В уравнениях (2) скорость V и направляющие косинусы k, m, n, вектора скорости соответствуют молекуле, стартующей с неподвижного ротора. Расстояние, которое пролетает молекула после отражения от подвижной стенки, определяем как

$$L = \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + (z - z_0)^2}$$

или

$$L = t\sqrt{(Vk - \omega y_0)^2 + (Vm + \omega x_0)^2 + V^2 n^2}.$$

Если принять $t = 1$, то L численно равно новой скорости V_1, которую после простых преобразований, учитывая, что $k^2 + m^2 + n^2 = 1$, представим в виде:

$$V_1 = \sqrt{V^2 + 2\omega V(mx_0 - ky_0) + \omega^2(x_0^2 + y_0^2)}.$$

Новые значения направляющих косинусов в этом случае определяются выражениями:

$$k_1 = (Vk - \omega y_0)/V_1;$$
$$m_1 = (Vm + \omega x_0)/V_1;$$
$$n_1 = Vn/V_1.$$

Дальнейший расчет следует проводить с использованием уравнений

$$\left.\begin{aligned} x &= x_0 + V_1 tk_1; \\ y &= y_0 + V_1 tm_1; \\ z &= z_0 + V_1 tn_1, \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

и уравнений поверхностей $F_i(x, y, z) = 0$, если они неподвижны.

В этом случае координаты точек пересечения для всех поверхностей удобно находить решением системы уравнений относительно произведения $V_1 t$, представляющего собой расстояние от точки старта до точки встречи со стенкой или с условными плоскостями выхода или входа. Из всех найденных значений $V_1 t$ выбирают наименьшее и по уравнениям (3) находят координаты x_1, y_1, z_1 точек встречи, в том числе с условными плоскостями, разделяющими рассматриваемые модули.

В случае встречи молекулы с подвижными поверхностями в уравнениях этих поверхностей необходимо учесть угловую скорость ω: $F_i(x, y, z, \omega) = 0$. При этом возникает необходимость решения трансцендентной системы уравнений относительно времени t. Из всех найденных значений времени следует выбрать минимальное значение и по уравнениям (3) вычислить координаты точек x_1, y_1, z_1 встречи молекулы с поверхностью.

Заключение

Предложен модульный принцип расчета проводимости сложных вакуумных систем, в котором учитывается реальное движение прямых и обратных потоков с надлежащим пространственным распределением плотности молекул при переходах из одного модуля в другой, что существенно уменьшает погрешности вычислений. Число модулей может быть достаточно большим с последовательными и параллельными соединениями. Погрешности вычислений не зависят от числа модулей и от принятого закона распределения углов отражения молекул.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Демихов К. Е., Никулин Н. К.** Оптимизация высоковакуумных механических насосов. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. 255 с.

2. **Методы** расчета сложных вакуумных систем / С. Б. Нестеров, А. В. Бурмистров, А. В. Андросов и др. Под общей ред. С. Б. Нестерова, А. В. Бурмистрова. М.: Техносфера, 2012. 384 с.

3. **Бурмистров А. В., Караблинов Д. Г., Бронштейн М. Д.** / Расчет проводимости каналов вакуумных машин с учетом максвелловского распределения молекул по скоростям // Математические методы в технике и технологиях — ММТТ-17: Сб. трудов междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5. Кострома: [Б. и.], 2004. С. 101—105.

4. **Фомин М. В., Петров И. В., Куксова Н. В.** Расчет проводимости элементов вакуумных систем в режиме молекулярного течения газа / ОАО "НИИВТ им. С. А. Векшинского" // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2014618976 от 04 сентября 2014 г.

УДК 621.01

Е. Б. ЩЕЛКУНОВ, С. В. ВИНОГРАДОВ, М. Е. ЩЕЛКУНОВА,
А. И. ПРОНИН, кандидаты технических наук, Е. В. САМАР
(Комсомольский-на-Амуре ГТУ), e-mail: sergwin72@rambler.ru

Формализация расчетов при определении компоновочных параметров механизмов параллельной структуры[1]

Представлена оригинальная систематизация теоретически возможных компоновочных схем механизмов параллельной структуры, учитывающая характер расположения шарниров на основании и подвижной платформе. Предлагаемая систематизация позволяет создать для каждого типа компоновки этих механизмов индивидуальные шаблоны вычислений с использованием в алгоритмах вычисления минимального объема исходных данных.

Ключевые слова: механизм параллельной структуры, приводная штанга, шарнир, металлообрабатывающий станок, компоновка.

The original systematization of theoretically possible assembly schemes of parallel structure mechanisms is presented, taking into account the character of the hinges arrangement on the base and the movable platform. The proposed systematization allows to create individual calculation templates for each type of arrangement of these mechanisms, using the minimum amount of initial data in the algorithms.

Keywords: parallel structure mechanism, drive rod, hinge, metalworking machine, assembly.

Станки с параллельной кинематикой являются перспективной альтернативой традиционному металлообрабатывающему оборудованию с последовательной кинематикой. Основным элементом таких станков является механизм параллельной структуры (МПС). В настоящее время существует большое число конструктивных решений МПС — компоновок, классифицируемых по принципиальным, схемным и конструктивным признакам. На рис. 1 условно показаны основные конструктивные элементы МПС, определяющие его компоновку [1].

Проектирование МПС — трудоемкая конструкторская задача, сопровождаемая массой промежуточных расчетов, связанных с определением углов размещения шарниров на платформе и основании, увязкой размеров элементов механизма и др.

На начальном этапе проектирования для выбранного типа МПС устанавливаются углы размещения шарниров приводных штанг и расстояния между шарнирами на основании и подвижной платформе. Характер размещения шарниров определяет компоновку МПС, а соответственно, и его технические параметры (силовые, скоростные и др.). Наилучшее конструкторское решение достигается путем неоднократной корректировки исходных данных с повторением процедуры расчетов.

Сокращения временны́х затрат на проектирование можно добиться, используя индивидуальные алгоритмы вычисления параметров МПС типовых компоновок.

Для создания индивидуальных алгоритмов авторы предлагают разделить в зависимости от характера расположения шарниров все множество компоновочных схем на условные группы. Данное разделение представлено на примере механизмов с шестью приводными штангами, имеющих среди МПС наибольшее число вариантов компоновочных решений.

1. Схемы, где все шарниры основания и подвижной платформы размещены так, чтобы выполнялось условие симметрии вращения как для подвижной платформы и основания в отдельности, так и для всей схемы в целом.

2. Схемы, где все шарниры основания и платформы разме-

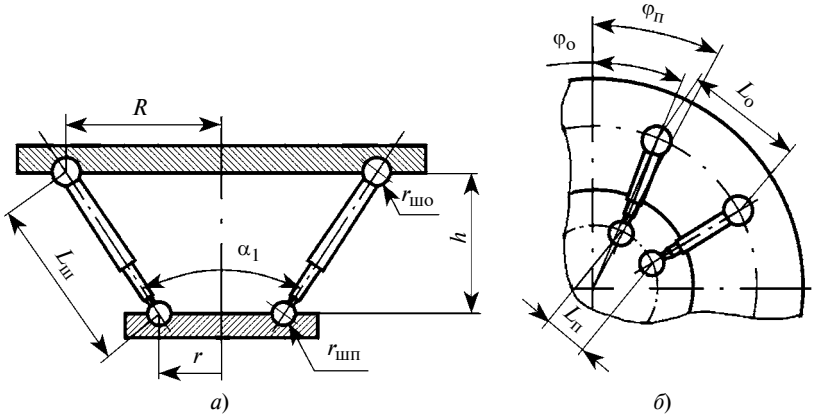


Рис. 1. Конструктивные элементы МПС со штангами переменной длины:
а — вид сбоку (сечение); *б* — расположение штанг в плане; R и r — радиусы основания и подвижной платформы; h — расстояние между основанием и платформой; α_1 — начальный угол расхождения штанг; $r_{шо}$ и $r_{шп}$ — радиусы шарниров на основании и подвижной платформе; $L_о$ и $L_п$ — расстояния между шарнирами на основании и платформе; $L_ш$ — длина штанги; $\varphi_о$ и $\varphi_п$ — углы размещения шарнира на основании и подвижной платформе

[1] Работа выполнена при поддержке гранта на проведение научных исследований в области фундаментальных и технических наук № 92/2016 Д Министерства образования и науки Хабаровского края.

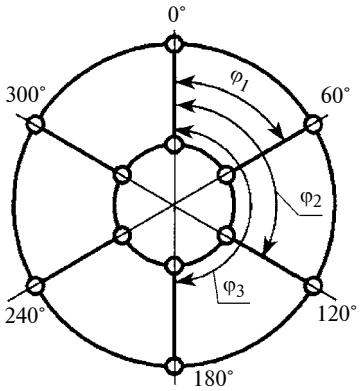


Рис. 2. Конструктивные параметры компоновки МПС с равномерным размещением шарниров приводных штанг:

φ_1, φ_2, φ_3 — углы размещения шарниров приводных штанг относительно начала отсчета

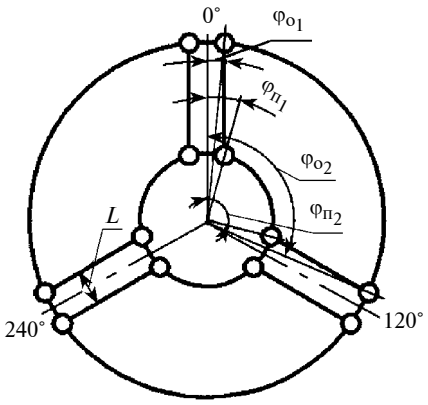


Рис. 3. Конструктивные параметры компоновки МПС с попарно-параллельным размещением приводных штанг:

φ_{o_1}, φ_{o_2} — углы размещения шарниров приводных штанг на основании; $\varphi_{п_1}$, $\varphi_{п_2}$ — углы размещения шарниров приводных штанг на подвижной платформе; L — расстояние между шарнирами в паре

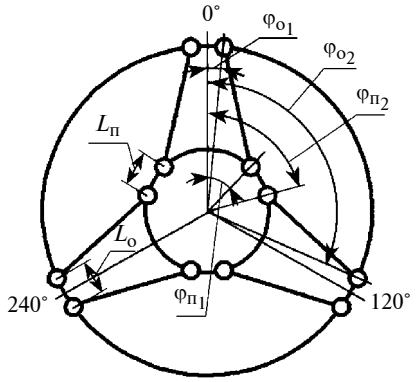


Рис. 4. Конструктивные параметры компоновки МПС с ферменным размещением приводных штанг:

φ_{o_1}, φ_{o_2} — углы размещения шарниров приводных штанг на основании; $\varphi_{п_1}$, $\varphi_{п_2}$ — углы размещения шарниров приводных штанг на подвижной платформе; $L_о$ и $L_п$ — расстояния между шарнирами в паре на основании и подвижной платформе

щены так, чтобы выполнялось условие зеркальной симметрии (за исключением симметрии вращения) как для подвижной платформы и основания в отдельности, так и для всей схемы в целом.

3. Схемы, где размещение шарниров не подчиняется какому-либо порядку (асимметричные).

Анализ возможных вариантов позволил выделить во множестве вариантов схем, соответствующих структуре 1, следующие частные случаи.

1.1. Схема с равномерным размещением шарниров приводных штанг (рис. 2). Шарниры приводных штанг на основании и платформе размещены равномерно с шагом, равным $360°/n$, где $n = 2, ..., 6$ — число приводных штанг. Начала отсчета углов на подвижной платформе и основании совпадают. При вращении компоновки вокруг оси симметрии на угол, кратный $360°/n$, она проецируется сама на себя.

1.2. Схема с попарно-параллельным размещением приводных штанг (рис. 3). Шарниры на основании и подвижной платформе размещены попарно. Пары шарниров расположены с угловым шагом, равным $360°/(0,5n)$, где $n = 4, 6$. Расстояния между осями шарниров в парах на платформе и основании равны. Расстояние между шарнирами в паре всегда меньше расстояния между шарнирами из разных пар. Штанги в каждой паре параллельны друг другу.

1.3. Схема с так называемым ферменным размещением приводных штанг (рис. 4). Шарниры на основании и подвижной платформе расположены попарно. В отличие от попарно-параллельного размещения пары шарниров на подвижной платформе и основании смещены друг относительно друга на угол, равный $360°/n$. При этом хорда в паре всегда меньше, чем хорда между ближайшими шарнирами из разных пар.

На практике ферменное размещение штанг реализуется только в МПС с шестью приводными штангами с угловым шагом размещения шарниров, равным 60°. Помимо выделенных выше частных случаев, размещение штанг в механизме может быть реализовано во множестве вариантов симметрии вращения. В предлагаемой систематизации компоновок эти схемы обозначены как "другие" симметричные.

На рис. 5, *а—в* приведены примеры "других" симметричных схем размещения штанг в МПС. Конструктивные параметры "других" симметричных компоновок показаны на рис. 6.

На рис. 7 показаны конструктивные параметры компоновочной схемы МПС с зеркально-симметричным расположением шарниров. Размещение шарниров слева от оси симметрии является зеркальным отображением шарниров справа от оси симметрии. На рис. 8, *а—в* приведены примеры асимметричной схемы размещения штанг в механизме, которую можно реализовать в бесконечном множестве вариантов.

Предлагаемая систематизация позволяет создать для каждого типа компоновки МПС индивидуальные шаблоны вычислений, основанные на задании минимального объема исходных дан-

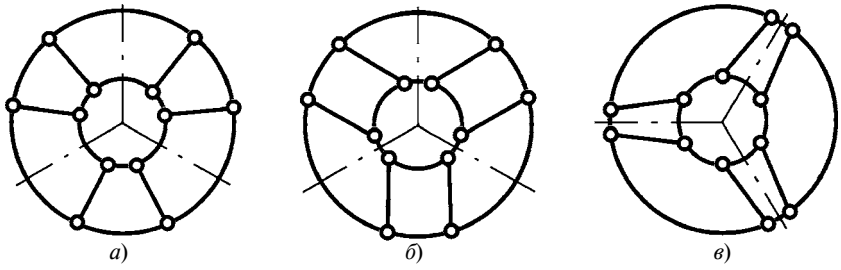


Рис. 5. Схемы "других" компоновок МПС симметрии вращения

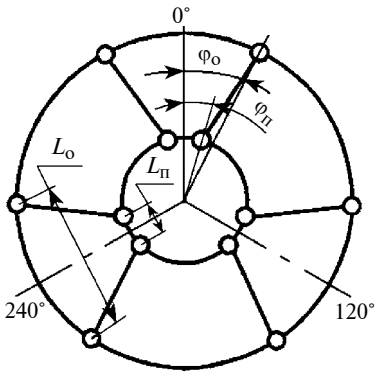


Рис. 6. Конструктивные параметры симметричной компоновки МПС

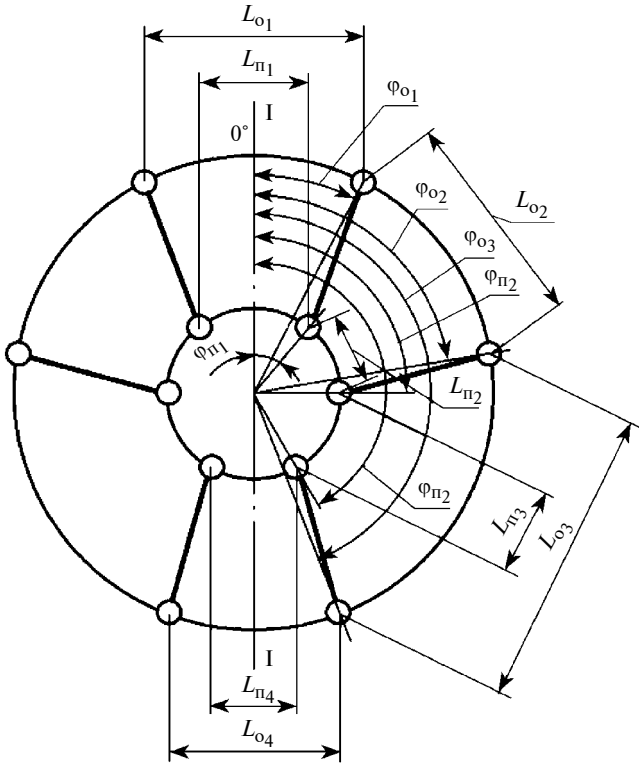


Рис. 7. Конструктивные параметры компоновки МПС с зеркально-симметричным расположением шарниров:

I—I — ось симметрии; φ_{o_1}, φ_{o_2}, φ_{o_3} — углы размещения шарниров на основании; $\varphi_{п_1}$, $\varphi_{п_2}$, $\varphi_{п_3}$ — углы размещения шарниров на подвижной платформе; L_{o_1}, L_{o_2}, L_{o_3} — расстояния между шарнирами на основании; $L_{п_1}$, $L_{п_2}$, $L_{п_3}$ — расстояния между шарнирами на подвижной платформе

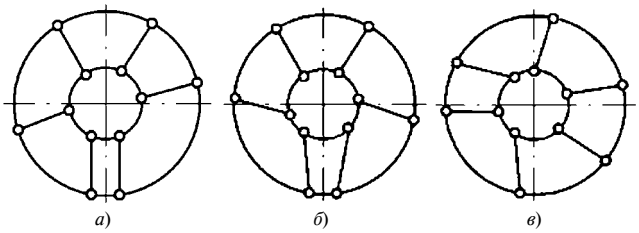


Рис. 8. Схемы асимметричной компоновки МПС

Примеры вариантов задания исходных данных для расчета

Компоновка МПС	Задаваемые параметры
Равномерная	R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$
Попарно-параллельная	R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_о$, L; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, L; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_о$, L; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, L
Ферменная	R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_о$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_о$, $L_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, $L_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_о$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_о$, $L_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, $L_о$, $L_п$
"Другая" симметричная	R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_о$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_п$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_о$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, $\varphi_п$, $\varphi_о$, $L_п$
Зеркально-симметричная	R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, φ_{o_1}, $\varphi_{п_1}$, φ_{o_2}, $\varphi_{п_2}$, φ_{o_3}, $\varphi_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, L_{o_1}, $L_{п_1}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, L_{o_4}, $L_{п_4}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, α_1, φ_{o_1}, $\varphi_{п_1}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, φ_{o_1}, $\varphi_{п_1}$, φ_{o_2}, $\varphi_{п_2}$, φ_{o_3}, $\varphi_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, L_{o_1}, $L_{п_1}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, L_{o_4}, $L_{п_4}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$; R, r, $r_{шп}$, $r_{шо}$, h, $L_ш$, φ_{o_1}, $\varphi_{п_1}$, L_{o_2}, $L_{п_2}$, L_{o_3}, $L_{п_3}$

ных и соответствующих алгоритмах вычисления остальных геометрических параметров проектируемого МПС [2]. В таблице приведены примеры вариантов задания исходных данных для расчета компоновочных параметров МПС с симметричным размещением шарниров.

В отличие от компоновок МПС с симметричным размещением шарниров приводных штанг, в механизмах с асимметричным расположением штанг необходимо задать положение каждого шарнира.

Заключение

Проведена систематизация теоретически возможных компоновочных схем механизмов параллельной структуры, учитывающая характер расположения шарниров на основании и подвижной платформе. Разделение компоновочных схем на группы позволяет создать для каждого типа компоновки МПС индивидуальные шаблоны вычис-

УДК 621.452.3.017:621.891

Л. А. ШАБАЛИНСКАЯ, канд. хим. наук, А. А. МАСЛОВ, А. О. МЕЛЬНИКОВ, Л. В. МИЛИНИС, С. В. ЛОПОНОС, В. В. ГОЛОВАНОВ (ЦИАМ им. П. И. Баранова, Москва), e-mail: shabl@ciam.ru

Компьютерный морфологический анализ частиц износа для трибодиагностики деталей редукторов летательных аппаратов

Рассматривается целесообразность применения компьютерного морфологического анализа частиц износа как базовой составляющей трибодиагностики коробки самолетных агрегатов (КСА). Сопоставлены результаты трибодиагностики, полученные с помощью классификатора и счетчика частиц износа LaserNet Fines-C и прямопоказывающего феррографа DR (PREDICT/DLI).

Ключевые слова: КСА, контроль технического состояния, износ, загрязняющие частицы, встроенный тестер прямой визуализации, количество частиц износа, морфологический анализ частиц, трибодиагностика.

The expediency of application of the computer morphological analysis of wear particles as a basic component of the tribodiagnostics of the aircraft assembly boxes (AAB) is considered. The results of tribodiagnostics obtained using the LaserNet Fines-C wear classifier and counter of wear and the DR (PREDICT / DLI) direct-indication ferrograph are compared.

Keywords: boxes of aircraft assemblies, technical condition control, wear, contaminants, built-in direct visualization tester, number of wear particles, morphological analysis of particles, tribodiagnostics.

Разрушение металлических сплавов при трении сопровождается отделением материала в виде частиц или продуктов износа. Частицами износа называют "металлические частицы", отделяемые от металлической матрицы материала, а к продуктам износа, кроме частиц износа, относят еще и остатки смазочного материала, сульфиды, нитриды и разные неметаллические частицы, образовавшиеся при трении. Необходимо учитывать изменение свойств контактирующих поверхностей при трении по сравнению с их первоначальным состоянием и особенно влияние внешней среды.

Результаты исследований продуктов износа используют при решении прикладных задач, связанных с прогнозированием износостойкости материалов, а также с надежностью и долговечностью машин и оборудования [1].

Морфологический анализ частиц износа широко используется для диагностики узлов трения промышленного и транспортного оборудования. Форма, размеры, текстура поверхности и цвет частиц непосредственно связаны с механизмом изнашивания и позволяют как определить текущее состояние узла трения, так и сделать прогностические выводы.

До недавнего времени анализ частиц износа выполняли квалифицированные эксперты, что экономически оправданным было лишь для мониторинга кри-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 30)

лений и тем самым формализовать процесс проектирования. Указанные шаблоны основаны на особенностях задания исходных данных и заложенных алгоритмах вычисления геометрических параметров проектируемого МПС.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Автоматизация** проектирования механизмов параллельной структуры со штангами переменной длины / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, Д. Г. Посаженников // Технология машиностроения. 2015. № 11. С. 51—55.

2. **Программа** для проектирования механизмов параллельной структуры / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, А. И. Пронин // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. Комсомольск н/А: ГОУВПО "КнАГТУ", 2015. № IV-1 (24). С. 46—49.

тического по своему значению оборудования, эксплуатация которого сопряжена с соблюдением высоких требований по безопасности человека и окружающей среды. Развитие вычислительной техники, методов обработки и анализа изображений изменило ситуацию. С помощью цифровых методов морфологию частицы можно охарактеризовать рядом количественных признаков. Анализ частиц износа и поверхностей трения позволяет оценить режим эксплуатации трибосопряжения, состояние смазочного материала, выявить нежелательные процессы при функционировании трибосистем и своевременно принять меры по их устранению [2].

Появление таких методов обусловлено необходимостью прогнозирования безаварийной эксплуатации уникальных объектов промышленности, энергетики и транспорта, затраты на ремонт которых или потери от их незапланированной остановки значительно превышают стоимость профилактического обслуживания. Первоначально методы были основаны на экспертном визуальном контроле. В настоящее время благодаря возможности автоматизации морфологический анализ поверхностей трения и частиц износа широко применяется при решении практических проблем трибологии.

Морфология поверхностей и частиц оценивается по их изображениям, получаемым с помощью оптической, электронной и атомно-силовой микроскопии. Особенностью морфологических признаков является их независимость от масштаба, например то, что объект круглый, имеет случайную текстуру и характерный цветовой тон, никак не связано с его размерами. Как следствие, некоторые авторы считают, что признаки не должны иметь и физической размерности [3].

В методах морфологического анализа можно выделить три класса решаемых задач: первый — описание морфологических признаков; второй — определение морфологического типа объектов анализа; третий — определение технического состояния диагностируемого узла трения и принятие решений о необходимости тех или иных действий по коррекции его состояния.

Существует много подходов к описанию морфологических признаков, однако все они сводятся к одному из следующих методов: сравнительному, параметрическому, инвариантных представлений и параметризации визуального содержания; поточной ультрамикроскопии.

Сравнительные методы основаны на визуальной экспертной оценке сходства исследуемого объекта с некоторым эталоном. Простота и достаточная для решения большинства задач точность способствовали их широкому распространению. В большинстве случаев для их реализации достаточно набора эталонов и оптического микроскопа. Недостатки заключаются в субъективности и качественном характере получаемых оценок.

Параметрические методы основаны на использовании разных статистик значений высоты и шага неровностей поверхностей, яркости и цветовых характеристик изображений, локальных и глобальных оценок отклонений линии контуров. Преимущества параметрического подхода — простота интерпретации соответствующих оценок, недостатки — слабая описательная способность. Тем не менее при использовании большого числа подобных характеристик этот подход позволяет решать задачи с достаточной для большинства практических приложений точностью.

Метод инвариантных представлений заключается в применении нормализованных методов описаний, т. е. представление объектов анализа в виде, не зависящем от их масштаба и выбора начала координат [4].

Метод поточной ультрамикроскопии позволяет определить концентрацию и распределение частиц износа по размерам. При использовании этого метода проба смазки, разбавленной для снижения вязкости и уменьшения вероятности коагуляции частиц, проходит через капилляр, помещенный в специальной кювете. На выходе из капилляра через поток смазки пропускается оптическое излучение, сфокусированное в некотором ее объеме. Ось пучка оптического излучения перпендикулярна потоку смазки. В момент пересечения частицами счетной зоны (зоны фокусировки) наблюдаются вспышки рассеянного света, которые регистрирует фотоприемник. Методы поточной ультрамикроскопии, использующие как рассеяние излучения, так и его поглощение, реализованы в оптических счетчиках частиц.

Так, на основании принципа поточной ультрамикроскопии компании Lockheed Martin и the Naval Research Laboratory разработали новый инструмент для анализа частиц в масле — Laser Net Fines (LNF), который классифицирует формы частиц износа и одновременно считает их. Импульсное лазерное излучение проходит через проточную кювету, по которой прокачивается проба масла. Изображение частицы, проходящей через область облучения, проецируется оптической системой на ПЗС-матрицу, в которой используется технология приборов с зарядовой связью — ПЗС. Далее пиксельное изображение частицы обрабатывается на компьютере. При этом анализируется морфология частицы и определяется общая концентрация (число) частиц. Частицы размером больше 20 мкм автоматически классифицируются с помощью программы обработки изображений, основанной на использовании нейросетей, на шесть категорий: частицы абразивного изнашивания (микро-

резания [3]), частицы тяжелого скольжения (задира), усталостного изнашивания, неметаллические частицы, волокна и капли воды [5]. С помощью анализатора LNF-C получили изображения частиц в пробе масла после 25 ч наработки сдвоенной коробки самолетных агрегатов (КСА), которые приведены соответственно на рис. 1, *а—в*: усталостное (fatique) изнашивание, задир (sliding) и микрорезание (cutting).

В последнее время появилось новое поколение устройств SpectroLNF Q200 [6] и LaserNet Fines®-Online [7] семейства LaserNet Fines®-C. Классификатор форм частиц, счетчик частиц и динамический вискозиметр соответствуют новому стандарту ASTM D7596—14 [8]. Уровень загрязненности твердыми частицами кодируется в соответствии со стандартом ИСО 4406—99 [9].

В настоящее время морфологический анализ частиц износа как метод диагностики технического состояния узлов трения машин в России неизвестен. Однако данный анализ можно успешно применять в авиационной отрасли в качестве инструмента диагностики состояния узлов трения машин для предотвращения аварийных ситуаций, связанных с преждевременным выходом их из строя.

Авторы данной статьи путем стендовых ресурсных испытаний оценили возможности применения компьютерного морфологического анализа при трибодиагностике опытного образца сдвоенной коробки самолетных агрегатов КСА, которая предназначена для запуска двигателей, холодных прокруток, привода самолетных агрегатов от двигателей в режиме энергоузла на самолетах типа МиГ-29К и МиГ-29КУБ. Главными составными частями КСА являются: блок редукторов и угловые приводы, основные пары трения которых представлены в табл. 1.

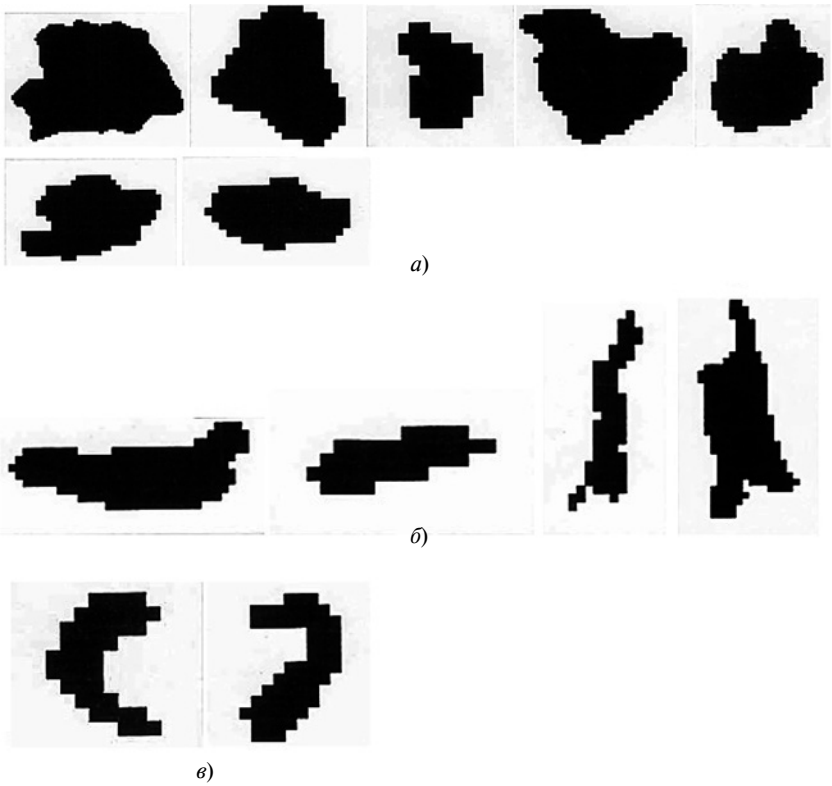


Рис. 1. Цифровые изображения частиц усталостного изнашивания (*а*), задира (*б*) и микрорезания (*в*), полученные при анализе пробы масла по LNF

Таблица 1

Основные пары трения редукторов КСА

Пара трения	Тело трения (материал)	
1	Шестерня (20Х3ВМФ)	Зубчатое колесо (20Х3ВМФ)
2а	Наружное кольцо подшипника (ЭИ 347)	Корпус подшипника (30ХГСА)
2б	Дорожки качения кольца (ЭИ 347)	Тела качения (ЭИ 347)
2в	Тела качения (ЭИ 347)	Сепаратор (бронза)
3а	Наружное кольцо подшипника (ЭИ 347)	Корпус подшипника (39ХГСА + нитрид титана)
3б	Дорожки качения кольца (ЭИ 347)	Тела качения (ЭИ 347)
3в	Тела качения (ЭИ 347)	Сепаратор (бронза)
4а	Наружное кольцо подшипника (ЭИ 347)	Корпус подшипника (13Х14Н3В2ФРЛ)
4б	Дорожки качения кольца (ЭИ 347)	Тело качения (ЭИ 347)
4в	Тела качения (ЭИ 347)	Сепаратор (бронза)
5	Кольцо опорное (Х45тв)	Графитовое уплотнение (углеграфит НИГРАН В)
6	Втулка маслоагрегата (бронза Бр.010с10)	Ось маслоагрегата (бронза Бр.010с10)

Для исследований использовали пробы масла ВНИИНП 50-1-4у, отобранные из левого и правого редукторов опытного образца КСА в процессе стендовых испытаний, аналогичных описанным в работе [10]. Морфологический анализ проб проводили с помощью классификатора и счетчика частиц LaserNet Fines-C (Lockheed Martin Corporation). Результаты, приведенные на рис. 2, *а—в* (см. обложку), дают представление о кинетике изнашивания редукторов КСА, однако LNF анализирует контуры частиц или их силуэты. Так как в оптической системе LNF используется проходящий свет (заднее освещение), то нельзя отличить цвет частицы, текстуру или атрибуты поверхности. Это чрезвычайно важные атрибуты, которые необходимо учитывать при определении вида изнашивания. Таким образом, полученные для каждой категории износа результаты типичны только для частиц рассматриваемого силуэта.

Для проверки классификаций частиц, сделанных LNF, если их размер или число в одной из категорий износа (задир, усталостное выкрошивание или микрорезание) увеличиваются со временем, разработчики рекомендуют использовать микроскопическое исследование частиц с помощью феррографии (на аналитическом и прямопоказывающем феррографах) или мембранной фильтрации (фильтрографии) [6]. Авторы провели исследование на прямопоказывающем феррографе DR (PREDICT/DLI), результаты которого, выраженные в баллах относительной оптической плотности DR феррографа, приведены в сравнении с результатами, полученными на LaserNet Fines-C (табл. 2). Прямопоказывающий феррограф предназначен для быстрого контроля изнашивания механизмов путем определения в пробе масла, взятого из маслосистемы работающей машины, концентраций D_L крупных частиц (размер более 5 мкм) и концентраций D_S мелких частиц (размер до 2 мкм) [11].

Разница концентраций металлических (по LNF) и ферромагнитных (по DR) частиц объясняется наличием частиц износа цветных (парамагнитных) металлов, которые слабо идентифицируются методом феррографии. Установлено, что с увеличением наработки до 275 ч основной размерной фракцией частиц износа становятся усталостные частицы с эффективным диаметром 25÷50 мкм.

Таким образом, данные исследования кинетики разных процессов изнашивания (усталостного, тяжелого скольжения (задира) и микрорезания), сопоставление которых с результатами актов дефектации, составленных по стендовым испытаниям при разборке редукторов, позволяют прогнозировать дальнейшее развитие износов деталей трения и вероятности появления отказов.

Таблица 2

Сравнение результатов анализа проб масла, полученных с помощью анализатора LNF-C и прямопоказывающего феррографа DR (PREDICT/DLI)

Наработка КСА, ч	Концентрация металлических частиц, шт./мл	Концентрация ферромагнитных частиц, балл DR/мл	
		D_L	D_S
25	116,6	19,4	12,1
50	69,9	12,1	8,0
99	111,3	15,8	10,5
250	56,1	5,4	3,9
275	33,8	0,3	1,6

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Колесников В. А., Балицкий А. И., Погорелов О. А.** Классификация частиц износа сталей (по морфологии), образовавшихся в условиях трения качения // Наукові вісті Далівського університету // Електроний журнал СНУ ім. В. Даля. 2011. № 4.

2. **Погорелов О. А., Колесников В. А., Балицкий А. И.** Обработка изображений частиц износа методами компьютерного зрения // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля // Вид-во СНУ ім. В. Даля. 2011. № 11 (165). Ч. 2. С. 187—192.

3. **Степанов В. А.** Диагностика технического состояния узлов трансмиссии газотурбинных двигателей по параметрам продуктов износа в масле. Рыбинск: НПО Сатурн, 2002. 230 с.

4. **Technical** Description. "LaserNet Fines Particle Shape Classifier & Particle Counter" // Spectro inc. Industrial Tribology System. 2003.

5. **Маркова Л. В., Мышкин Н. К.** Трибодиагностика машин / НАН Беларуси, Ин-т механики металлополимер. систем им. В. А. Белого. Минск: Белорус. наука, 2005. 251 с.

6. **Lasernet** fines® q200 — a solution to oil analysis including particle count and particle shape classification [Электронный ресурс] // Spectro Scientific. URL: https://www.spectrosci.com/product/minilab-153/?fileID=8a808189537372f90153e26896236583

7. **LaserNet** Fines®-Online [Электронный ресурс] // Lockheed Martin. URL: www.lockheedmartin.com

8. **ASTM D7596—14.** Standard Test Method for Automatic Particle Counting and Particle Shape Classification of Oils Using a Direct Imaging Integrated Tester // STANDARD by ASTM International, 2014. P. 7.

9. **ГОСТ 17216—2001.** Чистота промышленная. Классы чистоты жидкостей. М.: ИПК Изд-во стандартов, 2002. 7 с.

10. **Трибодиагностика** технического состояния авиационных редукторов по стадиям поверхностного усталостного изнашивания их деталей / Л. А Шабалинская, В. В. Голованов, Е. С. Бубнова и др. // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 4. С. 341—345.

11. **Foxboro** Analytical "Sample Processing with the Model 7067 Direct Reading Ferrograph", 1980. MI 612-101.

УДК 622.5:621.9

А. С. ПИСКАРЕВ, О. Б. СИЛЬЧЕНКО, д-р техн. наук, В. В. КУРИЦЫНА, канд. техн. наук,
М. В. СИЛУЯНОВА, д-р техн. наук (МАИ), e-mail: silyaolya@yandex.ru

Анализ конструктивных решений при проектировании высоконагруженных подшипников скольжения с жидким смазочным материалом

Проанализированы конструкции подшипников скольжения с жидким смазочным материалом, используемых в двигателях летательных аппаратов. Рассмотрены достоинства и недостатки подшипников, применяемых в высоконагруженных передачах. Предложены пути усовершенствования подшипников с применением новых материалов.

Ключевые слова: подшипник, жидкостное смазывание, редуктор, трение скольжения.

The designs of sliding bearings with liquid lubricant used in aircraft engines are analyzed. The advantages and disadvantages of bearings used in high-loaded drives are considered. The ways of improvement of bearings with application of new materials are proposed.

Keywords: bearing, liquid lubrication, reducer, sliding friction.

Исследования опор скольжение с масляным смазочным материалом (СМ) показали [1, 2], что круглые цилиндрические подшипники (рис. 1) при одинаковых габаритных размерах и режиме смазывания обладают бóльшими несущими способностями по сравнению с другим подшипниками. Они просты в изготовлении, но имеют ряд недостатков. Так, при большой частоте вращения и небольшой нагрузке в слое СМ возникают силы, создающие неустойчивое вращение вала. Есть сложность и в соосной установке данных подшипников, а отклонения по соосности (перекосы) снижают несущую способность и повышают изнашиваемость подшипников.

Для повышения устойчивости подшипников скольжения разработаны эллиптические подшипники, многоклиновые подшипники с жестко закрепленными и самоустанавливающимися вкладышами, подшипники с плавающими втулками и др. Для устранения перекосов используют, в частности, многоклиновые подшипники с самоустанавливающимися вкладышами.

Известно, что при использовании круглых подшипников в качестве подшипников зубчатых колес в редукторах неустойчивая работа не наблюдается ввиду высокой нагрузки на подшипники при большой частоте вращения. Перекос корпуса подшипника относительно шипа также исключается, так как сила зубчатого зацепления действует в плоскости, проходящей через середину подшипника.

Из вышеизложенного следует, что из применяющихся на сегодня подшипников в редукторах целесообразнее использовать круглый цилиндрический подшипник.

Подшипники скольжения авиационных редукторов большой мощности имеют ряд особенностей:

1) удельная нагрузка на подшипник очень велика, она достигает 15 МПа и больше при скоростях скольжения в несколько десятков метров в секунду, когда имеет место режим жидкостного трения, а минимальная толщина слоя СМ около 20 мкм. Такие нагрузки характерны для тихоходных подшипников со скоростями скольжения 1 м/с [3], при которых создаются полужидкостной и граничный режимы трения. При этом для большинства подшипников скольжения, работающих на больших скоростях с жидкостным смазыванием, например для подшипников роторов турбомашин, максимальная нагрузка значительно меньше и редко превышает 1 МПа;

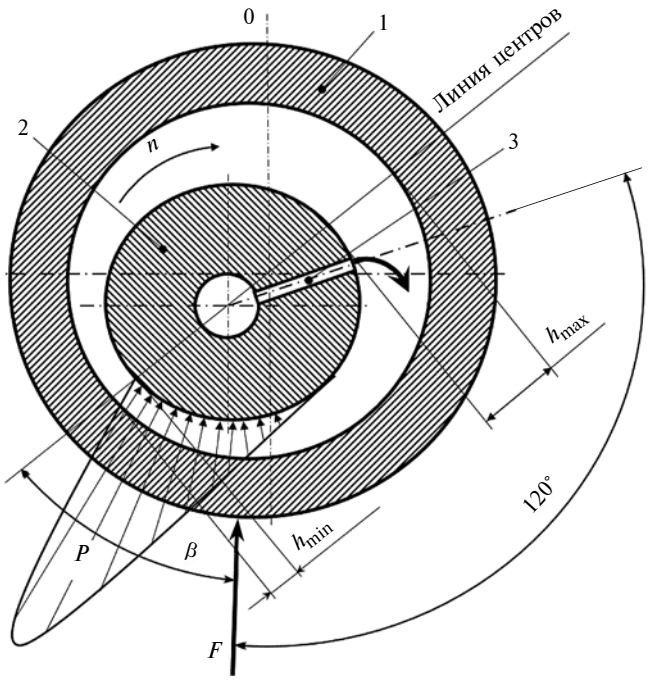


Рис. 1. Круглый цилиндрический подшипник с эпюрой давления *p*:

1 — промежуточное зубчатое колесо; *2* — подшипник; *3* — СМ; β — угол поворота линии центров; *F* — внешняя нагрузка; *P* — эпюра давлений; α_p — угол положения ротора; *h* — ширина зазора; *n* — частота вращения зубчатого колеса

2) используется "обращенная" схема подшипника, при которой неподвижным относительно водила является цапфа (шип), а вращающимся элементом — корпус подшипника, расположенный в зубчатом колесе;

3) вектор нагрузки относительно цапфы остается практически постоянным в течение всей работы редуктора в режиме передачи мощности, так как действующие на неподвижную цапфу подшипника силы со стороны зубчатого зацепления во много раз превосходят другие силы — силу веса и силу неуравновешенности зубчатого колеса;

4) вращающееся зубчатое колесо имеет один подшипник, образованный внутренней поверхностью отверстия в зубчатом колесе и расположенным в нем валом;

5) отсутствие запасной смазочной системы, которая включалась бы в случае выхода из строя основной смазочной системы (запасная смазочная система обязательно имеется для подшипников крупных турбомашин), что может приводить или к значительному падению давления и расходу поступающего СМ, или к полному прекращению подачи масла, обусловливая полужидкостной или граничный режимы трения, а следовательно, к повышенным изнашиванию и температуре в зоне трения. Из этого следует:

штатный режим работы практически не накладывает ограничений на ресурс подшипников редуктора;

основной проблемой при обеспечении требуемого ресурса подшипника является работа на нештатных режимах, особенно при полном прекращении подачи СМ;

из-за высокой скорости скольжения на нештатных режимах работы могут иметь место нестационарные температурные режимы.

Трение скольжения и изнашивание при работе подшипников без СМ

Сила взаимодействия в паре трения при сухом трении, как правило, выше, чем при граничном трении. Сила трения не только вызывает диссипацию энергии, но и существенно влияет на изнашивание взаимодействующих твердых тел.

При скольжении твердых тел относительно друг друга сила $F_т$ трения обусловлена силой сопротивления относительному скольжению контактирующих тел, возникающей в плоскости их касания.

Сила трения $F_т$ имеет составляющие:

$$F_т = F_{т\ мол} + F_{т\ мех},$$

где $F_{т\ мол}$ — составляющая, обусловленная межатомным и межмолекулярным взаимодействием; $F_{т\ мех}$ — механическая составляющая, обусловленная деформированием поверхностных слоев менее жесткого тела внедрившимися микронеровностями более жесткого тела.

При упругих деформациях в зонах касания взаимодействие твердых тел может осуществляться при ненасыщенном и насыщенном фрикционных контактах.

При упругом ненасыщенном контакте расстояния между отдельными зонами контакта значительны, поэтому можно пренебречь влиянием отдельных контактных зон друг на друга. При упругом насыщенном контакте имеет место взаимное слияние контактных зон.

Молекулярная составляющая коэффициента трения при пластических деформациях в зонах контакта микронеровностей не зависит от рельефа поверхностей и возникающего в сопряжении контурного давления, а зависит от физико-химического состояния поверхностей.

При сближении поверхностей взаимодействующих тел в условиях пластического ненасыщенного контакта коэффициент трения возрастает ввиду увеличения деформационной составляющей.

При пластических деформациях в зонах контакта микронеровностей коэффициент трения при сближении поверхностей взаимодействующих тел возрастает как при насыщенном, так и при ненасыщенном контактах.

Из основных положений молекулярно-механической теории трения следует, что на условия трения существенное влияние оказывает физико-химическое состояние твердых тел, механические свойства менее жесткого тела и шероховатость поверхности более жесткого тела.

Трение скольжения со СМ

Режим трения (гидродинамический, смешанный и граничный) в узлах трения скольжения определяют по диаграмме Герси—Штрибека (рис. 2), представляющей собой зависимость коэффициен-

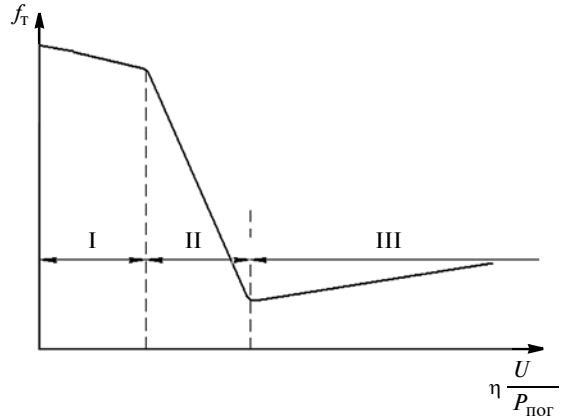


Рис. 2. Зависимость коэффициента $f_т$ трения от числа Герси (диаграмма Герси—Штрибека) (I — граничное смазывание, II — смешанное смазывание, III — гидродинамическое)

та $f_т$ трения в узле трения от безразмерной величины $\eta u/P_{пог}$, называемой числом Герси или числом (критерием) Зоммерфельда, где η — динамическая вязкость; u — скорость относительного перемещения трущихся тел; $P_{пог}$ — погонная нагрузка на узел трения (отнесенная к длине сопряжения в направлении, перпендикулярном направлению относительного перемещения).

Для подшипников скольжения число Герси имеет вид: $\eta\omega/P_a$, где P_a — удельная нагрузка на площадь рабочей поверхности подшипника; ω — частота вращения вала.

Гидродинамический (жидкий) СМ

При использовании жидкого СМ трение проявляется в его толстой пленке, разделяющей контактирующие поверхности, что снижает сопротивление трению и скорость изнашивания сопряженных поверхностей. Поэтому гидродинамическое трение более эффективно в таких узлах, как подшипники и зубчатые зацепления.

Давление в слое СМ определяем из выражения

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(h^3\frac{\partial p}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(h^3\frac{\partial p}{\partial x}\right) = 6\eta u\frac{\partial h}{\partial x},$$

где x, y — координаты; h — радиальный зазор; p — давление в слое СМ.

Составляющие реакции слоя СМ:

$$P\cos\beta = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2}\int_{-B/2}^{B/2} p(\varphi, y)\cos\varphi\, d\varphi\, dy,$$

$$P\sin\beta = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2}\int_{-B/2}^{B/2} p(\varphi, y)\sin\varphi\, d\varphi\, dy,$$

где P — несущая способность слоя СМ; β — угол поворота линии центров; f_1 и f_2 — углы начала и окончания слоя СМ; B — ширина подшипника; $p(f, y)$ — функция распределения давления.

Несущая способность слоя СМ при заданном эксцентриситете равна внешней нагрузке F:

$$P = \sqrt{(P\cos\beta)^2 + (P\sin\beta)^2} = F.$$

Число Зоммерфельда определяет выражение

$$S_0 = \frac{P\psi^2}{DB\eta\omega},$$

где ψ — относительный зазор в подшипнике.

Потери мощности N_f на трение обусловлены трением в зоне нагруженного слоя СМ и трением поверхности вала с учетом ненагруженной зоны, в которой, как правило, находятся канавки и карманы для подачи СМ.

Сопротивление несущего слоя СМ вращению определяется интегрированием касательных напряжений τ в слое СМ по области его существования:

$$F_f = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2}\int_{-B/2}^{B/2} \tau\, d\varphi\, dy.$$

Тогда величина $f_т = F_f/F$ будет коэффициентом гидродинамического трения.

Рабочую температуру слоя СМ определяет уравнение теплового баланса, т. е. уравнение равновесия между тепловыделением от трения в слое СМ и отводом теплоты СМ и конвективной ее передачей:

$$N_f = \rho c_p Q(\vartheta_2 - \vartheta_1),$$

где ϑ_2 — температура на выходе из подшипника; ϑ_1 — температура на входе в подшипник; ρ — плотность СМ; c_p — удельная теплоемкость СМ при постоянном давлении; Q — расход СМ.

Причиной интенсивного изнашивания при гидродинамическом смазывании может являться наличие абразивных частиц в СМ.

В работе [4] проведено теоретическое исследование гидродинамического режима работы подшипника скольжения с регулярным микрорельефом. Одним из путей повышения эксплуатационных характеристик подшипника скольжения является нанесение на рабочую поверхность регулярного микрорельефа (РМР), который повышает противоизносные и противозадирные свойства поверхностей трения и осуществляет антифрикционное воздействие. В начальный момент относительного движения поверхностей трения происходит быстрый переход к гидродинамическому режиму работы подшипника в результате поступления СМ из микроуглублений к местам нарушения сплошности смазочной пленки.

Исследования влияния микронеровностей на такие показатели, как несущая способность, сила трения, коэффициент трения при гидродинамическом режиме, проведены только для случая естественной шероховатости поверхностей и в предположении, что углы откоса впадин микронеровностей малы, поэтому нет разрывов слоя СМ из-за резкого локального расширения зазора.

В работе [4] представлены расчеты показателей процесса трения в радиальном подшипнике скольжения с РМР, перпендикулярным направлению движения поверхностей, на основании решения уравнения Рейнольдса в условиях многократных размыканий и смыканий слоя СМ. При этом не рассматривались такие факторы, как упругость поверхности и переменная вязкость.

Рассматривается плоская гидродинамическая задача течения жидкого СМ в подшипнике скольжения с РМР. Расчеты показали, что при наличии

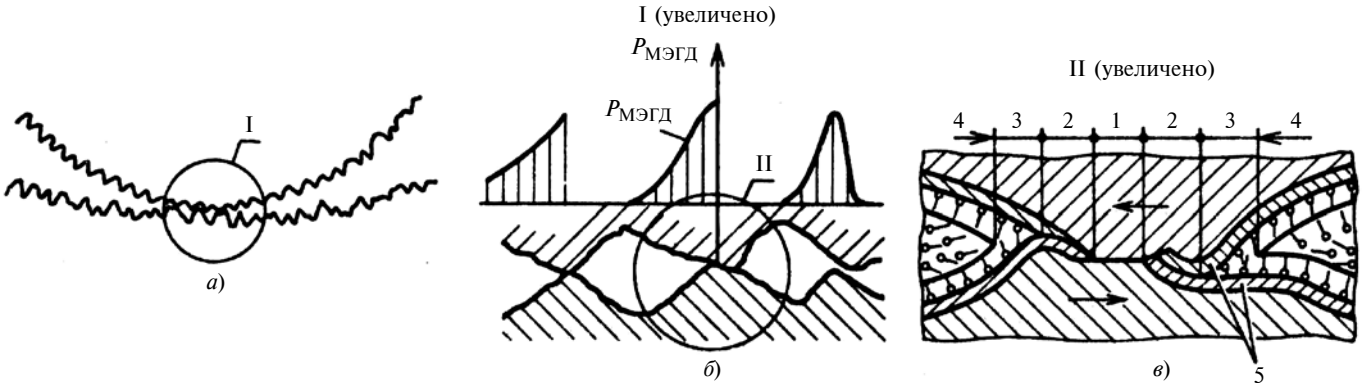


Рис. 3. Модель смешанного трения:

а — макрорельеф контактирующих поверхностей; *б* — гидродинамические микроклинья между неровностями и давление в них; *в* — виды трения между шероховатостями поверхностей; *1* — физически сухое; *2* — технически сухое; *3* — граничное; *4* — гидродинамическое; *5* — слой окислов и адсорбированных веществ

РМР на сопрягаемых поверхностях коэффициент трения уменьшается, причем его уменьшение максимально при небольшой относительной нагрузке. При больших нагрузках коэффициент трения при наличии РМР близок к коэффициенту трения для гладких поверхностей.

Расчетные данные сравнили с экспериментальными данными работы [5], сделаны следующие выводы:

1) разработанная методика позволяет рассчитать подшипник скольжения с РМР, нанесенным параллельно образующей вала;

2) слой СМ между движущимися поверхностями с РМР может претерпевать многократные разрывы и смыкания;

3) в ряде случаев РМР может снизить потери на трение в подшипнике в 2 раза и более.

При использовании результатов работы [4] необходимо внимательнее рассматривать работу подшипника с РМР в режиме граничного трения, так как может иметь место снижение площади контактной поверхности трения и повышение контактного давления.

Смешанный (полужидкостной) СМ

Смешанным трением называется процесс при одновременном проявлении двух или более режимов трения. Поверхности узлов трения имеют шероховатости, и в зависимости от степени их сближения на разных участках контакта могут проявляться сухое, граничное или гидродинамическое трения.

Подъемная сила гидродинамического трения возникает в сужающемся зазоре между поверхностями контактирующих тел (рис. 3), и в зависимости от условий контакта может создаваться гидродинамическое трение (ГДТ) или эластогидродинамическое трение (ЭГДТ). Подъемная сила может быть вызвана также пленками СМ в микроклиньях, образованных микронеровностями перемещающихся поверхностей (так называемая микроэластогидродинамическая пленка — МЭГДП).

В зоне контакта микронеровностей возникает сухое трение, здесь можно выделить зоны трения обнаженных при сдвиге чистых ювенильных металлических поверхностей, а также слоев окислов и адсорбированных веществ. Вокруг зон сухого трения твердых веществ возникает граничное трение в адсорбированных молекулярных слоях СМ.

При смешанном трении происходят особенно сложные процессы, так как разные виды трения влияют друг на друга, участвуя в создании подъемной силы, некоторые виды трения оказывают прямое влияние друг на друга, например пленки ЭГДТ и МЭГДП. Поэтому теоретически оценить свойства контакта в условиях смешанного трения очень трудно, так как требуются знания о шероховатостях поверхностей и их изменениях во время работы. При этом недостаточно исследованы процессы в микрозонах контакта, т. е. в МЭГДП и зоне граничного трения. Поэтому в расчетах используют в основном результаты экспериментальных исследований конкретных узлов трения, а теоретические на основании синтеза разных видов трения используют для предварительной оценки или оценки влияния изменения условий контакта для известного вида трения.

Граничное смазывание

При трении в режиме граничного смазывания жидкостная пленка СМ не разделяет трущиеся поверхности, а способность СМ снижать коэффициент трения и препятствовать заеданию в трибосопряжении определяется его способностью образовывать на рабочих поверхностях прочные граничные слои адсорбционного или химического

происхождения, обладающие пониженным сопротивлением сдвигу по сравнению с основным материалом.

Трение при граничном смазывании определяется также склонностью контактирующих материалов к схватыванию на микроконтактах по вершинам отдельных микронеровностей, на которых разрушен граничный слой СМ. В этих местах может возникнуть сухое трение окисных пленок и даже ювенильных поверхностей.

Коэффициент $f_т$ трения при граничном смазывании в этих условиях согласно Боудену можно определить по формуле

$$f_т = \alpha_м f_м + (1 - \alpha_м) f_с,$$

где $f_м$ и $f_с$ — коэффициенты трения соответственно при чисто металлическом контакте и контакте через неповрежденную граничную пленку; $\alpha_м$ — доля металлического контакта, которая увеличивается с повышением температуры.

В расчете износа при граничном смазывании необходимо учитывать изменение механизма изнашивания при изменении условий трибологического контакта.

При граничном смазывании в среде с активными компонентами имеют место два фактора: на поверхностях трения образуются слои вторичных структур, снижающие интенсивность изнашивания адгезионного характера; чрезмерное образование химически модифицированных слоев способствует коррозионно-механическому изнашиванию. Увеличение концентрации реагента сначала снижает интенсивность изнашивания до минимального значения, а при дальнейшем увеличении повышает. Оптимальная концентрация реагента, при которой наблюдается минимальная интенсивность изнашивания, зависит от режима работы узла трения.

В. Л. Лашхи предложил уравнение интенсивности I изнашивания трущихся тел, в котором учитываются влияния этих двух факторов — адсорбционной способности и химической активности СМ:

$$I = k_л \frac{e^{aC}}{C^b},$$

где C — концентрация поверхностно-активных компонентов смазочной среды, в том числе таких, которые способствуют химическим реакциям на поверхностях трения; a — показатель химической активности; b — показатель адсорбционной активности; $k_л$ — коэффициент пропорциональности, зависящий от условий работы узла трения.

Данное уравнение позволяет оценить износ трущихся тел в условиях граничного смазывания при наличии химически активных компонентов в СМ.

Эффект металлоплакирования

Для повышения работоспособности и эффективности пластичных СМ в их состав вводят наполнители — порошки мягких металлов, их оксиды и соли. Частицы наполнителя, попадая во фрикционный контакт, размазываются по поверхностям трения на участках фактического контакта и далее распространяются по поверхностям, в ряде случаев заполняя впадины между микронеровностями, т. е. покрывают поверхности трения тонким слоем мягкого металла.

Создаваемые наполнителями слои обладают высокой контактной прочностью и пластичностью, снижают давление на фактических пятнах контакта, уменьшают изнашивание и предотвращают задиры. Если в СМ вводят оксиды металлов, восстанавливаемые в смазочной среде до металлов, которые схватываются с поверхностями трения, то образуется подслой, более прочно связанный с основным металлом, т. е. происходит металлоплакирование поверхностей трения.

Металлоплакирование в жидких средах осуществляют введением в СМ маслорастворимых металлсодержащих присадок, которые при разложении в результате фрикционного нагревания и воздействия силового поля со стороны твердого тела выделяют металл, покрывающий участки фактического контакта. Содержащиеся в СМ поверхностно-активные вещества (ПАВ) адсорбируются на плакирующем слое металла. При этом возможны вторичные реакции освободившихся химических элементов с образованием соединений, повышающих смазочный эффект. Установлено, что при применении СМ с дитиокарбамат молибденом, который применяется в качестве высокотемпературной антифрикционной присадки, на рабочих поверхностях образуется дисульфид молибдена (MoS_2), обладающий высоким смазочным эффектом.

Избирательный перенос

В узле трения можно добиться эффекта двухслойного смазывания, т. е. реализовать избирательный перенос, при котором поверхности трения покрываются слоем мягкого металла и слоем адсорбированого на нем ПАВ. Использование избирательного переноса позволяет получить низкие коэффициент трения (0,01÷0,005) и интенсивность изнашивания (10^{-10}÷10^{-12}). Заметим, что при граничном смазывании коэффициент трения составляет 0,05÷0,10, а интенсивность изнашивания — 10^{-9}÷10^{-10}.

Избирательный перенос реализуется при трении стали по некоторым медным сплавам (бронза, латунь) в ряде сред (прежде всего в глицерине, спир-

тоглицериновых средах, морской воде и т. д.) при определенных условиях работы узла трения.

Избирательный перенос, к сожалению, реализуется лишь при некоторых сочетаниях материалов пары трения, СМ и при определенных условиях работы, т. е. необходимы определенное нагружение, скоростные и особенно температурные нагрузки. Для медных сплавов реализация избирательного переноса сдерживается структурной нестабильностью твердого раствора и его гетерогенностью. Чем больше олова в составе медного сплава, тем меньше его износостойкость, выше коэффициент трения и чувствительность к изменению состава смазочной среды.

Эффект трибополимеризации

Одним из видов двухслойного смазывания является образование на поверхностях сопрягаемых тел в процессе трения тонкой полимерной пленки, на которой адсорбируют активные компоненты СМ.

Данный эффект значительно повышает противоизносные, противозадирные и антифрикционные свойства и ускоряет приработку пары трения. В результате повышения температуры, каталитического эффекта чистой поверхности металла и эмиссии электронов и других частиц из молекул углеводородов, находящихся в СМ, образуются активные радикалы (например, в результате разрыва связи углерод—водород или углерод—углерод). Катализаторами образования полимерных пленок являются такие металлы, как палладий, платина, рутений, молибден, тантал и хром, при этом золото, серебро, железо, медь, вольфрам и никель не способствуют образованию полимеров трения. Наиболее эффективными в этом случае являются углеводороды, обладающие ненасыщенными связями и неоднородностями структуры молекул, а также ароматические соединения. Далее они группируются до образования молекул очень большой молекулярной массой и высаживаются на поверхностях трения.

При наличии в данных молекулах ненасыщенных связей между ними образуются межмолекулярные связи, приводящие к их поперечной группировке, т. е. к образованию полимерной пленки (трибополимера) с высокой адгезионной способностью относительно подложки с высокими трибологическими показателями.

Образование трибополимеров на поверхностях трения для конкретных условий — важная техническая задача. Однако нефтяные масла являются сложными смесями углеводородов, и нет гарантии, что любое сочетание их компонентов (даже в пределах одной стандартной композиции) обеспечит реализацию данного процесса в требуемых трибологических условиях.

Ю. С. Заславский и Р. Н. Заславский предложили вводить в СМ присадки (непредельные мономеры и олигомеры), способные полимеризоваться при трении и образовывать трибополимерные пленки.

При правильном подборе присадок образуются трибополимерные пленки толщиной 1÷3 мкм, обладающие высокой адгезионной способностью относительно металлической поверхности, которые по мере истирания восстанавливаются. Снижение коэффициента трения после введения в масло трибополимеробразующей присадки начинается практически сразу. В этом случае вместо изнашивания поверхностного слоя металла происходит изнашивание полимерной пленки, которая вновь восстанавливается.

В настоящее время разработаны трибополимеробразующие присадки, обеспечивающие снижение коэффициента трения и интенсивности изнашивания при разных температурах (до 80 и до 120 °С).

Трибополимеризация имеет место и при избирательном переносе, при этом, по мнению некоторых исследователей, значительно повышает смазочный эффект.

Нестационарное смазывание. Подбор пар трения

Как уже отмечалось, граничное смазывание в подшипниках редуктора можно реализовать при нарушении работы маслосистемы и полном прекращении поступления масла в подшипник. При этом нагрузка на подшипник должна быть снижена, но на это требуется время, а скорость вращения подшипника остается высокой. В результате температура в зоне трения повышается, т. е. работа подшипника при граничном трении будет нестационарной во времени.

Решению данных задач посвящены работы [6, 7], основное внимание в которых уделено тормозным устройствам и фрикционным узлам, имеющим при работе наибольшую степень нестационарности.

В работе [7] выполнена оценка процессов трения и изнашивания материалов фрикционных устройств на базе моделирования условий эксплуатации. Разработана общая методология физического моделирования, построены аналитические и физические модели переходных процессов при граничном смазывании и абразивном изнашивании. Созданы расчетные основы комплексной оценки материалов в узлах трения разного назначения, учитывающие зависимости выходных характеристик от нагрузки и температурного режима.

В работе [6] на основании исследований контактов шероховатых поверхностей, температурных расчетов фрикционных контактов и распределения теплоты между элементами пары трения разработаны аналитические зависимости тепловой дина-

мики процесса трения, связывающие динамику нестационарных процессов с переменными фрикционными показателями, в частности, рассматривается определение при нестационарных процессах поля температур, средней температуры поверхностей трения и температурной вспышки. Приводятся данные для расчетно-экспериментального комплекса работ по оценке фрикционных пар и прогнозированию их работы.

В работе [8] рассматриваются методы физического и математического моделирования процессов трения и изнашивания. Математическое моделирование при правильном подходе к обобщению результатов с оценкой их достоверности значительно ускоряет внедрение технических решений, сокращает временны́е затраты и расход дефицитных материалов.

В общем случае моделирование основано на решении задач подобия с использованием физической модели или критериальной функции, являющейся математическим описанием исследуемых явлений в обобщенных переменных, распространяемых на широкий класс задач. Теория подобия базируется на трех теоремах.

На процессы граничного смазывания и изнашивания влияет множество факторов, в том числе формы контактирующих поверхностей, а также конструкция узла трения. Определяющим фактором является температура. Большинство испытаний проводят на уменьшенных образцах, поэтому для оценки результатов исследований необходимо учитывать масштабный фактор.

Протекание жидкого и пластичного СМ через зазор подшипника при граничном смазывании можно рассматривать как гидромеханический процесс. На режим граничного смазывания в основном влияют объемная температура трущихся тел, которая определяется тепловым балансом узла трения; температурным градиентом по нормали к поверхности трения; масштабным фактором, геометрическим подобием тел; внешними механическими воздействиями (нагрузка и скорость).

Условия по форме и размерам трущихся тел должны выполняться и на опытных моделях при соблюдении их подобия. Физические свойства пар трения характеризуются тем, что применяются одинаковые материалы деталей, модели, натуры, СМ.

Для оценки точности исследований были выполнены геометрически подобные модель и натура. Рассматривали пару трения вал—подшипник. Испытания проводили в условиях: без СМ; с абразивом; без абразива, с СМ; с СМ, содержащим 20 % абразива. Сравнение полученных результатов с результатами экспериментов показало их удовлетворительное соответствие.

Оцениваемые антифрикционные свойства пар трения можно разделить на количественные: коэффициент трения, температура трения, интенсивность изнашивания подшипника и вала, и качественные: шероховатость, макро- и микротвердость поверхностных слоев; микроструктура слоев, располагаемых за поверхностным слоем. В результате окисления продуктов изнашивания в процессе трения на поверхности образуются пленки, происходят механо- и физико-химические превращения, которые существенно изменяют антифрикционные свойства системы и процесс трения. Каждый качественный показатель свойств можно исследовать в количественных величинах как степень его влияния на процессы трения и изнашивания.

Чтобы на подобном узле воспроизвести процессы трения и изнашивания, свойственные исследуемому объекту, необходимо обеспечить условия, аналогичные условиям эксплуатации объекта.

Для экспериментов были изготовлены четыре подобные пары трения подшипник—вал в разных масштабах. Для измерения температурных полей использовали термопары: в зоне трения вдоль диаметра на определенной глубине и на некотором расстоянии от рабочей поверхности. Смазочный материал в зону трения подавали каплями через верхнюю часть корпуса подшипника. Для сравнения температурных полей была принята фиксированная точка на поверхности трения подшипников.

Результаты испытаний показали удовлетворительное соответствие результатов в модельном и натурном экспериментах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Барыкин Н. П., Валеева А. Х.** Повышение ресурса многослойных подшипников скольжения // Трение и износ. 2001. № 4. Т. 22. С. 464—467.
2. **Чичинадзе А. В., Берлинер Э. М., Браун Э. Д.** Трение, износ и смазка (трибология и триботехника). М.: Машиностроение, 2003. 576 с.
3. **Чернавский С. А.** Подшипники скольжения. М.: Машиностроение, 1963. 243 с.
4. **Бессонов Н. М., Веретенникова Т. В.** Исследование гидродинамического режима работы подшипника скольжения с регулярным микрорельефом // Трение и износ. 1994. № 3. Т. 15. С. 374—378.
5. **Ronen A., Malkin S., Loewy K.** Wear of Dynamically Loaded Hydrodynamic Bearings by Contaminant Particles // Of Lubrication Technology. 1980. N. 102. C 452—485.
6. **Расчет,** испытание и подбор фрикционных пар / А. В. Чичинадзе, Э. Д. Браун, А. Г. Гинзбург, З. В. Игнатьева. М.: Наука, 1979. 268 с.
7. **Чичинадзе А. В., Матвевский Р. М., Браун Э. Д.** Материалы в триботехнике нестационарных процессов. М.: Наука, 1986. 247 с.
8. **Браун Э. Д., Евдокимов Ю. А., Чичинадзе А. В.** Моделирование трения и изнашивания в машинах. М.: Машиностроение, 1982. 190 с.

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

В. А. ЖАРКОВ, д-р техн. наук (г. Москва), e-mail: valery-zharkov@mtu-net.ru

Испытания материалов. V-образная гибка листов и широких полос

Представлены способы и штампы для испытаний листов и широких полос на V-образную гибку и правку. CAD/CAE-моделированием исследовано влияние основных параметров на гибку и правку заготовок. Определены критерии для расчета вероятности образования трещины с последующим разрушением заготовки. Даны рекомендации по устранению разрушения.

Ключевые слова: листовая штамповка, испытания, V-образная гибка и правка, CAD/CAE-моделирование.

The methods and the dies for testing of sheets and wide strips for V-bending and straightening are presented. By CAD/CAE-modeling the influence of basic parameters on bending and straightening of billets is studied. The criteria for calculating the probability of crack formation with subsequent failure of the billet are determined. The recommendations are given for failure eliminating.

Keywords: sheet stamping, tests, V-shaped bending and straightening, CAD/CAE-modeling.

Для листовых материалов гибка является основной формоизменяющей операцией, которая применяется и в сочетании с другими операциями листовой штамповки. Рассмотрим задачи, решаемые при выполнении V-образной гибки листов и широких полос.

Теория пластического деформирования заготовки при гибке

Форму и размеры заготовки для гибки конкретной детали определяют по справочным формулам. Для исключения возникновения трещин и последующего разрушения изготовляемой детали моделируют технологический процесс, этапы моделирования описаны в статье [1]. На начальных этапах обработки заготовка в зоне изгиба, т. е. в очаге деформаций, деформируется упруго, решения данной задачи приведены в статьях [2—4]. Далее отдельные элементы, а при изгибе на угол α (рис. 1) и все элементы по толщине в зоне изгиба заготовки переходят в пластическое состояние.

Решив совместно уравнение равновесия $d\sigma_r/dr + (\sigma_r - \sigma_\theta)/r = 0$ и два уравнения пластичности $\sigma_r - \sigma_\theta = \pm\sigma_s$ для зоны изгиба по длине, которая состоит из зон сжатия и растяжения по толщине заготовки, используя для определения постоянного интегрирования граничные условия, по которым для зоны растяжения на наружной поверхности заготовки при $r = R = r_p + s_t$ (где s_t — текущая толщина при начальном значении s), $\sigma_r = 0$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $r = r_p$, $\sigma_r = \sigma_k \approx 0$, получают распределение главного сжимающего радиального напряжения $\sigma_2 = \sigma_r$ и главного растягивающего или сжимающего тангенциального (окружного) напряжения $\sigma_1 = \sigma_\theta$ по толщине заготовки (см. рис. 1):

в зоне растяжения: $\sigma_r = -\sigma_s \ln(R/r)$; $\sigma_\theta = \sigma_s[1 - \ln(R/r)]$;

в зоне сжатия: $\sigma_r = -\sigma_s \ln(r/r_p)$; $\sigma_\theta = -\sigma_s[1 + \ln(r/r_p)]$.

На нейтральной поверхности радиуса $r = r_n$ (см. рис. 1) между зонами растяжения и сжатия напряжения σ_r равны, тогда $r_n = \sqrt{Rr_p}$. Зная r_n, находим наибольшее (по абсолютной величине) напряжение $\sigma_{r\,\max} = -\sigma_s \ln(R/r_n)$.

После гибки и удаления изогнутой детали из штампа в результате пружинения из-за упругих деформаций, которые сопровождают пластические деформации, геометрия детали искажается. В зоне изгиба в наружном слое заготовки, испытывающим при гибке растяжение с напряжением σ_s текучести, после разгрузки происходит сжатие с напряжением σ, близким к напряжению текучести σ_s, но противоположного знака. После изгиба на угол α при разгрузке справа от плоскости YZ сечение C_1D_1, проходящее параллельно оси Z через граничную точку C_1 контакта заготовки со скруглением пуансона радиуса r_p и через центр O этого скругления, повернется в положение $C_1'D_1'$ на угол $\Delta\alpha/2$ по часовой стрелке (см. рис. 1). Аналогично сечение C_2D_2 слева от плоскости YZ повернется на угол $\Delta\alpha/2$ против часовой стрелки. При этом по закону упругости $\sigma = E\varepsilon = E\Delta l/l$ наружный слой DD_1 заготовки уменьшается на величину $\Delta l = \sigma l/E$, где E — модуль упругости. Длина правой половины наружного слоя заготовки составит $l = (r_p + s_t)(\alpha/2) + c$, где $(r_p + s_t)(\alpha/2)$ — длина дуги окружности DD_1 с углом изгиба $\alpha/2$; c — длина прилегающего участка,

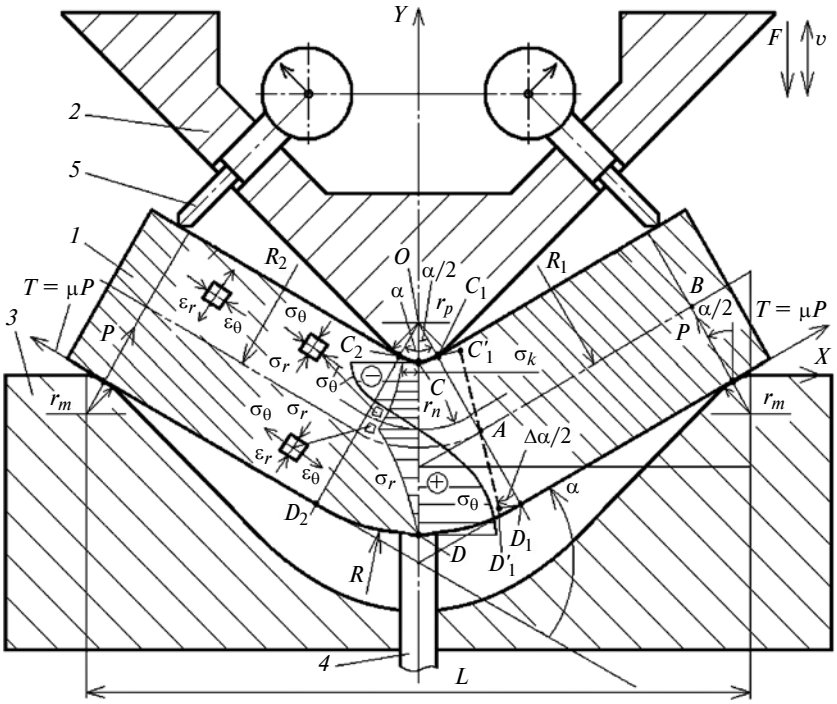


Рис. 1. Схема промежуточного этапа гибки с эпюрами напряжений σ_r, σ_θ и пружинения детали на угол $\Delta\alpha$ после гибки заготовки на угол α:

1 — заготовка; *2* — подвижный инструмент (пуансон); *3* — неподвижный инструмент (матрица); *4* — выталкиватель; *5*, *6*, *7*, *8* — индикаторы

на который действуют растягивающее напряжение при гибке и сжимающее напряжение при разгрузке (для данного случая $c \approx 0$). Следовательно, для упругого сокращения длины дуги DD_1 справа от плоскости YZ получим: $\Delta l = \sigma_s[(r_p + s_t)(\alpha/2) + c]/E$; $\mathrm{tg}(\Delta\alpha/2) \approx \Delta l/(s_t/2) = 2\Delta l/s_t$ (см. рис. 1); $s_t \approx s$ или $\Delta\alpha/2 = \mathrm{arctg}\{(2\sigma_s/E)[(r_p/s + 1)(\alpha/2) + c/s]\}$. Аналогичное выражение получим для упругого уменьшения длины дуги DD_2 слева от плоскости YZ. Формула для угла пружинения после изгиба на угол α имеет вид:

$$\Delta\alpha = 2K\mathrm{arctg}\{(2\sigma_s/E)[(r_p/s + 1)(\alpha/2) + c/s]\}. \quad (1)$$

При штамповке детали напряжение σ_s текучести элементов заготовки равно интенсивности напряжений $\sigma_i = (1/\sqrt{2})\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_3-\sigma_1)^2} = \sigma_s$ при $\sigma_1 = \sigma_\theta$, $\sigma_2 = \sigma_r$, $\sigma_3 = \sigma_z$. Согласно условию пластичности и с учетом интенсивности пластических деформаций $\varepsilon_i = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$ при $\varepsilon_1 = \varepsilon_\theta$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_r$, $\varepsilon_3 = \varepsilon_b = \varepsilon_z = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$ определяем напряжение текучести по формуле [1—3]

$$\sigma_s = \sigma_\text{т} + \sigma_\text{в}(1 + \delta_\text{р})\varepsilon_i^n, \quad (2)$$

где $\sigma_\text{т} = \sigma_{0,2}$ — предел текучести; $\sigma_\text{в}$ — предел прочности; $\delta_\text{р}$ — относительное равномерное удлинение по ГОСТ 11701—84.

Показатель n степени упрочнения заготовки в процессе обработки рассчитываем из условия: для линейного растяжения наружного слоя при $\sigma_2 = \sigma_r = 0$, $\sigma_3 = \sigma_z \approx 0$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -0{,}5\varepsilon_1$ интенсивность деформаций составит $\varepsilon_i \approx \ln(1 + \delta_\text{р})$; прологарифмировав, получим: $n = \ln\{1 - \sigma_{0,2}/[\sigma_\text{в}(1 + \delta_\text{р})]\}/\ln[\ln(1 + \delta_\text{р})]$. Для исследуемой низколегированной стали 08ГСЮТ повышенной прочности и пониженной пластичности получим $n = 0{,}616$. Без учета упрочнения на всех этапах обработки $\sigma_s = \sigma_{0,2}$.

Можно принять, что при гибке интенсивность ε_i деформаций равна тангенциальной деформации ε_θ наружного слоя заготовки:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_\theta = [(r_p + s)\alpha - (r_p + s/2)\alpha]/[(r_p + s/2)\alpha] = s/(2r_p + s).$$

В формуле (1) $K = \Delta\alpha_\text{э}/\Delta\alpha_\text{т}$ — поправочный коэффициент, учитывающий принятые допущения, где $\Delta\alpha_\text{э}$ — угол пружинения, полученный экспериментально или из справочника для аналогичных условий гибки; $\Delta\alpha_\text{т}$ — теоретический угол пружинения, рассчитанный по формуле (1) при $K = 1$. При проектировании оснастки угол пружинения рассчитывают по формуле (1), используя коэффициент K, если нет данных по $\Delta\alpha_\text{э}$, то принимают $K = 1$.

Из условия, что в очаге деформаций предельная (перед образованием трещины) деформация ε_θ наружного слоя заготовки соответствует величине $\delta_\text{р}$, определяем относительный минимальный радиус изгиба заготовки: $r_{p\,\min}/s = K_r(1 - \delta_\text{р})/(2\delta_\text{р})$. Коэффициент K_r определяется по той же методике, что и K. Величина $r_{p\,\min}/s$ зависит от угла ω наклона линии гибки, т. е. линии контакта пуансона с заготовкой, относительного направления прокатки заготовки. Поэтому используем $\delta_\text{р}$ для образцов, вырезанных под углом $(90 - \omega)$ к направлению прокатки. Если такая информация отсутствует, то подставляют минимальные данные для $\delta_\text{р}$ с соответствующей корректировкой через K_r.

Сила гибки

Силу гибки $F = 2P[\cos(\alpha/2) + \mu\sin(\alpha/2)]$ находим из условия, что создаваемый момент Pl равен предельному моменту пластического изгиба [2]: $Pl = (1/4)\sigma_s s^2 b$ (μ — коэффициент трения заготовки по инструментам, b — ширина заготовки). Плечо l или прямая AB, аппроксимирующая кривую с радиусом кривизны R_1 (см. рис. 1), уменьшается по мере охвата заготовкой скругленной кромки пуансона на угол $\alpha/2$ и справа от плоскости YZ опре-

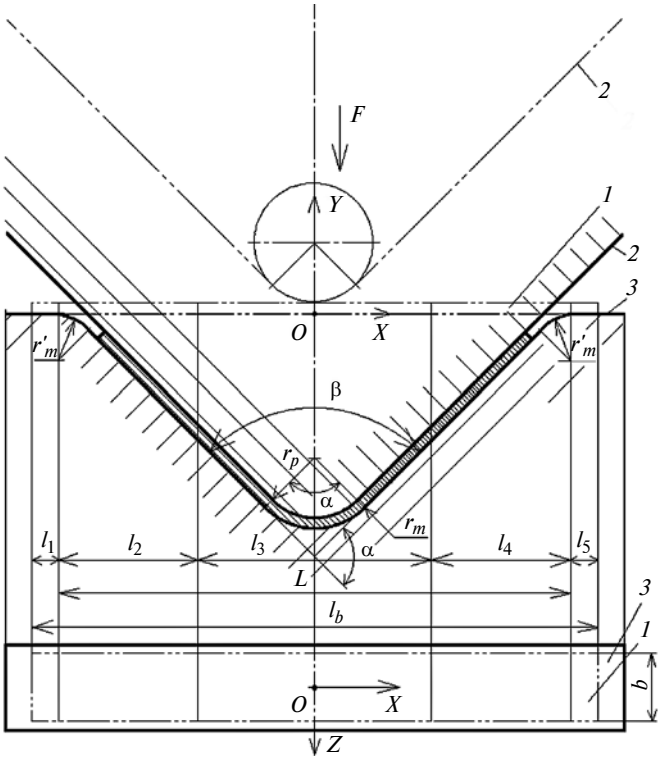


Рис. 2. Схема гибки и одновременной правки заготовки на угол α: *1* — заготовка; *2* — подвижный инструмент; *3* — неподвижный инструмент

деляется из выражения $l = L/[2\cos(\alpha/2)] - (r_p + s/2)\mathrm{tg}(\alpha/2) - (r_m + s/2)\mathrm{tg}(\alpha/2)$. Окончательно получим: $P = (1/4)\sigma_s s^2 b/l$, где α — конечный угол изгиба.

На начальном этапе обработки при угле изгиба $\alpha \approx 0$ сила гибки составит $F = 2P = \sigma_s s^2 b/L$ при $l = L/2$. На заключительном этапе обработки, часто при $\alpha = \pi/2$, сила гибки имеет значение $F = [\sqrt{2}/4](1 + \mu)\sigma_s s^2 b/\{L/\sqrt{2} - r_p - r_m - s\}$ при $l = L/\sqrt{2} - r_p - r_m - s$, а максимальное значение силы гибки с учетом правки определяется CAD/CAE-моделированием. Следовательно, изменение силы F по ходу обработки определяется, в основном, изменением угла α, который по мере хода инструмента увеличивается от 0 до заданного значения с учетом рассчитанного выше пружинения после удаления детали из штампа для гибки.

Напряжение σ_s текучести с учетом упрочнения рассчитываем по формуле (2). Работа W деформации определяется интегралом от силы F по ходу гибки и может быть рассчитана, например, методами численного интегрирования как площадь под зависимостью изменения силы F от хода h инструмента. При заданном ходе h текущий угол α и плечо l определяем геометрическими построениями. Значения F и W используют для выбора пресса и проектирования штампа.

CAD/CAE-моделирование испытания и гибки полосы

На основании теории гибки [1—4] и схемы, показанной на рис. 2, в CAD/CAE-системе Marc MSC Software создан проект и выполнено моделирование V-образной гибки листовой заготовки в виде широкой полосы пуансоном с радиусом r_p скругления с одновременной правкой по матрице со скруглением по радиусу r_m.

Решались следующие задачи:

1) определение деформированно-напряженного состояния (ДНС) заготовки с использованием трехмерных конечных элементов (КЭ);

2) исследование динамики перехода КЭ из упругого в пластическое состояние в ходе штамповки;

3) анализ вероятности образования трещины и разрушения заготовки в процессе штамповки;

4) расчет для проектирования технологического процесса таких параметров, как минимальный относительный радиус гибки и максимальный угол изгиба без разрушения заготовки, величина пружинения детали после штамповки и выталкивания ее из штампа, работа, затрачиваемая на штамповку, а также построение диаграммы изменения силы штамповки в зависимости от хода инструмента.

Размеры заготовки и штампа

Были выбраны размеры прямоугольной заготовки: длина $l_b = 120$ мм, ширина $b = 20$ мм; наибольшая (с учетом верхнего предельного отклонения) толщина заготовки $s = 0{,}7$ мм; максимальный угол изгиба $\alpha = 90°$; поверхность пуансона параллельна поверхности матрицы и после правки в крайнем нижнем положении отстоит от поверхности матрицы на величину зазора $c_{pm} = s = 0{,}7$ мм; радиусы скругления кромок пуансона $r_p = s = 0{,}7$ мм и матрицы $r_m = r_p + s = 1{,}4$ мм приняты согласно ГОСТ 14019—2003; $r'_m = 1{,}4$ мм; $L = 100$ мм.

Для испытания и штамповки использовали заготовку из тонколистовой холоднокатаной низколегированной стали 08ГСЮТ повышенной прочности (ТУ 14-1-3764—84) с механическими свойствами (ГОСТ 11701—84) для образцов, вырезанных под углом 90° к направлению прокатки с минимальными (для повышения надежности моделирования) пластическими характеристиками $\delta_р$ и δ_f: $E = 191\,200$ Н/мм^2; отношение упругой относительной поперечной деформации к продольной $\upsilon = 0{,}3$; плотность $\gamma = 7{,}8 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3; $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$) = 374 Н/мм^2; $\sigma_в = 471$ Н/мм^2; $\delta_р = 0{,}172$; относительное удлинение $\delta_f = \delta_{80} = 0{,}262$ после разрыва образцов длиной $l_0 = 80$ мм; истинный предел прочности $\sigma_{в\,ис} = \sigma_в(1 + \delta_р) = 552$ Н/мм^2. Диаграмму напряжения текучести σ_s в результате уп-

рочнения заготовки с интенсивностью деформаций ε_i в процессе штамповки строили по формуле [1—4] $\sigma_s = \sigma_{0,2} + \sigma_{\text{в ис}}\varepsilon_i^n$ при $0 \le \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\,\lim}$ и $n = \ln[1 - \sigma_{0,2}/\sigma_{\text{в ис}})]/\ln[\ln(1 + \delta_{\text{р}})]$; $\sigma_s = \sigma_{s\,\lim} = \sigma_{0,2} + \sigma_{\text{в ис}}\varepsilon_{i\,\lim}^n = \text{const}$ при $\varepsilon_{i\,\lim} < \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\,\max}$; в CAD/CAE-систему вводили значения ε_i и σ_s; $\varepsilon_{i\,\lim} = 0{,}384$ (по диаграмме предельных интенсивностей деформаций) и $\sigma_{s\,\lim} = 680$ Н/мм^2; $\varepsilon_{i\,\max} = 1$ и $\sigma_{s\,\lim} = 680$ Н/мм^2 (см. таблицу). Вид этой диаграммы аналогичен показанной в статье [1].

Для повышения точности на начальных этапах гибки (интенсивное упрочнение) интервалы между значениями ε_i выбирали небольшими, а на конечных этапах (неинтенсивное упрочнение перед разрушением заготовки) интервалы увеличили.

Толщину заготовки разделили на семь конечных элементов (КЭ) ($N_s = 7$), а по длине L заготовки нанесли сетки: в зоне изгиба по пуансону на длине l_3 и в зонах контакта с матрицей на длинах l_1 и l_5 — мелкую, а в промежутках на длинах l_2 и l_4 (см. рис. 2) — крупнее.

На рис. 3 (см. обложку) показаны основные этапы V-образной гибки заготовки без операции правки; на виде спереди модель повернута на 10° от читателя по оси X, чтобы была видна наружная поверхность заготовки, на которой в зоне изгиба по минимальному радиусу возможно образование трещины. Первый этап изгиба (см. рис. 3, *б*) предварительно плоской заготовки (см. рис. 3, *а*), когда заготовка соприкасается с инструментами только по радиусу r_p пуансона и двум линиям на матрице, между которыми находятся внеконтактные зоны свободного изгиба полок, длится до момента прилегания двух полок изогнутой заготовки к двум наклонным поверхностям матрицы (см. рис. 3, *в*). Если в этот момент отвести пуансон от изогнутой детали (что на практике часто осуществляют при гибке материала вручную в приспособлении), то при разгрузке из-за действия упругих деформаций, которые всегда сопровождают пластические деформации в зоне изгиба, произойдет большое пружинение изогнутой детали из низколегированной стали (см. рис. 3, *г*). На первом этапе радиус центральной части заготовки, контактирующей со скруглением пуансона, равен r_p, а радиусы свободного изгиба правой (R_1) и левой (R_2) полок заготовки (см. рис. 1) больше r_p.

На втором этапе изгиба, в связи с уменьшением радиуса изгиба центральной части заготовки с положительным знаком кривизны напротив торца пуансона радиуса r_p и под действием изгибающих моментов, левая и правая полки отходят от двух наклонных поверхностей матрицы и поворачиваются до упора в две наклонные поверхности пуансона (рис. 4, *а*) (см. обложку). При этом полки выгибаются в сторону пуансона и становятся вогнутыми с отрицательным знаком кривизны. Если в этот момент отвести пуансон от изогнутой детали, то пружинение изогнутой детали (рис. 4, *б*) (см. обложку) будет меньше пружинения после первого этапа.

Для устранения пружинения и искажения формы изогнутой детали применяют штамп для гибки с одновременной правкой заготовки на мощном прессовом оборудовании. На третьем этапе изгиба в таком штампе происходит уменьшение радиуса и правка центральной части заготовки по центральным частям пуансона радиуса r_p и матрицы радиуса ($r_p + s$) с учетом верхнего предельного отклонения на номинальную толщину заготовки s с одновременным спрямлением и правкой полок заготовки между поверхностями пуансона и матрицы при ходе пуансона до нижнего крайнего положения (рис. 5, *а*) (см. обложку). При этом для данных условий гибки зона окружного растяжения возникает в слоях по толщине заготовки уже вблизи внутренней поверхности радиуса r_p, а зона сжатия — вблизи наружной. Если из этого положения пуансон отвести от изогнутой детали, то при разгрузке растянутые слои по толщине заготовки будут сокращаться по длине, а сжатые — удлиняться, что приведет к обратному пружинению полок изогнутой детали (рис. 5, *б*) (см. обложку). Из-за правки детали по данной схеме угол ($180° - \alpha$) между полками не увеличится после разгрузки (первый тип пружинения), а уменьшится на отрицательный угол $\Delta\alpha$ (второй тип пружинения), а полки будут не разводиться, как после первого и второго этапов изгиба, а сводиться.

Динамика перехода КЭ из упругого состояния в пластическое

На начальных этапах обработки заготовки переход КЭ из упругого состояния в пластическое исследовали по теории пластичности на основании уравнения интенсивности напряжений: $\sigma_i = \sigma_{0,2}$. Так как напряжения определяются по деформациям, то кроме уравнения пластичности в напряжениях использовали более точные уравнения пластичности в деформациях, которые описаны в статье [5]. При поэтапном нагружении элемент заготовки пе-

Напряжение σ_s текучести в зависимости от интенсивности ε_i деформаций

ε_i	0	0,002	0,004	0,008	0,010	0,020	0,070	0,100	0,159	0,200	0,384	1
σ_s	374	386	392	402	416	434	481	508	552	579	680	680

реходит в пластическое состояние при $\varepsilon_{ie} = \varepsilon_{\lim e}$, когда интенсивность упругих деформаций

$$\varepsilon_{ie} = [\sqrt{2}/3]\sqrt{(\varepsilon_{re}-\varepsilon_{\theta e})^2+(\varepsilon_{\theta e}-\varepsilon_{ze})^2+} \rightarrow$$
$$\rightarrow \overline{+(\varepsilon_{ze}-\rho_{re})^2+(3/2)(\gamma_{r\theta e}^2+\gamma_{\theta ze}^2+\gamma_{zre}^2)}$$

достигнет предельного значения $\varepsilon_{\lim e} \approx \ln(1 + \sigma_{0,2}/E)$.

На рис. 6 (см. обложку) показаны распределения интенсивностей ε_i деформаций по толщине, а также по наружной и внутренней поверхностям заготовки, повернутых на 10° от читателя и на читателя в начале перехода КЭ из упругого состояния в пластическое. Аналогичные распределения получены и для других параметров ДНС заготовки. Видно, что сначала в пластическое состояние переходят элементы на внутреннем (прилегающем к скруглению пуансона) слое в центре широкой полосы, где наибольшие значения ε_i, σ_θ, σ_i и $\sigma_i/\sigma_{0,2} \geq 1$. В процессе изгиба из центра пластические деформации распространяются по ширине и длине полосы. Далее элементы, перешедшие в пластическое состояние, начинают накапливать пластические деформации.

Почти одновременно в пластическое состояние переходят элементы на внешнем слое вблизи двух боковых поверхностей полосы напротив скругления пуансона, где наибольшие значения ε_i, σ_θ, σ_i и $\sigma_i/\sigma_{0,2} \geq 1$. От двух боковых поверхностей пластические деформации распространяются по длине и к центру полосы. Между наружными растянутыми и внутренними сжатыми элементами по толщине вблизи среднего сечения с радиусом $(r_p + s_t/2)$ находится нейтральная по деформациям и напряжениям поверхность с радиусом r_n, в которой элементы пока не перешли, но постепенно переходят в пластическое состояние и накапливают пластические деформации. Более подробно это описано в статье [1].

Определение деформаций и напряжений в заготовке при штамповке

Моделированием для всех этапов штамповки получены распределения по объему заготовки основных параметров ДНС и, в частности, на предпоследнем этапе (до правки) параметров ε_θ (рис. 7, *а*), ε_r (рис. 7, *б*) и ε_i (рис. 7, *в*) (см. обложку), а также отношений $\sigma_i/\sigma_{0,2}$, $\sigma_1/\sigma_{0,2}$ и $\sigma_2/\sigma_{0,2}$.

Если задать критерий вероятности образования трещин на основании параметров ДНС, например $\sigma_1/\sigma_{0,2}$ и $\sigma_2/\sigma_{0,2}$, то можно визуализировать трещины (см. рис. 7, *г*).

На рис. 7 также видно, что ДНС заготовки после гибки, но до правки распределено неравномерно не только по толщине, но и по ширине.

На рис. 8 (см. обложку) показана диаграмма распределения толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях из КЭ по толщине заготовки из $N_s = 7$ слоев после правки в режиме моделирования без визуализации трещин, по которой можно определить: размеры очага деформаций при заданном отношении $r_p/s = 1$, утонение наружных слоев и утолщение внутренних слоев и равномерность распределения деформаций в зоне изгиба по ширине заготовки после правки.

Видно, что в данном примере толщина наружного слоя уменьшилась до $s_{t(1)} = 0{,}07702$ мм, а толщина внутреннего слоя увеличилась до $s_{t(7)} = 0{,}1261$ мм при исходной толщине всех слоев заготовки $s_{(n)} = 0{,}7/7 = 0{,}1$ мм. ДНС заготовки после гибки и правки распределено равномерно по ширине.

Распределение толщин слоев заготовки в опасном месте

Установлено, что КЭ заготовки, в котором при ухудшении условия деформирования в ходе обработки может появиться трещина, будет иметь минимальную толщину. Получено распределение толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях заготовки (при толщине нейтрального слоя $s/N_s = 0{,}1$ мм; $N_s = 7$), показанных на рис. 8, в опасном сечении через центр скругления инструмента и КЭ с минимальной толщиной на наружном слое. Данное распределение аналогично распределению, показанному в статье [1]. Очевидно, что трещина будет образовываться на наружном слое в КЭ с минимальной толщиной, при этом нейтральный слой будет смещаться к внутренней поверхности заготовки.

Искажения заготовки при изгибе

В зоне изгиба широкой полосы на ее двух боковых поверхностях напряжение, действующее вдоль образующей срединной поверхности полосы в направлении ее ширины b, составит $\sigma_z = 0$. На участке на некотором удалении от боковых поверхностей полосы будут соблюдаться условия плоской деформации при $\varepsilon_b = 0$, где $\sigma_z = (\sigma_r + \sigma_\theta)/2$. Такая неравномерность ДНС в направлении ширины полосы приводит к тому, что образующая срединной поверхности вблизи боковых поверхностей полосы получит кривизну обратного знака по сравнению с кривизной срединной поверхности в тангенциальном направлении от изгиба полосы пуансоном с радиусом r_p. Прямолинейность образующей будет иметь место лишь на участке плоской деформации, а краевые части полосы изогнутся наружу и получат искажения в виде так называемой седловидности (рис. 9) (см. обложку). При гибке тонкой полосы в ручном приспособлении такие искажения не исправляются. При гибке тонкой полосы толщиной до 3 мм в штампе такие искажения устраняются

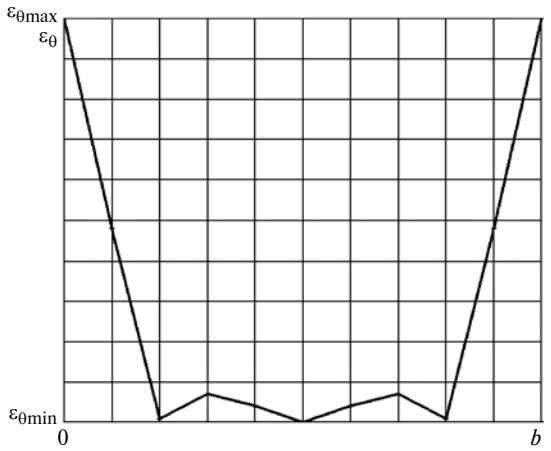


Рис. 10. Распределение деформации ε_θ на наружной поверхности по ширине заготовки

почти полностью правкой изогнутой детали пуансоном в матрицу на мощном прессовом оборудовании. При гибке толстой полосы толщиной более 3 мм в штампе такие искажения устраняются правкой только частично даже на мощном прессовом оборудовании, что необходимо учитывать. В данном примере моделирования изгиба полосы толщиной $s = 0{,}7$ мм такие искажения были устранены почти полностью правкой (см. рис. 8). Но при правке всей полосы при ходе пуансона в крайнее нижнее положение до зазора c_{pm} между пуансоном и матрицей, равном s, на пуансоне потребовались большие силы, что на практике означает необходимость использования мощного прессового оборудования и снижение стойкости штампа для гибки и правки.

На рис. 10 показано распределение деформации ε_θ на наружной поверхности заготовки в плоскости YZ в узлах сетки КЭ вдоль нижней линии в направлении оси Z и ширины полосы в момент гибки, показанный на рис. 9 (см. обложку). Видно, что деформация ε_θ имеет максимальное значение $\varepsilon_{\theta\ \max}$ на краевых частях вблизи боковых поверхностей полосы, где имеют место наибольшие искажения.

Критерии разрушения заготовки в процессе обработки

Для исключения образования трещины и последующего разрушения заготовки при гибке необходимо, чтобы во всех КЭ деформации, напряжения и силы не превышали предельных значений. В качестве критерия можно использовать диаграмму предельных деформаций при гибке (ДПДГ), т. е. функцию $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_3)$, которую получают при испытаниях на изгиб до образования трещины образцов разной ширины, вырезанных из испытуемого материала [1]. При испытаниях с целью построения ДПДГ определяют также прочность слоев биметаллов, композитных материалов, покрытий листа и эффективность применяемых смазочных материалов. Чем выше ДПДГ, тем пластичнее материал, а следовательно, более пригоден для гибки. Поскольку ДПДГ строят редко и в справочниках они отсутствуют, то можно использовать диаграмму предельных деформаций (ДПД) $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$, диаграмму предельных утонений (ДПУ) $\varepsilon_3 = f(\varepsilon_2)$, диаграмму предельных интенсивностей деформаций (ДПИД) $\varepsilon_i = f(\varepsilon_2)$ и диаграмму предельных интенсивностей напряжений (ДПИН) $\sigma'_i = f(\varepsilon_2)$ (рис. 11), построенные по методике, изложенной в статьях [5].

На производстве для оценки штампуемости детали на листовую заготовку наносят делительную сетку. После гибки в опасных зонах наружного слоя толщиной $s_{t(1)}$ для каждой ячейки сетки рассчитывают деформации ε_1, ε_2, ε_3, ε_i, для каждой деформации $\varepsilon_3 = \varepsilon_b = \varepsilon_z$ по ДПДГ $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_3)$ определяют предельную $\varepsilon_1 = \varepsilon_{1\ \mathrm{lim}}$, рассчитывают $\varepsilon_{2\ \mathrm{lim}} = \ln[s_{t(1)}/s_{(n)}] = -\varepsilon_{1\ \mathrm{lim}} - \varepsilon_3$ и предельную ин-

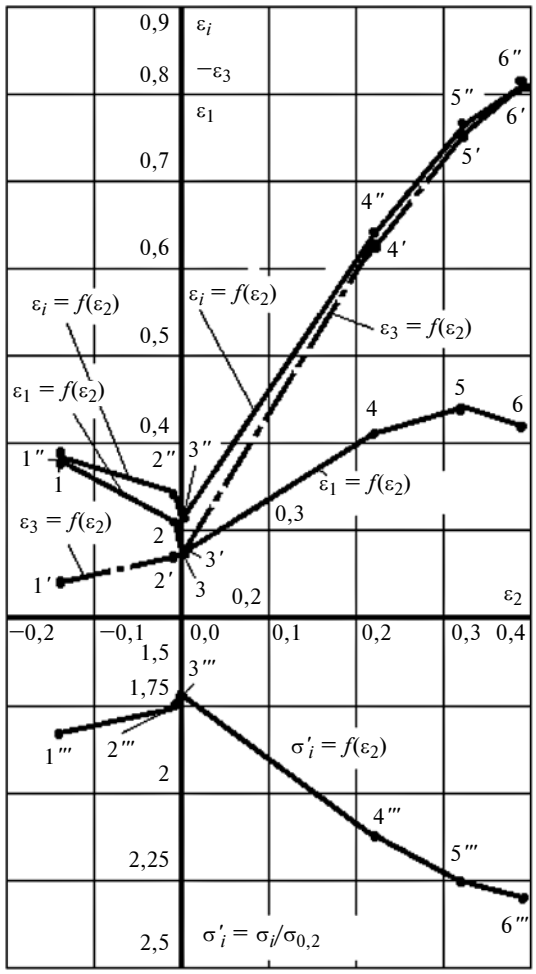


Рис. 11. Экспериментальные диаграммы ДПД [$\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$] (——), ДПУ [$\varepsilon_3 = f(\varepsilon_2)$] (−·−), ДПИД [$\varepsilon_i = f(\varepsilon_2)$] (——), ДПИН [$\sigma'_i = f(\varepsilon_2)$] (——) стали 08ГСЮТ

тенсивность $\varepsilon_{i\,\lim}$ деформаций по формуле $\varepsilon_{i\,\lim} = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_{1\,\lim}^2 + \varepsilon_{1\,\lim}\varepsilon_{2\,\lim} + \varepsilon_{2\,\lim}^2}$.

Далее определяют штампуемость детали по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу пластичности P_m ($m = 1, i, s, \sigma_i, \sigma, F, r, \alpha$) до разрушения заготовки сначала на основании деформаций ε_k ($k = 1, i, s$).

Первые три критерия вероятности образования трещины:

1) $C_1 = \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\lim} < 1$ и $P_1 = (1 - \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\lim})100 > P_{1\,\lim}$;
2) $C_i = \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\lim} < 1$ и $P_i = (1 - \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\lim})100 > P_{i\,\lim}$;
3) $C_s = \varepsilon_2/\varepsilon_{2\,\lim} < 1$ и $P_s = (1 - \varepsilon_2/\varepsilon_{2\,\lim})100 > P_{s\,\lim}$.

Четвертый критерий: на каждом этапе обработки для каждого КЭ относительная интенсивность напряжений $\sigma_i' = \sigma_i/\sigma_{0,2}$, рассчитанная по формуле $\sigma_i' = (1/\sqrt{2})\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_3-\sigma_1)^2}/\sigma_{0,2}$ не должна превышать предельного значения $\sigma_{i\,\lim}' = [\sigma_{0,2} + \sigma_в(1 + \delta_р)\varepsilon_{i\,\lim}^n]/\sigma_{0,2}$: $\sigma_i' < \sigma_{i\,\lim}'$, $C_{\sigma i} = \sigma_i'/\sigma_{i\,\lim}' < 1$ ($\varepsilon_{i\,\lim}$ находится по ДПДГ или ДПД), где $n = \ln\{1 - \sigma_{0,2}/[\sigma_в(1 + \delta_р)]\}/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$, на наружном слое вблизи двух боковых поверхностей при $\sigma_2 \approx 0$, $\sigma_3 \approx 0$: $\sigma_1' = \sigma_1/\sigma_{0,2} < \sigma_{i\,\lim}'$, $C_\sigma = \sigma_1'/\sigma_{i\,\lim}' < 1$ (***пятый критерий***), при этом должны быть запасы пластичности $P_{\sigma i} = (1 - \sigma_i'/\sigma_{i\,\lim}')100 > P_{\sigma i\,\lim}$ и $P_\sigma = (1 - \sigma_1'/\sigma_{i\,\lim}')100 > P_{\sigma\,\lim}$ по напряжениям.

Шестой критерий: при штамповке детали из листовой заготовки и, в частности, при гибке максимальная сила F штамповки, видимая на приборе обрабатывающего оборудования или рассчитанная CAD/CAE-моделированием, не должна превышать предельную силу $F_{\lim}$ и обеспечивать запас пластичности $P_F = (1 - F/F_{\lim})100 > P_{F\,\lim}$ заготовки по силе F при $C_F = F/F_{\lim} < 1$. Сила $F_{\lim}$ определяется экспериментально или CAD/CAE-моделированием изменением параметра штамповки, например, при уменьшении отношения r_p/s до образования трещины.

Расчет деформаций заготовки с помощью делительной сетки можно заменить или совместить с CAD/CAE-моделированием, при этом необходимо иметь ДПДГ. Если ДПДГ нет, то при CAD/CAE-моделировании задают $P_{s\,\lim} \geq \delta_р$, чтобы утонение наружного слоя при гибке не превысило $\varepsilon_{2\,\lim} \approx \ln(1 + \delta_р)$. При CAD/CAE-моделировании и проектировании операции гибки широкой полосы можно применять эмпирическую формулу для предельной деформации $\varepsilon_{1\,\lim}$: $\varepsilon_{1\,\lim} \approx (\varepsilon_р + \varepsilon_f)/2$, где $\varepsilon_р = \ln(1 + \delta_р)$; $\varepsilon_f = \ln(1 + \delta_f)$.

В данном примере после гибки и правки моделированием получено для КЭ на внешнем слое изогнутой детали:

1) $\varepsilon_{1\,\max} = 0{,}237$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{1\,\lim} = 0{,}27$ (см. рис. 11 при $\varepsilon_2 = 0$), следовательно, $\varepsilon_{1\,\max} < \varepsilon_{1\,\lim}$, однако $P_1 = (1 - \varepsilon_{1\,\max}/\varepsilon_{1\,\lim})100 = 12{,}2$ %, что меньше $P_{1\,\lim} \approx \delta_р = 17{,}2$ % и поэтому недостаточно для надежной гибки с правкой;

2) $\varepsilon_{i\,\max} = 0{,}274$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{i\,\lim} = 0{,}312$ при $\varepsilon_2 = 0$, следовательно, $\varepsilon_{i\,\max} < \varepsilon_{i\,\lim}$, однако $P_i = (1 - \varepsilon_{i\,\max}/\varepsilon_{i\,\lim})100 = 12{,}2$ %, что меньше $P_{i\,\lim} \approx \delta_р$;

3) для наружного первого слоя заготовки $s_{1\,\min} = 0{,}077$ мм при $s_1 = s/N_s = 0{,}1$ мм [или $\varepsilon_{2\,\min} = \ln(s_{1\,\min}/s_1) = -0{,}261$], при этом по ДПД $\varepsilon_{2\,\lim} = -0{,}27$ [или $s_{\lim} = 0{,}0763$ мм], следовательно, $|\varepsilon_{2\,\min}| < |\varepsilon_{2\,\lim}|$ или $s_{1\,\min} > s_{\lim}$, однако $P_s = (1 - \varepsilon_{2\,\min}/\varepsilon_{2\,\lim})100 = 3{,}3$ %, что меньше $P_{s\,\lim} \approx \delta_р$.

По данным трем критериям при гибке и правке на внешнем слое заготовки возможно образование трещины.

В опасном элементе с минимальной толщиной на внешнем слое заготовки $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\max} = 1{,}775$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПИН $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\lim} = 1{,}72$ (см. рис. 11 при $\varepsilon_2 = 0$), следовательно, $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\max} > (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\lim}$, т. е. имеется опасность образования трещины. Таким образом, при V-образной гибке и правке листов и широких полос по радиусу $r_p/s = 0{,}7/0{,}7$ на внешнем слое заготовки возможно образование трещины. Для уменьшения деформаций и напряжений в опасной зоне необходимо применить конструкторские и технологические мероприятия [4].

Промоделировав процесс штамповки для разных радиусов, можно определить минимальный радиус $r_{\min}$ гибки или $r_{\min}/s$ перед образованием трещины для разных углов изгиба (***седьмой критерий образования трещины***): $C_r = r_{\min}/r_p < 1$ и $P_r = (1 - r_{\min}/r_p)100 > P_{r\,\lim}$ по $r_{\min}$.

Очевидно, что на начальных этапах данной обработки заготовки по мере увеличения угла изгиба (или угла охвата заготовкой скругленной кромки пуансона) значения ε_1, ε_i, ε_2, $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ быстро приближаются к предельным значениям. Моделированием можно определить, при каком предельном угле $\alpha_{\lim}$ изгиба появляется опасность образования трещины. Следовательно, можно сформулировать рекомендации по проектированию технологии штамповки, чтобы избежать образования трещины. Отсюда ***восьмой критерий образования трещины:*** $C_\alpha = \alpha/\alpha_{\lim} < 1$ и $P_\alpha = (1 - \alpha/\alpha_{\lim})100 > P_{\alpha\,\lim}$ по $\alpha_{\lim}$.

Если при моделировании выявлена опасность образования трещины на заготовке при данных условиях штамповки, то следует внести изменения в расчетную модель штамповки и снова выполнять моделирование до тех пор, пока не будет достигнута штамповка детали без образования трещины.

При малом запасе пластичности по критериям P_1, P_i, P_s, $P_{\sigma i}$, P_σ, P_F, P_r, P_α, для которых $P_{1\,\lim}$,

$P_{i\,\lim}$, $P_{s\,\lim}$, $P_{\sigma i\,\lim}$, $P_{\sigma\,\lim}$, $P_{F\,\lim}$, $P_{r\,\lim}$, $P_{\alpha\,\lim}$ рекомендуется задавать больше δ_p, назначают конструкторские или технологические мероприятия для уменьшения деформаций в опасных зонах, а при большом запасе пластичности (больше $2\delta_p$) в целях экономии можно использовать менее дорогой материал заготовки или меньшей толщины.

Аналогично проведен анализ штампуемости детали из заданной заготовки на основании других параметров ДНС заготовки.

Пружинение заготовки после гибки

На рис. 3, 4 и 5 (см. обложку) видно, что после гибки и правки две отогнутые полки детали сместились на угол $\Delta\alpha/2$ под действием упругих деформаций, которые всегда сопровождают пластические деформации [2]. Угол пружинения каждой полки можно рассчитать разными методами, например по формуле $\Delta\alpha/2 \approx \mathrm{arctg}(l_x/l_y)$, где l_x — линейное пружинение крайней точки полки; l_y — длина полки. Общий угол $\Delta\alpha$ пружинения двух полок детали после изгиба на угол α получают суммированием углов $\Delta\alpha/2$ для каждой из полок.

Сила гибки

Также исследованы изменения сил, действующих на штамповочный инструмент в ходе обработки, которые зависят от ряда факторов: размеров и материала заготовки, угла изгиба заготовки, радиуса скругления рабочих кромок инструментов и пр. Если по ходу h пуансона сила F гибки заготовки сначала быстро увеличивается, а затем медленно увеличивается и уменьшается со значением около 50 Н (рис. 12), то при дальнейшем деформировании сила F правки изогнутой детали резко увеличивается до максимального значения 15 833 Н, превышающего силу гибки примерно в 300 раз. После правки при обратном ходе пуансона сила F резко уменьшается до нуля. С учетом силы и работы, затрачиваемой на обработку заготовки, выбирают прессовое оборудование и проектируют оснастку.

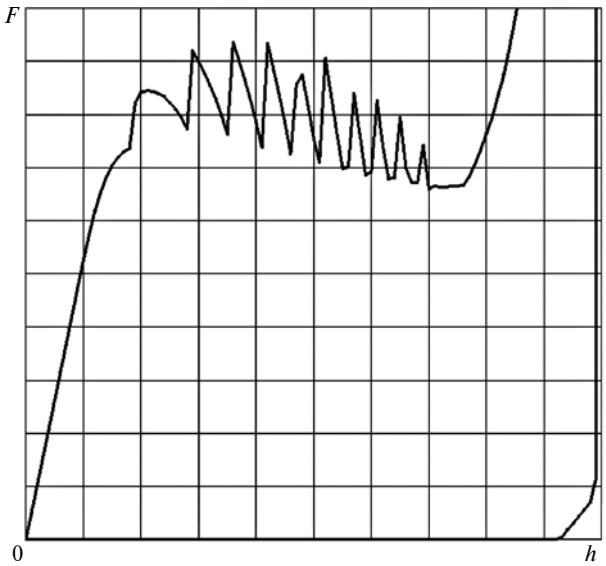


Рис. 12. Зависимость силы *F* гибки от хода *h* пуансона при гибке заготовки с одновременной правкой изогнутой детали (пиковая часть графика на этапе правки обрезана)

На способы и штампы для испытаний листов и широких полос на изгиб получены патенты [6—14].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жарков В. А.** Испытания материалов. Одноугловая гибка листов и широких полос // Вестник машиностроения. 2018. № 2. С. 41—48.

2. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Ч. 1. Одноугловая гибка // Вестник машиностроения. 2012. № 8. С. 67—72.

3. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Ч. 2. Двухугловая гибка без прижима заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 9. С. 61—67.

4. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Ч. 3. Двухугловая гибка с прижимом заготовки // Вестник машиностроения. 2012. № 10. С. 60—66.

5. **Жарков В. А.** Испытания материалов // Вестник машиностроения. 2016. № 6; 2017. № 1, 4, 8, 11.

6. **Пат. 2308697 Рос. Федерации:** Способ испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при одноугловой гибке (варианты).

7. **Пат. 2333471 Рос. Федерации:** Штамп-прибор для испытания и способ испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при двухугловой гибке (варианты).

8. **Пат. 2344404 Рос. Федерации:** Способ испытания листового материала на растяжение, изгиб и пружинение (варианты).

9. **Пат. 2344405 Рос. Федерации:** Способ испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при двухугловой гибке (варианты).

10. **Пат. 2344406 Рос. Федерации:** Способ испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при четырехугловой гибке с прижимом краев образца (варианты).

11. **Пат. 2359243 Рос. Федерации:** Штамп-прибор для испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при одноугловой гибке (варианты).

12. **Пат. 2362138 Рос. Федерации:** Штамп-прибор для испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при четырехугловой гибке с прижимом краев образца (варианты).

13. **Пат. 2370748 Рос. Федерации:** Способ испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при двухугловой гибке с прижимом краев образца (варианты).

14. **Пат. 2399036 Рос. Федерации:** Штамп-прибор для испытания листового материала на пружинение и предельные параметры при двухугловой гибке с прижимом краем образца (варианты).

УДК 621.793

В. Н. ГАДАЛОВ, д-р техн. наук, С. Г. ЕМЕЛЬЯНОВ, д-р техн. наук, Е. А. ФИЛАТОВ, И. А. МАКАРОВА, И. В. ВОРНАЧЕВА (Юго-Западный ГУ, г. Курск), e-mail: Don_filius@mail.ru

Наноструктурирование поверхностности стали при электроискровой обработке новыми электродными материалами на основе карбида вольфрама

Исследовано изменение массы катода и эрозия анода при электроискровом легировании (ЭИЛ) на разных режимах и кинетика данного процесса. Показано, что при повышении длительности электрических импульсов эффективность грубого ЭИЛ повышается до определенного предела, который определяется составом электродного материала.

Ключевые слова: электроискровое легирование, наноструктурирование, карбидовольфрам, порошковый материал.

The change in the cathode mass and the anode erosion during electrospark alloying (ELA) at different modes and the kinetics of the subject process are studied. It is shown, that at increase of the duration of electric pulses, the effectiveness of coarse ELA increases to a certain limit, which is determined by the composition of the electrode material.

Keywords: electrospark alloying, nanostructuring, tungsten carbide, powder material.

Повышение эффективности производств основывается на создании новых технологий и совершенствовании уже применяемых. Для повышения адгезионных и эксплуатационных свойств поверхностей металлических деталей применяют электроискровое легирование (ЭИЛ) с использованием компактных электродов из токопроводящих и нетокопроводящих порошковых материалов. Данный способ отличается низкой энергоемкостью и простотой исполнения [1]. Важной задачей остается создание установок и материалов, применение которых позволит повысить эффективность ЭИЛ и улучшить физико-химические и эксплуатационные показатели легированного слоя (ЛС).

Ряд исследований и разработок был направлен на повышение производительности и точности электрофизических способов объемной и поверхностной обработок материалов и улучшение их физико-химических и трибологических свойств путем формирования наноструктурированных состояний из твердосплавных карбидных, боридных и нитридных включений [2] с учетом важности экономической составляющей технологических решений.

Развитие исследовательской и испытательной техники наномасштабного разрешения (атомно-силовая и туннельная микроскопия, малоугловое рентгеновское рассеяние, микроспектральные методы, наноинденторы и др.) способствовало решению материаловедческой триады: установление взаимосвязей между составом, структурой, свойствами поверхностных слоев и технологическими режимами и параметрами их формирования. Было установлено, что в условиях единичного электрического разряда в системе "металлический катод — анод" на поверхности катода образуются упорядоченные скопления нанокластеров из наночастиц с размерами до 30 нм [3], что открывает новые возможности для ЭИЛ.

Известно, что именно в поверхностных слоях зарождаются дефекты и создаются условия, затормаживающие развитие усталостных трещин. При ЭИЛ качество ЛС существенно зависит от электродного материала (ЭМ), в качестве которого, как правило, используют твердые сплавы на основе карбидов вольфрама и титана, в том числе и наноструктурированный карбид вольфрама [4]. Они характеризуются высокой эрозионной стойкостью, однако это дорогостоящие материалы. Поэтому имеется практический интерес к исследованиям формирования поверхностного слоя легированием сталей новым электродным материалом (НЭМ) на основе карбида вольфрама с добавкой нанопорошка из оксида алюминия, а также к сравнению их применения с легированием с помощью электродов из твердого сплава ВК8.

Формирование ЛС осуществляли на установке Элитрон-101 мощностью 1,5 кВт с вращающимся торцевым электродом и генератором импульсов ГМЕ8 [5]. Управление режимами осуществляли регулированием частоты электрических импульсов (до 400 Гц) и дискретным изменением их длительности $t_и$ = 10, 20, 40, 60, 80 мкс. Режимы работы: напряжение 50 В, скорость обработки 1 см^2/мин, силу тока изменяли от 160 до 225 А.

Для создания ЛС использовали специально разработанные НЭМ, которые синтезировали в институте материаловедения ХНЦ ДВО РАН методом порошковой металлургии. В состав НЭМ входит сплав ВК8 с добавлением нанопорошка Al_2O_3 [6]. Использование оксида алюминия в качестве ингибитора роста зерен позволяло уменьшить средний размер зерна твердого сплава с 2,40 до 0,84 мкм и снизить эрозионную стойкость ЭМ, что повысило производительность ЭИЛ.

Нанодисперсный оксид алюминия препятствует росту зерен WC путем срастания и перекристаллизации через жидкую фазу [1]. При добавлении

1 % Al_2O_3 средний диаметр зерна в сплаве уменьшается в 1,5 раза. Однако при увеличении Al_2O_3 до 5 % размер зерна уменьшается в 3 раза, но ухудшается структура сплава, нарушается сплошность кобальтового связующего скелета и увеличивается объем твердой фазы и пор, что понижает физико-химические показатели формируемого ЛС.

Для анализа процесса ЭИЛ использовали стандартные методики. Измерениями определяли массу катода (углеродистая сталь 35) и массу анода после электрической эрозии. В качестве анодов использовали сплав ВК8 и разработанные НЭМ — сплав ВК8 с добавками нанопорошка Al_2O_3. Определяли изменение массы катода и эрозию анода за определенное время легирования при разных режимах. Параллельно осуществляли гранулометрический анализ продуктов эрозии по методике работы [7] на микроскопе МБС-9, металлографические исследования поперечных срезов упрочняемых образцов на оптическом микроскопе с насадкой для индентирования, рентгенофазовый анализ поверхности легированных образцов на установке ДРОН-7, а также атомно-силовые микроскопические исследования на АСМ AistNT SmartSPM, изучали комбинационное рассеяние света на микроспектрометре OmegaScope, интегрированном с AistNT SmartSPM.

Исследовали кинетику ЭИЛ, определяли временные зависимости суммарных и удельных эрозий анода, а также суммарные и удельные изменения массы катода.

Эффективность формирования ЛС рассчитывали по формуле

$$\gamma = \Sigma\Delta_a K_{ср} t_x, \text{ см}^3/\text{мин}.$$

Здесь t_x — время хрупкого разрушения ЛС, т. е. время с начала обработки до первой фиксации уменьшения массы катода; $K_{ср} = \Delta_к/\Delta_а$ — коэффициент переноса материала за время t_x, где $\Delta_к$ и $\Delta_а$ — изменение массы катода и эрозия анода за минуту легирования.

Эффективность ЭИЛ определяется гранулометрическим и фазовым составом, объемом материала, выносимого из эрозионной лунки анода под воздействием электрического разряда и осаждаемого на поверхности обрабатываемой детали — катода.

Очевидно, что изменение массы катода существенно зависит от эрозионных свойств ЭМ. Поэтому были изучены зависимости изменения удельной и суммарной эрозии анода в процессе легирования стали 35 электродами ВК8 + 1 % Al_2O_3 (НЭМ1) и ВК8 + 5 % Al_2O_3 (НЭМ5) при частоте импульсов $f = 400$ Гц. Установлено, что характеры изменений показателей удельной ($\Delta_а$) и суммарной ($\Sigma\Delta_а$) эрозии от времени t легирования и длительности $t_и$ электрических импульсов для ЭМ на основе карбида вольфрама с добавкой нанопорошка Al_2O_3 одинаковые.

При грубом легировании (сила тока $I = 160 \div 225$ А) зависимость суммарной эрозии анода от длительности $t_и$ электрических импульсов можно принять линейной. С увеличением длительности импульсов эрозия увеличивается. Минимальные суммарные эрозии анода при использовании НЭМ1 и НЭМ5 наблюдались соответственно при $t_и = 20$ и 10 мкс, но уже при $t_и = 80$ мкс эрозия была максимальной. Эксперименты показали, что удельная эрозия изменяется циклически. Возможно, это обусловлено образованием на поверхности электрода устойчивой вторичной структуры, снижающей и эрозию, и изменение массы катода. Это означает, что для исследуемых материалов и режимов обработки не соблюдается правило аддитивности: суммарная эрозия $\Sigma\Delta_а$ электродов не равна сумме эрозионных эффектов единичных импульсов. Возможно, это вызвано образованием вторичных структур (оксидов и нитридов в результате взаимодействия продуктов эрозии с окружающей средой) и увеличением температуры электродов (выделение теплоты при ЭИЛ). Изменения $\Delta_а$ и $\Sigma\Delta_а$ от времени t легирования на исследуемом грубом режиме ЭИЛ можно аппроксимировать полиномами шестой степени.

Параметры процесса формирования ЛС при разных режимах ЭИЛ представлены в табл. 1.

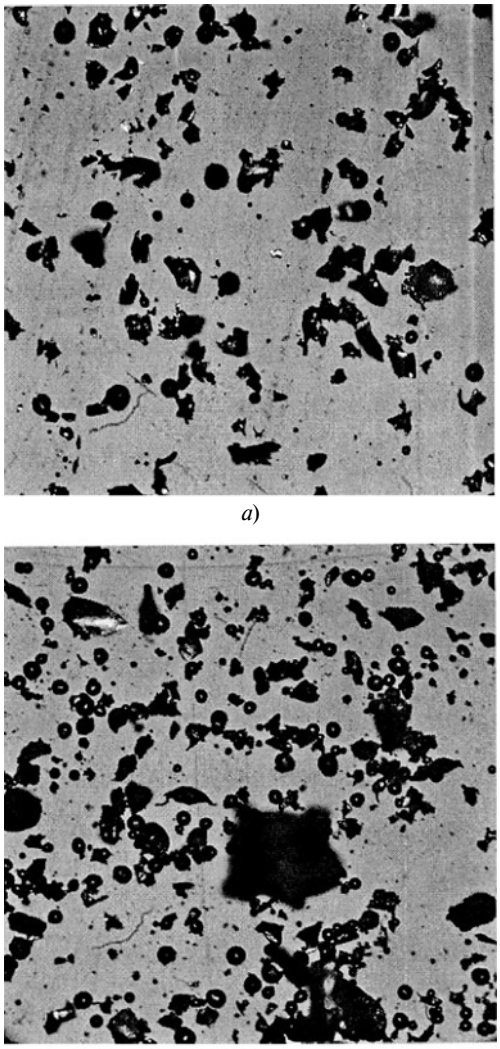
Легирование на стали 35 выполняли на механизированной установке Элитрон-101 с генератором импульсов IMES, режимы обработки: $f = 400$ Гц, $t_и = 20$ и 80 мкс, напряжение $U = 50$ В, $I = 160 \div 225$ А. Исходная микротвердость стали 35 составляла $H_\mu = 1{,}99 \div 2{,}40$ ГПа. Для формирования ЛС использовали электроды из ВК8, ВК8 + НЭМ1 и ВК8 + НЭМ5.

Таблица 1

Параметры процесса формирования ЛС на стали 35 при $f = 400$ Гц

Материал электрода	$t_и$, мкс	$\Sigma\Delta_к$*, 10^{-4} см^3	$\Sigma\Delta_а$*, 10^{-4} см^3	$t_х$, мин	$K_{ср}$, мин$^{-1}$	γ_3, 10^{-4} см^3/мин
ВК8	20	2,60	6,64	10	0,39	10,14
	40	7,33	15,48	10	0,45	32,99
	60	7,67	15,34	9	0,48	33,13
	80	5,14	11,09	6	0,34	10,49
ВК8 + НЭМ1	20	3,26	7,38	10	0,42	13,69
	40	9,22	21,56		0,40	36,88
	60	10,85	21,77		0,47	50,99
	80	14,75	28,23		0,49	72,28
ВК8 + НЭМ5	20	3,92	6,77	10	0,60	23,52
	40	8,46	14,85		0,55	46,53
	60	9,54	21,23		0,42	40,07
	80	11,54	21,63		0,49	56,55

* За время $t_х$.



а)

б)

Рис. 1. Продукты эрозии ЭИЛ на стали 35 при $t_и$ = 80 мкс и использовании анодов из ВК8 (*а*) и ВК8 + НЭМ5 (*б*) (×400)

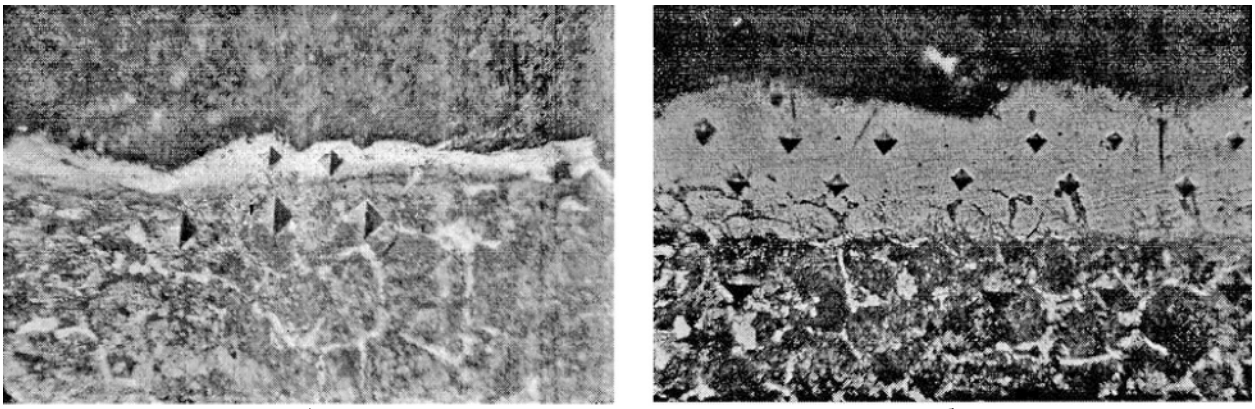
При увеличением количества Al_2O_3 в материале анода суммарный массоперенос за время $t_х$ уменьшается (см. табл. 1): при использовании добавки НЭМ1 массоперенос изменился с 3,26 до 14,75 см^3, а при добавке НЭМ5 — с 3,92 до 11,54 см^3. С увеличением длительности импульса повышаются суммарный массоперенос и эрозия: с изменением длительности импульсов с 20 до 80 мкс при использовании добавки НЭМ1 показатели $\Delta_а$ и $\Sigma\Delta_а$ увеличились в 4 раза, а при использовании НЭМ5 — в 3 раза.

Эффективность процесса ЭИЛ для типового сплава ВК8 при $t_и$ = 60 мкс в 3 раза ниже эффективности при использовании НЭМ1 при $t_и$ = 20 мкс. При это, если НЭМ1 повышает эффективность в целом в 5 раз, то добавка НЭМ5 — в 2,5 раза.

Гранулометрический анализ показал, что продукты эрозии при ЭИЛ имеют или шарообразную, или неправильную форму с рваными краями (рис. 1). Это обусловлено разными механизмами их формирования (рис. 2): в первом случае продукты эрозии формируются из жидкой фазы, во втором случае — из твердой хрупким разрушением материала анода [8, 9].

При содержании твердой фазы больше 60 % формируемого ЛС [7] ухудшается смачиваемость катода жидкофазной составляющей анода. Снижение размеров продуктов эрозии повышает адгезию, плотность и твердость ЛС. Анализ состава продуктов эрозии показал, что в основном они представляют собой частицы хрупкого разрушения (более 70 %). При использовании в качестве добавок нанопорошка Al_2O_3 или оксида вольфрама (от 1 до 5 %) увеличивается доля шарообразных частиц жидкофазного происхождения. Тот же эффект достигается при $t_и$ = 20÷80 мкс. Доля шарообразных частиц в этом случае превышает 60 %, что, возможно, вызвано разрядным плазменным нагреванием анода. Это подтверждает необходимость оптимизации количества нанопорошка Al_2O_3.

Анализ поперечного шлифа катода с ЛС показал, что в поверхностном слое присутствуют поры и микротрещины (см. рис. 2). Структура поверхностного слоя неравномерна по толщине. При травлении в реактиве 1 (38 мл соляной кислоты с плотностью ρ = 1,19; 12 мл серной кислоты ρ = 1,184; 50 мл дистиллированной воды при температуре



а) *б*)

Рис. 2. Микроструктура ЛС на стали 35 при использовании ВК8 (*а*) и Д1С8 + НЭМ1 (*б*)

71÷82 °С в течение 15÷45 мин) выявляется феррито-перлитная структура стали. При травлении в реактиве 2 (20 мл серной кислоты ρ = 1,84; 100 мл дистиллированной воды при температуре 70 °С) в белом слое обнаруживается микроструктура, которая, как и макроструктура, зависит от режима ЭИЛ.

На участке, прилегающем к белому слою, в результате термического воздействия разряда и плазмы и последующего быстрого охлаждения образуются тонкие слои, в которых перлитная составляющая подвергается закалке, ее микротвердость повышается по сравнению с более глубокими участками основы. При травлении реактивом 2 в белом слое выявляются участки с дисперсными карбидами цементита и скоплениями продуктов распада материала анода. Увеличение данных скоплений характерно для режимов с повышенным выделением энергии в межэлектродном пространстве. Однако при таких режимах повышаются дефектность и степень окисления поверхностных слоев.

Рентгенофазовый анализ состава покрытий при ЭИЛ на разных режимах (см. рис. 2) показал, что повышенное тепловое воздействие сопровождается разложением WC в результате взаимодействия углерода с кислородом воздуха.

Основу покрытия, созданного ЭИЛ, составляют карбиды W_2C и Co_xW_xC с мелкими включениями WC. При грубом ЭИЛ (рис. 3) последовательно происходят реакция WC—W_2C и восстановление вольфрама. Аналогичные химические переходы возникают как с увеличением времени легирования, так и с увеличением длительности разрядов.

Микротвердость на разной глубине ЛС определяли с помощью наклонных поперечных шлифов. Микротвердость ЛС в 7—8 раз превышала микротвердость стали 35. Однако при $t_и$ > 60 мкс прочность верхних ЛС снижалась по сравнению с более глубокими слоями покрытия, что, возможно, вызвано разложением WC.

Таким образом, установлено, что необходимый для твердосплавного анода грубый режим ЭИЛ сопровождается окислением и обезуглероживанием,

Таблица 2

Гранулометрический состав эрозии ЭМ систем WC—Co и WC—[Co + НЭМ] в ЛС на стали 35 при f = 400 Гц, U = 40 В, I = 250 А (начальный размер частиц 2 мкм)

Материал анода	$t_и$, мкс	Шарообразные частицы		Частицы хрупкого разрушения	
		Диаметр, мкм	Содержание, %	Размер, мкм	Содержание, %
ВК8	20 80	41,85 58,90	29,7 28,4	58,9 79,05	70,3 71,6
ВК8 + НЭМ1	20 80	41,85 58,90	34,0 51,6	102,3 102,3	64,0 48,4
ВК8 + НЭМ5	20 80	41,85 41,85	40,3 60,9	58,9 158,1	59,7 39,1

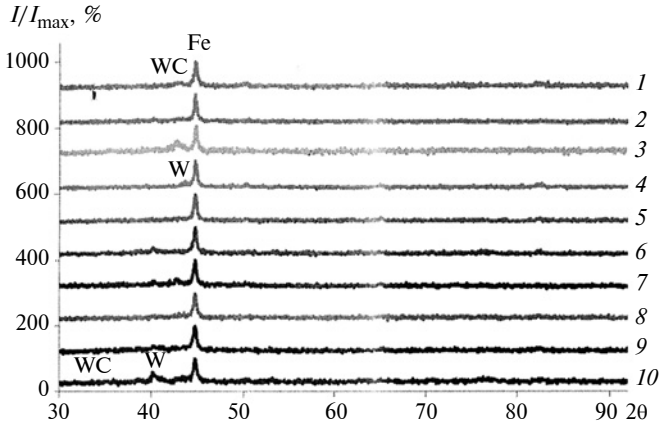


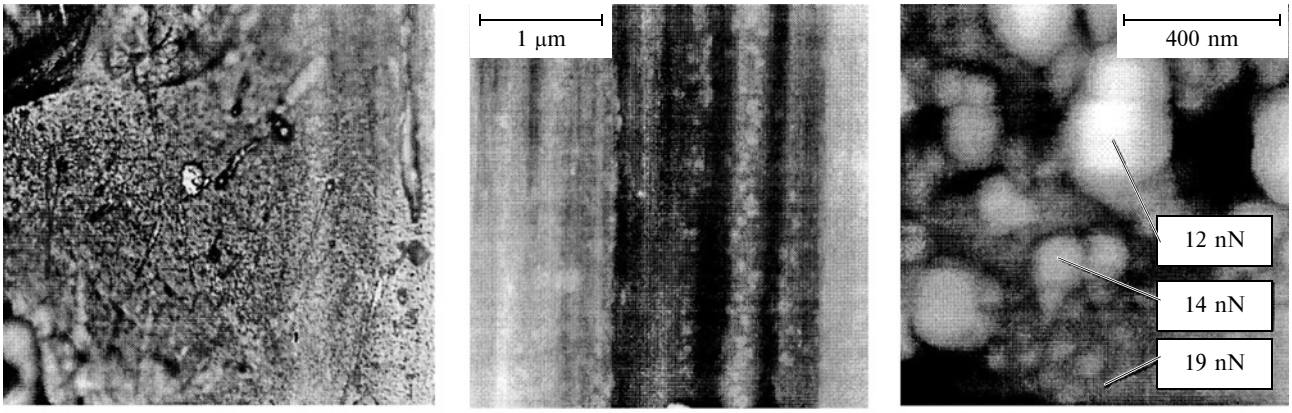
Рис. 3. Рентгеновские дифрактограммы (относительная интенсивность I/I_{max}, %) для ЛС на стали 35, полученные при f = 100 (*1*); 400 (*4*, *5*, *8—10*); 500 Гц (*2*, *3*, *6*, *7*) и $t_и$ = 20 (*4*); 40 (*9*); 60 (*2*, *6*, *10*); 80 (*3*, *5*, *7*); 120 мкс (*1*) при длине волны l = 0,1 (*5*); 0,2 (*8*, *9*); 0,25 (*6*, *7*, *10*); 0,3 (*1—3*); 0,4 нм (*4*)

формированием вторичной структуры, состоящей из окислов, смеси карбидов разной стехиометрии (WC, W_2C) и даже металлического W. В этих условиях для сохранения исходного WC следует применять защитную аргоновую среду.

Структурные особенности формируемых ЛС исследовали с помощью атомно-силового микроскопа Aist NT SmartSPM. Учитывая, что ЛС имеют высокую шероховатость, а методы АСМ не допускают изучение таких поверхностей, все образцы предварительно анализировали на конфокальном микроскопе, совмещенном с АСМ. Это позволило не только отобрать пригодные образцы для исследований методом АСМ, но и выделить зоны в ЛС, где предположительно происходило наностуктурирование при ЭИЛ. Данные зоны отличались цветом (до синего). Это объясняется рассеиванием света на структурных неоднородностях с размерами, сопоставимыми с длиной волны светового излучения подсветки конфокального микроскопа (рис. 4, *а*).

Из АСМ сканограммы (рис. 4, *б*) следует, что наименьший размер наночастиц (менее 30 нм) наблюдается в составе ЛС, полученном электродом ВК8 + НЭМ1. Из данных частиц в результате ЭИЛ в ЛС образовывались регулярные полосы размерами от сотен нанометров до нескольких микрометров (рис. 4, *в*). Представленные на рис. 4, *в* числа указывают адгезию частиц. При одинаковом фазовом составе увеличение данного показателя может указывать на уменьшение размера исследуемых наночастиц.

Результаты изучения износостойкости полученных покрытий представлены на рис. 5, анализ которых показал, что введение оксида алюминия в твердый сплав во всех случаях повышал износостойкость ЛС. Наилучшие результаты получены ЭИЛ с добавкой НЭМ3 при f = 400 Гц, $t_и$ = 40 мкс (см. зависимость 3). Установлено, что износостой-



а) *б*) *в*)

Рис. 4. Конфокальное изображение (*а*) и АСМ сканограммы 3 × 3 (*б*) и 1 × 1 мкм (*в*) поверхности ЛС

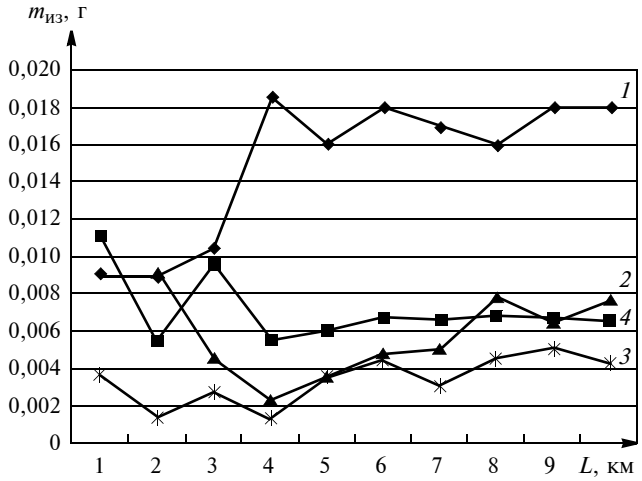


Рис. 5. Зависимости износа $m_{из}$ от пути L трения для ЛС на стали 35, полученных при использовании анодов из ВК8 (*1*), ВК8 + НЭМ1 (*2*), ВК8 + НЭМ3 (*3*), ВК8 + НЭМ5 (*4*) при f = 400 Гц, $t_и$ = 40 (*1*, *3*) и 80 мкс (*2*, *4*); l = 0,2 нм

Таблица 3

Показатели ЛС на стали 35, полученные при использовании разных электродов и режима ЭИЛ

Материал электрода	$t_и$, мкс	Сплошность ЛС, %	Средняя толщина ЛС, мкм	Микротвердость, ГПа		$K_{уп}$
				ЛС	Сталь 35	
ВК8	20	50	7	6,86	2,60	2,64
	80	88	20	11,65	3,19	3,65
ВК8 + НЭМ1	40	64	18	12,51	3,19	3,92
	60	78	18	12,19	3,07	3,97
	80	68	16	10,98	4,03	2,72
ВК8 + НЭМ3	40	95	21	11,04	2,99	3,69
	60	98	24	12,51	3,74	3,34
	80	97	38	12,83	4,34	2,96
ВК8 + НЭМ5	40	82	25	11,09	3,44	3,22
	60	87	24	11,63	3,45	3,37
	80	97	37	12,37	4,26	2,90

Примечание. $K_{уп} = H_{μЛС}/H_{μст.35}$.

кость ЛС зависит от структуры поверхностного слоя. Слои полосчатой структуры в несколько сотен нанометров, полученные при использовании анода из твердого сплава с добавкой НЭМ, имеют износостойкость выше, чем слои, полученные с помощью твердого сплава ВК8 при $t_и$ = 40 мкс. Увеличение длительности импульсов до 80 мкс снижает износостойкость ЛС из-за перегревания электрода, приводящего к распаду карбида вольфрама до вольфрама.

Результаты исследований полученных ЛС на стали 35 представлены в табл. 3.

Таким образом, были установлены рациональные режимы ЭИЛ. Исследования ЛС, создаваемые с помощью ЭИЛ, получили практическую апробацию в работах [10—18].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Хохлов А. Р., Дормидонтова Е. Е.** Самоорганизация в ион-содержащих полимерных системах // Успехи физических наук. 1997. Т. 167. № 2. С. 113—128.
2. **Коротаев Д. Н.** Технологические возможности формирования износостойких наноструктур электроискровым легированием. 2009. Омск. СибАДИ, 254 с.
3. **Поверхностное** структурирование меди под действием электрического разряда / С. А. Пячин, В. Г. Заводинский, А. П. Кузьменко и др. // Письма в ЖТФ. 2010. 36 (14). С. 34—40.
4. **Влияние** предварительного наноструктурирования поверхностного слоя на износостойкость титанового сплава ВТ6, подвергнутого химико-термической обработке / А. Е. Колгачев, С. В. Панин, Ю. И. Почивалов, Н. А. Антипина // Изв. Томского политехнического ун-та. 2006. Т. 309. № 2. С. 144—148.
5. **Наноструктурировапие** поверхностности стали при электроискровой обработке / С. В. Николенко, А. П. Кузьменко, Д. И. Тимаков, П. В. Абакумов // Мат. XVII Рос. науч.-техн. конф. "Материалы и упрочняющие технологии". ЮТУ. 2010. Ч. 2. С. 23—39.
6. **Хохлов А. Р., Дормидонтова Е. Е.** Самоорганизация в ион-содержащих полимерных системах // Успехи физических наук. 1997. Т. 167. № 2. С. 113—128.
7. **Использование** нанопорошка Al_2O_3 в качестве ингибитора роста зерна в сплаве ВК8 / С. В. Николенко, А. Д. Верхотуров, М. И. Дворник и др. Вопросы материаловедения. 2008. № 2 (34). С. 100—105.

УДК 620.93:661.961

В. Б. ВАРГАНОВ, канд. техн. наук, А. М. БАСАЛАЕВ, П. А. СТОРОЖЕНКО, д-р хим. наук
(ГНЦ РФ ГНИИХТЭОС, г. Москва), e-mail: basik_s@mail.ru

Определение оптимальных параметров генерации водорода на основе боргидрида натрия

Рассмотрены альтернативные источники получения энергии, в частности, из водорода с использованием топливных элементов. Определены основные параметры гидролиза боргидрида натрия, обеспечивающие максимальную конверсию водорода при заданных ограничениях по его чистоте, а также оптимальное соотношение компонентов и температуры реакции гидролиза.

Ключевые слова: малогабаритный источник питания, топливный элемент, генератор водорода, гидролиз боргидрида натрия, компоненты, конверсия.

The alternative energy sources are considered, in particular, from hydrogen using fuel cells. The general parameters of hydrolysis of sodium borohydride are determined, which ensure the maximum conversion of hydrogen under specified limitations on its purity, as well as the optimum component ratio and the hydrolysis reaction temperature.

Keywords: small-sized power source, fuel cell, hydrogen generator, hydrolysis of sodium borohydride, components, conversion.

Несмотря на применение совершенных технологий добычи и переработки энергоресурсов [1], в последнее время растет интерес к альтернативным источникам энергии, в частности прямому получению электрической энергии из водорода с использованием топливных элементов [2, 3].

Особый интерес вызывают портативные и малогабаритные источники питания на основе генераторов водорода и топливных элементов, достоинством которых является то, что они не подвержены режиму саморазряда и имеют высокий запас энергии. Потенциальные потребители источников питания — сотовые телефоны, навигаторы, ноутбуки, радиостанции, биомеханические и робототехнические устройства [4, 5] и специализированные мобильные промышленные установки мощностью от 5 до 250 Вт. Несмотря на многие важные достоинства и возможности цифрового производства [6, 7] таких источников питания, они до сих пор не нашли широкого применения, главным образом, из-за отсутствия портативных систем получения и хранения водорода с высоким массовым содержанием или с высокими удельными характеристиками по генерации водорода.

Зарубежные источники питания имеют небольшую энергоемкость, обусловленную невысокими удельными массовыми характеристиками генераторов водорода (до 4÷5 % водорода от массы генератора).

В настоящее время в России также ведутся работы по созданию портативных систем получения

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 52)

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

9. **Поверхностное** структурирование меди под действием электрического разряда / С. А. Пячин, В. Г. Заводинский, А. П. Кузьменко и др. // Письма в ЖТФ. 2010. 36 (14). С. 34—40.

10. **Пугачевский М. А., Заводинский В. Г., Кузьменко А. П.** Диспергирование диоксида циркония импульсным лазерным излучением // ЖТФ. 2011. 81 (2). С. 98—102.

11. **Кузьменко А. П., Пячин С. А., Тимаков Д. И.** Поверхностное наноструктурирование для контактных пар // Тезисы VII Междунар. науч.-практ. конф. "Нанотехнологии производству". 2010. Фрязино. С. 74—75.

12. **Наноструктурированные** электролегированные покрытия / А. П. Кузьменко, С. В. Николенко, С. А. Пячин, Д. И. Тимаков // Тезисы VII Междунар. науч.-практ. конф. "Нанотехнологии производству". 2010. Фрязино. С. 148—149.

13. **Наноструктурирование** поверхностности стали электроискровой обработкой новыми электродными материалами на основе карбида вольфрама / С. В. Николенко, А. П. Кузьменко, Д. И. Тимаков, П. В. Абакумов // Электронная обработка материалов. 2011. Вып. 3. С. 28—35.

14. **Структурирование** меди в электрическом разряде / А. П. Кузьменко, Д. И. Тимаков, А. Е. Кузько и др. // Мат. XVII Рос. науч.-техн. конф. "Материалы и упрочняющие технологии". КГТУ. 2010. Ч. 2. С. 13—23.

15. **Nanostructuring** a STEEL Surface by Electrospark Treatment with New Electrode // ISSGN 1068-3755. Surface engineering and Applied Electrochemistry. 2011. V. 47. N. 3. P. 217—224.

16. **Атомно-силовые** наноструктурные исследования материалов в процессах электрофизической обработки и получения / А. П. Кузьменко, А. Е. Кузько, Д. И. Тимаков и др. // Перспективны технологи, оборудование и аналитические системы для материаловедения и наноматериалов: Тр. VIII Междунар. конф. ЮЗГУ, I НИТУ "МИСИС". 2011. С. 591—600.

17. **Вонсовский С. В.** Магнетизм. М.: Наука, 1971. 1032 с.

18. **Залесский А. В., Кривенко В. Г., Балбашов А. М.** Низкотемпературные аномалии интенсивности ЯМР в доменных границах кристаллов $YFeO_3$ // ФТТ. Т. 23. № 11 (1981). С. 3459—3461.

и хранения чистого водорода. Так, ОИВТ РАН разрабатывает генераторы водорода на основе активированного алюминия [8]; ИПФХ РАН — на основе гидридов металлов [9]; МГУ — на основе сплава магния [10]. Созданы опытные образцы источников питания на основе активированного алюминия с удельными характеристиками до 3 %, на основе гидридов металлов — до 5 %.

Результаты, достигнутые указанными разработчиками, не решили проблемы создания генераторов водорода с высоким удельным содержанием генерируемого водорода, которая остается актуальной до настоящего времени.

Для реализации этой цели необходимо решить следующие задачи:

проанализировать и использовать наиболее высокоэффективные генерирующие водород вещества и катализаторы;

определить условия гидролиза боргидрида натрия, обеспечивающие максимум конверсии (максимум извлечения) водорода.

Для решения поставленных задач:

выполнили анализ и выбор высокоэффективного генерирующего водород вещества и катализатора;

исследовали зависимости степени конверсии от времени при разных температурах и концентрациях (15, 30 и 45 %) водных растворов боргидрида натрия ($NaBH_4$);

исследовали влияние степени конверсии от концентрации $NaBH_4$ при разных катализаторах;

исследовали зависимости чистоты водорода от условий проведения процесса.

Анализ показал, что одним из перспективных компактных источников хранения водорода являются гидриды, которые имеют не только высокую объемную и массовую плотность водорода, но и простой способ его получения. Несмотря на большое разнообразие гидридов, при выборе источников водорода для компактных источников энергии необходимо учитывать не только содержание водорода, но и его физико-химическое состояние, безопасность хранения, доступность исходных соединений для синтеза гидридов, стоимость, защиту окружающей среды. В последнее время в качестве источника водорода для топливного элемента получил распространение боргидрид натрия.

Реакция	Объем водорода, л/кг вещества	Удельное содержание водорода, %
$NaAlH_4 + H_2O$	1660	7,41
$NaBH_4 + H_2O$	2358	10,53
$LiAlH_4 + H_2O$	2358	10,26
$LiBH_4 + H_2O$	4074	18,2
$Mg + H_2O$	933	4,1

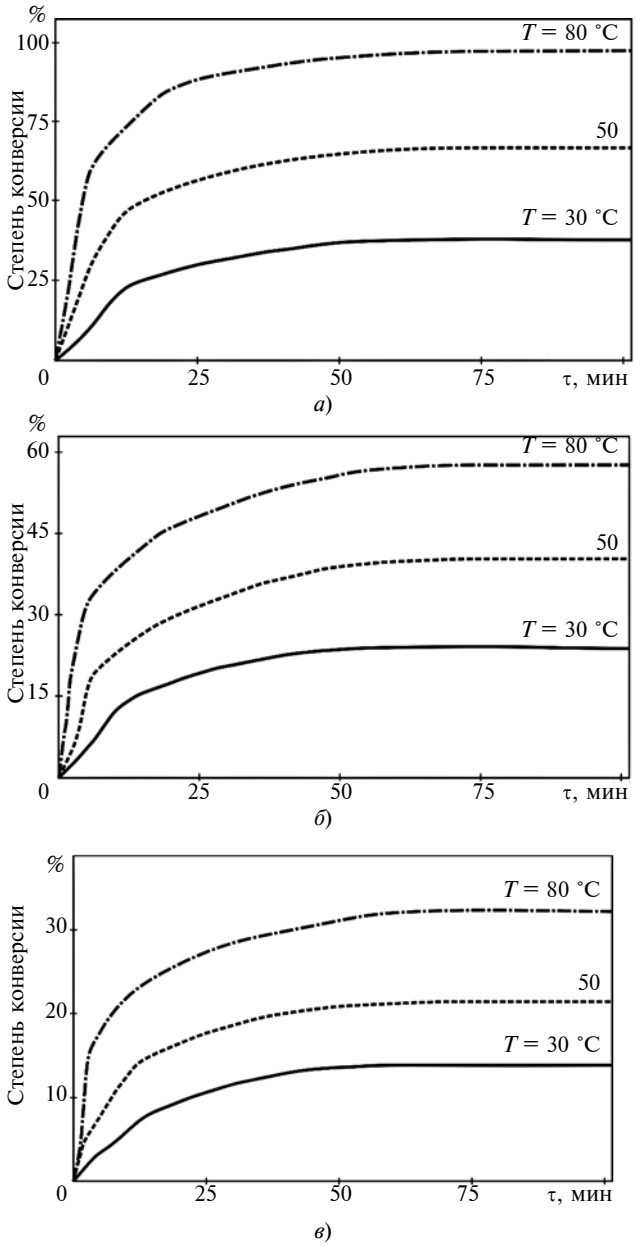


Рис. 1. Зависимости степени конверсии водорода от времени и температуры при концентрации $NaBH_4$ в водном растворе 15 (*а*), 30 (*б*) и 45 % (*в*)

В таблице приведена сравнительная оценка гидридов по объему водорода на 1 л/кг вещества и его удельному содержанию.

Последующие исследования были направлены на создание высокоэффективной технологии получения чистого водорода на основе $NaBH_4$. Для большей адекватности и точности получаемых результатов научные исследования проводили на основании разработанной авторами автоматизированной системы. Ниже приведены результаты исследований.

1. Зависимости степени конверсии водорода от времени приведены на рис. 1, *а—в* в виде кинетических кривых гидролиза 15, 30 и 45 %-х водных

растворов $NaBH_4$, стабилизированных гидроокисью натрия, при температурах от 0 до 100 °С.

Видно, что наиболее легко гидролизуется 15 %-й раствор $NaBH_4$, причем степень конверсии при температуре 85÷90 °С достигает 95÷97 % за 100 мин. Гидролиз 30 и 45 %-го растворов протекает со значительно меньшей скоростью, что можно объяснить недостатком гидролизанта и большим повышением щелочности в процессе реакции при большей концентрации раствора.

2. Зависимости степени конверсии от концентрации $NaBH_4$ при разных катализаторах приведены на рис. 2. Установлено, что катализаторы К3 и К1 обеспечивают большую конверсию, приближающуюся к 100 %. Использовали катализаторы: К1 — на основе борида никеля; К2 — на основе родия и кобальта (ИК69-1); К3 — на основе родия (ИК69-1/300); К4 — на основе рутения (ИК69-1/Р).

3. Зависимости чистоты водорода от типа катализатора и условий проведения процесса приведены на рис. 3. Чистота водорода 99,99 % (чистота, требуемая для эффективной и длительной работы водородно-воздушных топливных элементов) достигается при температуре гидролиза не выше 85÷95 °С и использовании катализатора К3. Чистота водорода практически не зависит от типа катализатора и только при температуре более 100 °С снижается из-за присутствия паров воды.

По результатам исследований разработали опытные образцы малогабаритных генераторов с высокой эффективностью генерирования водорода. На основе опытных образцов создали конструкции реакторов и каталитических блоков, для которых исходя из материального и теплового баланса [2, 3] выбрали материалы и провели прочностной расчет. Правомерность результатов исследований и расчетов подтвердили действующие образцы генератора водорода.

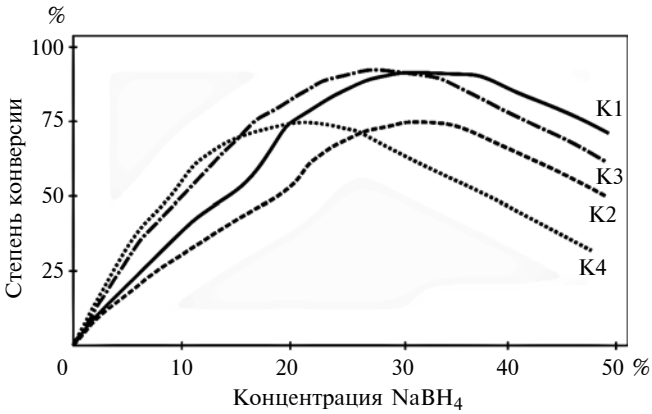


Рис. 2. Зависимости степени конверсии водорода от концентрации $NaBH_4$ при использовании разных катализаторов

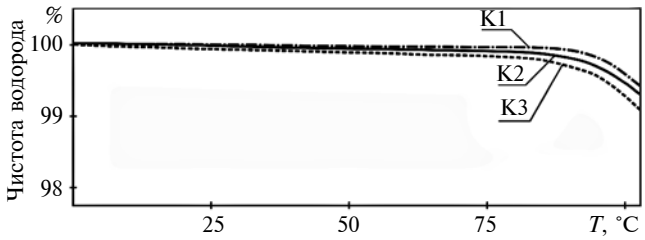


Рис. 3. Зависимости чистоты водорода от температуры при использовании разных катализаторов

Таким образом, по результатам исследований было установлено, что оптимальными условиями получения водорода на основании реакции гидролиза боргидрида натрия, обеспечивающими максимальную конверсию при заданной чистоте водорода являются: 25 %-й раствор $NaBH_4$, стабилизированный 1 %-м раствором щелочи; катализатор К1; температура гидролиза 85÷90 °С; оптимальный размер гранул катализатора 0,5÷0,7 мм, который обеспечивает заданную скорость реакции и минимальное пенообразование.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Kurnasov E. V., Malyshkin A. B.** Control of the selective hydrogenation of acetylene compounds // Russian Engineering Research. 2017. V. 37. N. 5. P. 393—396. DOI: 10.3103/s1068798x1705015x.

2. **Стороженко П. А., Варганов В. Б.** Генераторы водорода на основе Mg и $NaBH_4$ // Атомный проект. 2009. № 6. С. 46—47.

3. **Варганов В. Б., Солодилов Д. А.** Генераторы водорода на основе боргидрида натрия для малых БПЛА // Сб. тр. российской конференции "Физико-химические проблемы возобновляемой энергетики". СПб.: Изд-во Политехнического университета, 2013. С. 86, 87.

4. **Чижиков В. И., Курнасов Е. В.** Захват пальцами протеза предмета с нечеткой геометрической характеристикой в условиях его статической неустойчивости // Российский технологический журнал. 2015. Т. 1. № 3 (8). С. 269—282.

5. **Чижиков В. И., Курнасов Е. В.** Синтез системы автоматического управления стабилизацией усилия захвата предмета с нечеткой геометрической характеристикой // Автоматизация. Современные технологии. 2016. № 2. С. 3—10.

6. **Kashirskaya E. N., Kurnasov E. V., Kholopov V. A., Shmeleva A. G.** Methodology for assessing the implementation of the production process // Proceedings of 2017 IEEE 2nd International Conference on Control in Technical Systems, CTS 2017. IEEE, 2017. Pp. 232—235.

7. **Kurnasov E. V.** Creation of plastic zones and their cross sections in NC CAD equipment // Russian Engineering Research. 2009. V. 29. N. 2. Pp. 191—193. DOI: 10.3103/S1068798X09020178.

8. **Малышенко С. П.** Исследования и разработки ОИВТ РАН в области технологий водородной энергетики // Международный научный журнал "Альтернативная энергетика и экология". 2011. № 3 (95). С. 10—34.

9. **Кущ С. Д., Куюнко Н. С., Тарасов Б. П.** Водородгенерирующие материалы для создания химических источников водорода гидролизного типа // Космонавтика. 2011. № 3. С. 79—91.

10. **Boulychev B. M., Storozhenko P. A.** Molecular and ionic metal hydrides as hydrogen sources for power installations // International Scientific Journal for Alternative Energy and Ecology. 2003. N. S2. P. 27—28.

УДК 621.9.01

А. Н. БОЛЬШАКОВ, канд. техн. наук (Елецкий государственный университет им. И. А. Бунина), e-mail: atbasarets@mail.ru

Серия статей по теории прерывистого резания. 4. Теоретические аспекты ряда закономерностей при выходе режущего клина из заготовки[1]

На основании разработанной модели объяснены эмпирические закономерности процесса резания в зоне выхода режущего клина инструмента из заготовки.

Ключевые слова: режущий инструмент, зона выхода, напряжение, стойкость.

Based on the developed model, the empirical regularities of the cutting process in the output zone of the tool cutting wedge from the billet are explained.

Keywords: cutting tool, output zone, stress, tool life.

На основании теоретических исследований зоны выхода режущего инструмента [1] в целях повышения стойкости при обработке труднообрабатываемых материалов (жаропрочных и коррозионностойких сталей и сплавов) можно обосновать эффективность применения чугунной пластины, жестко прижатой к торцу заготовки для выхода режущего зуба из заготовки в материал пластины (рис. 14).

Испытания режущего инструмента на стойкость в режиме прерывистого резания [2—5] показали, что применение чугунной пластины повышает его стойкость в 10 раз и более [1, табл. 2]. При резании чугуна повышение нормального напряжения в зоне выхода незначительное. По абсолютной величине данные напряжения в режущем клине значительно ниже напряжений в краевой зоне алюминиевого сплава и коррозионно-стойкой стали, и даже ниже напряжений в зоне установившегося резания, т. е. чугунная пластина разгружает режущие кромки на выходе из заготовки.

В работе [2] сделано предположение, что при прерывистом резании значительное влияние на разрушение инструмента из твердых сплавов оказывают застойные эффекты на контактной поверхности (нарост и адгезионное схватывание стружки с инструментом). Поэтому было предложено к заготовке прижимать металлическую пластину (см. рис. 14) из материала с низкой способностью к адгезионному схватыванию. Резание стали 45 с применением пластины из серого чугуна и без нее показали, что пластина повышает период стойкости инструмента в 10 раз.

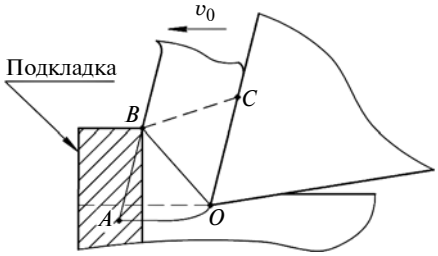


Рис. 14. Схема резания с применением пластины, прижатой к торцу заготовки

В работе [3] также приведены результаты испытаний на стойкость инструмента при резании стали Х18Н9Т. Применение пластины из серого чугуна позволило повысить стойкость в 7—8 раз. А в качестве основной причины снижения работоспособности инструмента принято его адгезионное схватывание с обрабатываемым материалом.

В работе [4] предлагается использовать для повышения стойкости инструмента пластину из хрупкого материала.

Для повышения эффективности предложенного способа повышения стойкости инструмента, т. е. определения оптимальных механических показателей материала пластины, разработана модель резания для краевой зоны. Так как в данной зоне происходит дополнительное упрочнение обрабатываемого материала, то прижимаемая к ней пластина должна как можно меньше поддаваться деформационному, скоростному и температурному упрочнению, т. е. напряжение текучести пластины должно быть ниже напряжения текучести обрабатываемого материала в зоне установившегося резания или, по крайней мере, в зоне выхода инструмента. При обработке коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т данным требованиям удовлетворяют хрупкие материалы, такие как серые чугуны и конструкционные бронзы [2], а также среднепластичный алюминиевый сплав АМг5В и пластичный свинец.

Сравним нормальное напряжение при резании свинца, дейст-

[1] Продолжение. Начало см. № 2—4 за 2018 г.

вующее на вершину режущего клина, в краевой зоне в момент отрыва стружки и в зоне установившегося резания при $\gamma = 0$, $\mu_1 = \mu = 0{,}5$, $v_0 = 60$ м/мин, толщине срезаемого слоя $h_1 = 2$ мм. Зависимость напряжения текучести от скорости деформации для свинца приведена в работе [6] и имеет вид:

$$\sigma_s = 20\xi_i^{0,4}.$$

Среднюю скорость деформации для момента отрыва стружки от резца ($y_к = y_г$) находим по формуле [7]

$$\xi_{i\,ср} = \frac{1}{\sqrt{3}}\frac{v_0\cos\gamma}{y_к}\left(2+\frac{1}{\sqrt{1-3\mu^2}}\right). \quad (33)$$

С учетом исходных данных при $s = h_1$ выражение (29) [1, с. 64] имеет вид:

$$\xi_{i\,ср} = 2{,}31\frac{v_0}{y_к} = 2{,}31\frac{v_0}{h_1K_с}e^{1/K_с}.$$

Используя уравнение (16) [1, с. 62], находим коэффициент усадки стружки в момент отрыва стружки от резца: $K_с = 5{,}9$. В работе [6] расчетный коэффициент усадки стружки при резании свинца для зоны с установившимся резанием при тех же исходных данных составил $K_с = 5$. Это подтверждает, что для склонных к скоростному упрочнению в краевой зоне материалов характерно повышение коэффициента усадки стружки.

Вычислим гидростатическое давление, действующее на вершину резца ($x = 0$) при установившемся резании ($y_к = h_2$), по формуле (12) [1, с. 62], которая с учетом исходных данных и выражения (8) [1, с. 62] принимает вид:

$$\sigma_n = -1{,}155\sigma_{s\,ус}\left[1{,}5+\frac{1}{K_{с\,ус}}\right]. \quad (34)$$

Для момента отрыва стружки ($y_к = y_г$) выражение (12) [1, с. 62] с учетом исходных данных и $s = h_1$, а также выражений (18) и (8) [1, с. 62] принимает вид:

$$\sigma_n = -1{,}155\sigma_{s\,вых} \times \left[1{,}5+\frac{e^{1/K_{с\,вых}}}{K_{с\,вых}}\right]. \quad (35)$$

По формулам (34) и (35) получим: для зоны установившегося резания $\sigma_n = -375$ МПа, для момента отрыва стружки от резца $\sigma_n = -345$ МПа.

Полученные результаты показали, что нормальное напряжение, действующее на вершину резца в краевой зоне при резании свинца, значительно ниже, чем напряжение в зоне установившегося резания, например, для алюминиевого сплава АМг5В или стали 12Х18Н10Т, т. е. теоретически пластичный свинец, так же как и хрупкий серый чугун или конструкционная бронза, подходит в качестве прижимаемой к торцу заготовки пластины.

В работе [5] показано, что пластины из бронзы и титанового сплава дают примерно те же результаты, что и пластины из чугуна. В работах [2—4] отмечается, что материал пластины должен как можно меньше создавать адгезию при контакте с материалом режущей части инструмента. Однако известно, что между титановыми сплавами и инструментальными возникает, как правило, сильная адгезия.

Исследуем целесообразность применения пластины из титанового сплава при обработке коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т. Так как в статье [5] марка используемого титанового сплава не указана, то рассмотрим два сплава: ОТ4 и ВТ-14. Аппроксимирующая кривая пластичности сплава ОТ4 имеет вид: $e_р = 0{,}5 - 0{,}29p$, а для сплава ВТ-14 имеем: $e_р = 0{,}66 - 0{,}35p$ [8, с. 400, рис. П4.17]. Аппроксимирующая кривая упрочнения сплава ОТ4 имеет вид: $\sigma_s = 1314 - 267e^{-e_i} - 160e^{-20e_i}$, для сплава ВТ-14 имеем: $\sigma_s = 1406 - 381e^{-e_i} - 159e^{-20e_i}$ [9, с. 133, рис. 5.108].

Произвольно задав начальное значение коэффициента усадки стружки, последовательно используем выражения (28) [1, с. 64] (принимая для установившегося процесса резания $y_к = h_2$), (26), (8) и (16) [1, с. 62, 64], при этом, изменяя коэффициент усадки стружки на 0,1 при каждом повторении цикла, определяем минимальное значение выражения (16) [1, с. 62], которое для сплава ОТ4 будет при $K_с = 1{,}4$; $e_{i\,ср} = 0{,}83$; $e_р = 1{,}01$; $\sigma_s = 1198$ МПа. По выражению (30) [1, с. 65] рассчитываем действующее на вершину резца гидростатическое давление: $\sigma_n = -2812$ МПа. Выполнив те же вычисления для процесса установившегося резания для сплава ВТ-14, находим: $K_с = 1{,}4$; $e_{i\,ср} = 1{,}0$; $e_р = 1{,}28$; $\sigma_s = 1267$ МПа; $\sigma_n = -2974$ МПа.

Аналогично, используя выражения (31), (19), (27), (8) и (16) [1, с. 62—65], находим минимальное значение в последний момент отрыва стружки от передней поверхности инструмента ($y_к = y_г$). При вычислении величины $y_г$ по выражению (17) [1, с. 62], как и в предыдущих примерах, следует использовать вместо $e_р$ для зоны выхода величины, соответствующие процессу установившегося резания, рассчитанные для сплавов ОТ4 и ВТ-14: $e_р = 1{,}01$ и $e_р = 1{,}28$ соответственно. Вычислениями для момента отрыва стружки получим: для сплава ОТ4: $K_с = 2{,}2$; $e_р = 1{,}0$; $\sigma_s = 1216$ МПа, для сплава ВТ-14: $K_с = 2{,}5$; $e_р = 1{,}27$; $\sigma_s = 1299$ МПа. Затем по формуле (31) [1, с. 65] рассчитаем действующее на вершину режущего клина гидростатическое давление: для сплавов ОТ4 оно составит $\sigma_n = -2839$ МПа, для сплава ВТ-14 получим $\sigma_n = -3016$ МПа.

Сравнив полученные гидростатические давления, действующие на вершину режущего клина, для рассматриваемых сплавов с соответствующими значениями

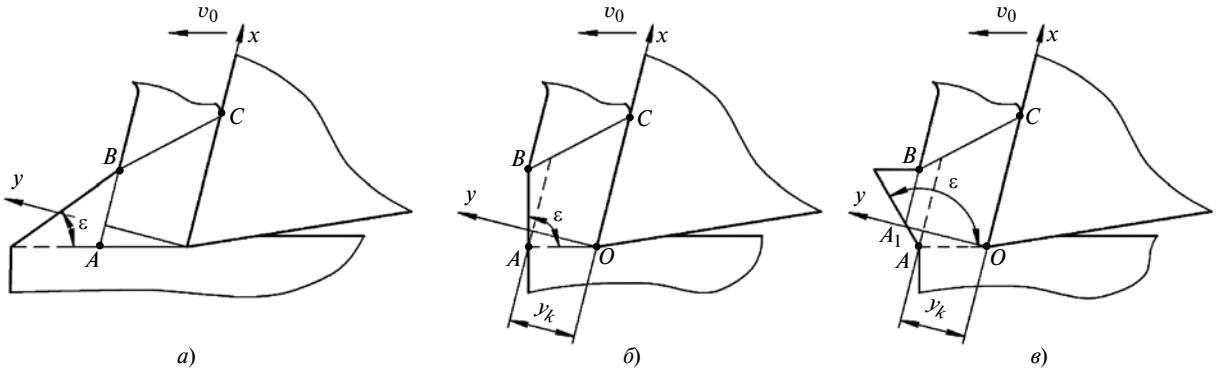


Рис. 15. Схема резания в краевой зоне с фаской на торце заготовки при ω < 0 (*а*); ω = 90° (*б*); ω > 90° (*в*)

для стали 12Х18Н10Т [1, табл. 2], придем к следующим выводам. Так как при резании сплавов ОТ4 и ВТ-14 в зоне выхода гидростатическое давление, действующее на вершину резца, значительно меньше, чем в зоне установившегося резания и особенно в зоне выхода при резании стали 12Х18Н10Т, то применение пластин из этих материалов позволит повысить стойкость инструмента.

Рассмотрим другой эффективный способ повышения стойкости инструмента, основанный на формировании фаски на торце заготовки, на котором происходит выход режущего зуба (рис. 15).

Фаска на торце заготовки в момент, когда очаг пластической деформации *OABC* достиг ее границ, приводит к следующему: во-первых, недеформированный материал продолжает поступать в очаг пластической деформации, но в меньшем объеме, чем для зоны установившегося резания; во-вторых, объем данного очага уменьшается более плавно по сравнению с тем, когда торец заготовки перпендикулярен к направлению движения режущего зуба в краевой зоне. Таким образом, такое же повышение напряжения, характерное для завершения процесса резания, происходит за большее время, чем при перпендикулярном торце. Чем меньше угол ω наклона фаски, тем плавнее повышается нормальное напряжение, действующее на режущий клин, это повышает период стойкости инструмента. Очевидно, что минимальная стойкость будет наблюдаться при ω = 90°, т. е. при отсутствии фаски.

Увеличение угла ω больше 90° также увеличивает стойкость инструмента ввиду того, что в очаг пластической деформации поступает недеформированный или частично деформированный материал до момента отрыва стружки. Данный принцип полностью согласуется с результатами испытаний, приведенных в работе [4, с. 170] (рис. 16).

Также в работе [4, с. 164] приведены изменения силы резания при врезании, установившемся резании и выходе режущего зуба из заготовки. На графике видно значительное возрастание силы резания в зоне выхода инструмента. Однако в работе [10] на аналогичных графиках показано снижение силы резания в данной зоне. Исследуем изменение силы резания в зоне выхода инструмента по полученному уравнению (14) [1, с. 62].

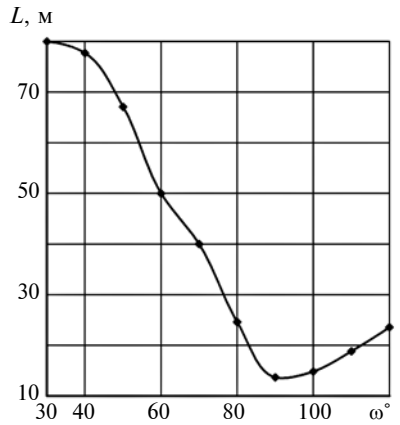


Рис. 16. Зависимость пути *l* резания при протягивании от угла ω наклона фаски на срезаемой поверхности для зоны выхода инструмента

Рассмотрим три характерных положения режущего клина в процессе обработки и действующую на него силу резания: 1) в зоне установившегося резания; 2) в момент отрыва стружки от передней поверхности; 3) при контакте по задней поверхности режущего клина с заготовкой после отделения стружки. Для этого рассмотрим обработку заготовки из стали 12Х18Н10Т толщиной h = 50 мм при толщине срезаемого слоя h_1 = 1 мм резцом с передним углом γ = 20° и задним углом α = 5°. Модуль упругости для этой стали $E = 2 \cdot 10^5$ МПа.

Рассчитаем силу резания, действующую на единицу ширины режущего клина, для установившегося резания при $\mu_1 = \mu_2 = \mu = 0{,}5$ и $y_к = h_2$. Аппроксимирующая кривая упрочнения стали 12Х18Н10Т имеет вид: $\sigma_s = 1830 - 1500e^{-e_i} - 80e^{-20e_i}$ МПа. Коэффициент усадки стружки, рассчитанный ранее для стали 12Х18Н10Т, составляет $K_с$ = 1,5, которому в зоне установившегося резания соответствует напряжение текучести σ_s = 1620 МПа, а в момент отрыва стружки оно составляет σ_s = 1765 МПа [1, табл. 2]. Длину контакта заготовки с за-

дней поверхностью определяем по формуле [11]

$$l_3 = h_3/\mathrm{tg}\alpha, \qquad (36)$$

где h_3 — участок полного восстановления длины h:

$$h_3 = 1{,}155\frac{\sigma_s}{E}h \times$$
$$\times \left[\sin^2\gamma + \mu_1(1 - \mathrm{tg}\gamma) + \right.$$
$$\left. + \frac{(0{,}5+\mu)uh_1}{y_\text{к}} - \mu\sin 2\gamma\right]. \qquad (37)$$

По формулам (36) и (37) с учетом исходных данных получим l_3 = 4,18 мм, а по формуле (14) [1, с. 62] получим силу резания в зоне установившегося резания, приходящуюся на единицу ширины резца: $P_\text{ус}$ = 7877 Н/мм.

Выполним те же расчеты для момента отрыва стружки от передней поверхности резца при $y_\text{к} = y_\text{г}$. Входящая в выражение (14) [1, с. 62] толщина h_1 срезаемого слоя в момент отрыва стружки от резца будет меньше, чем при установившемся резании, поэтому для ее определения воспользуемся выражением

$$h_{1\ \text{вых}} = \frac{y_\text{к}}{K_{\text{с вых}} - \sin\gamma}. \qquad (38)$$

Так как толщина стружки в момент ее отрыва от резца не известна, то величину $y_\text{к}$ определим по уравнению (17) [1, с. 62] для установившегося резания: $y_\text{к} = h_{2\text{ус}}e^{-e_{\text{р ус}}/2{,}31}$. Тогда выражение (38) примет вид:

$$h_{1\ \text{вых}} = \frac{h_{2\ \text{ус}}e^{-e_{\text{р ус}}/2{,}31}}{K_{\text{с вых}} - \sin\gamma} =$$
$$= \frac{h_{1\ \text{ус}}K_{\text{с ус}}e^{-e_{\text{р ус}}/2{,}31}}{K_{\text{с вых}} - \sin\gamma}.$$

Длина контакта заготовки с задней поверхностью будет такой же, как и для зоны установившегося резания. С учетом этого рассчитанная по формуле (14) [1, с. 62] сила резания в момент отрыва стружки от резца, приходящаяся на единицу его ширины, составит $P_\text{вых}$ = 4239 Н/мм. Заметим, что при расчете составляющей силы резания, обусловленной силой трения по задней поверхности, в данном случае пренебрегли некоторой протяженностью зоны выхода, которая до отрыва стружки успела оказаться справа от резца, т. е. при расчете использовали напряжение текучести σ_s = 1620 МПа, которая соответствует зоне установившегося резания. Таким образом, при переходе резца из зоны с установившимся резанием в зону выхода до отрыва стружки от него сила резания постепенно уменьшается с $P_\text{ус}$ до $P_\text{вых}$.

После отрыва стружки от передней поверхности резца контакт между ним и заготовкой останется только по его задней поверхности, сила резания в этом случае будет равна силе трения на этих поверхностях, ее находим по формуле

$$P_\text{тр2} = \mu_2\beta\sigma_s\frac{l_3}{\cos\gamma}\cos\gamma =$$
$$= \mu_2\beta\sigma_s l_3. \qquad (39)$$

Рассчитанная по формуле (39) сила резания составит $P_\text{тр2}$ = = 3910 Н/мм. Так как в ходе движения резца относительно заготовки длина l_3 контакта уменьшается до нуля, то и сила резания, обусловленная трением между обработанной поверхностью и задней поверхностью резца, будет уменьшаться с $P_\text{тр2}$ до нуля.

Таким образом, установлено изменение силы резания при переходе режущего зуба из зоны установившегося резания в зону выхода инструмента до полного его выхода из заготовки, которое соответствует графику изменения силы резания, представленному в работе [10].

На приводимых в работе [4, с. 162, рис. 75] кадрах высокоскоростной киносъемки процесса выхода режущего клина из заготовки видно, что в этой зоне стружка значительно отгибается

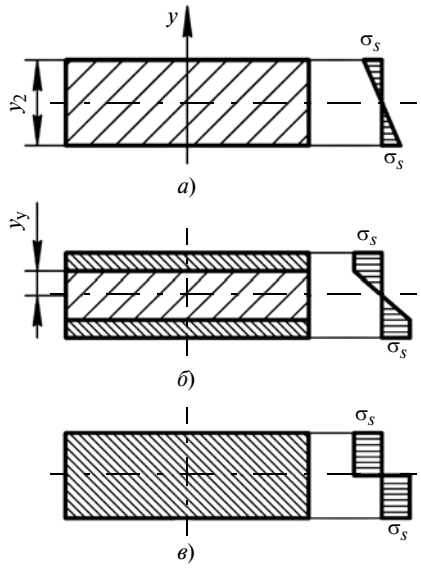


Рис. 17. Распространение пластических деформаций по высоте поперечного сечения стружки с увеличением ее кривизны

от передней поверхности, также значительно уменьшаются радиус кривизны и длина ее контакта с передней поверхностью резца.

При рассмотрении данного факта используем упрощенную модель, предложенную в работе [12] для определения радиуса кривизны стружки при расчете стружколома.

Известно, что для определения нормальных напряжений при изгибе с достаточной для практики точностью можно считать справедливой гипотезу плоских сечений. Тогда линейная деформация имеет вид:

$$\varepsilon_x = \frac{y}{\rho_\text{с}},$$

где $\rho_\text{с}$ — радиус кривизны нейтрального слоя стружки (с учетом симметрии поперечного сечения стружки данный слой совпадает со срединным слоем); y — расстояние от нейтральной линии до рассматриваемой точки поперечного сечения, т. е. от линии пересечения нейтрального слоя с поперечным сечением стружки (рис. 17, горизонтальная ось симметрии).

Если при изгибе имеют место только упругие деформации, то

по закону Гука нормальное напряжение имеет вид:

$$\sigma_x = E\varepsilon_x = E\frac{y}{\rho_c}.$$

Следовательно, при уменьшении радиуса ρ кривизны нормальные напряжения будут возрастать.

Так как наибольшие напряжения $\sigma_{x\max} = E\frac{h_2}{2\rho_c}$ возникают в периферийных точках с $y_{\max} = \frac{h_2}{2}$, то при определенном радиусе ρ_c кривизны напряжения в этих точках достигнут напряжения σ_s текучести (см. рис. 17, *а*), тогда выражение радиуса кривизны стружки примет вид:

$$\rho_c = E\frac{h_2}{2\sigma_s}.$$

Таким образом, следует, что при уменьшении толщины стружки и увеличении напряжения текучести, что характерно для зоны выхода инструмента, радиус кривизны стружки уменьшается. Следовательно, стружка, как отмечено в работе [4], в краевой зоне больше отгибается от прирезцовой поверхности, чем в зоне установившегося резания.

(*Продолжение следует*)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Большаков А. Н.** Теория прерывистого резания. 3. Разработка схемы резания для зоны выхода режущего клина из заготовки // Вестник машиностроения. 2018. № 4. С. 61—66.
2. **Андреев Г. С.** Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании // Вестник машиностроения. 1974. № 10. С. 71—74.
3. **Симонян М. М., Навоян М. О., Кочарян К. С.** Влияние ударных воздействий и адгезионных явлений на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании // Вестник машиностроения. 2006. № 9. С. 67—69.
4. **Чигодаев Н. Е.** Повышение стойкости твердосплавных протяжек на основе уменьшения выкрашивания зубьев в краевой зоне обрабатываемой детали. Дис. ... канд. техн. наук. Пермь. 2007. 139 с.
5. **Макаров В. Ф., Чигодаев Н. Е., Токарев Д. И.** Исследование динамики скоростного протягивания труднообрабатываемых материалов // СТИН. 2006. № 2. С. 29—32.
6. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 6. Определение основных параметров процесса резания // Вестник машиностроения. 2008. № 6. С. 64—70.
7. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 5. Определение кинематического, напряженного и деформированного состояний обрабатываемой заготовки // Вестник машиностроения. 2008. № 5. С. 61—69.
8. **Субич В. Н., Шестаков Н. А, Демин В. А.** и др. Расчет и проектирование процессов объемной штамповки: учебное пособие М.: МГИУ. 2007. 414 с.
9. **Кроха В. А.** Упрочнение металлов при холодной пластической деформации: Справочник. М.: Машиностроение. 1980. 157 с.
10. **Девин Л. Н., Сулима А. Г.** Особенности процесса резания на первом и последнем обороте детали при входе и выходе резца // Сверхтвердые материалы. 2010. № 2. С. 68—74.
11. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 7. Математическое описание образования различных видов стружки, пульсации силы резания, а также параметров контакта обработанной поверхности заготовки с задней поверхностью резца // Вестник машиностроения. 2008. № 7. С. 56—61.
12. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 8. Методика расчета стружколомов // Вестник машиностроения. 2008. № 8. С. 61—68.

УДК 661.795.2(075.8)

О. Б. СИЛЬЧЕНКО, М. В. СИЛУЯНОВА, доктора технических наук, В. В. КУРИЦЫНА, канд. техн. наук (МАИ), e-mail: silyaolya@yandex.ru

Диагностика размерно-регулируемого микрошлифования для получения изделий заданного качества

Дан анализ технологической диагностики микрошлифования материалов, в частности твердоструктурных. Предложен тестовый метод оценки диагностики.

Ключевые слова: микрошлифование, кристалл, постоянная времени переходных процессов, упругая деформация системы, станок, шлифовальный круг.

The analysis of technological diagnostics of micro-grinding of materials, in particular solid-structured ones, is given. The test method for evaluating of the diagnostics is proposed.

Keywords: micro-grinding, crystal, time constant of transient processes, system elastic deformation, machine-tool, grinding wheel.

Применение технологической диагностики при обработке твердых материалов

Технологическая диагностика позволяет получать оперативную, достоверную и достаточную для последующего использования информацию о состоянии всех звеньев процесса механической обработки в любой момент времени изготовления изделия.

По энергетическому принципу методы технологической диагностики можно разделить на две группы:

1) методы, основанные на подведении извне дополнительной энергии к диагностируемому объекту. При этом целенаправленно создаются условия

для идентификации и оценки контролируемого параметра изделия (ультразвуковой контроль, метод вихревых токов) [1];

2) методы непосредственного анализа энергетического баланса обработки, основанные на измерении параметров зоны резания (силы резания, температуры и т. д. [2, 3]).

Методы первой группы для операций механической обработки практически нецелесообразно применять из-за технических проблем, решение которых повысит сложность и стоимость выполнения операции. Предпочтительнее методы второй группы, так как параметры непосредственно связаны с основными физическими процессами резания: трением, разрушением и пластическим деформированием материалов [4].

Из методов второй группы наибольшее применение нашли разные способы контроля и устройства их регистрации, способы управления процессом обработки, использующие в качестве основного информативного диагностируемого параметра силу резания как интегрального отображения энергетики процесса, однозначно связанной с напряженно-деформированным состоянием (НДС) зоны резания и зависящей от основных параметров и условий обработки [5—7].

Созданы устройства для непосредственного измерения силы резания, ее составляющих и их соотношения на основании регистрации упругих деформаций элементов технологической системы, а также методы косвенной оценки силовых параметров резания путем измерения энергетических характеристик приводов технологического оборудования. Часть отечественного и зарубежного автоматизированного оборудования оснащена моментными и силовыми датчиками. В некоторых случаях по силовым характеристикам обработки реализованы и принципы адаптивного управления процессом резания [8, 9].

Однако силовая диагностика вследствие интегрального характера силы резания имеет и недостатки, наиболее существенный из которых — ограниченная информативность. На практике это принципиальная невозможность установить причины аномальных отклонений силы резания от расчетных значений, что приводит к ложному срабатыванию устройств, контролирующих процесс обработки, отклонениям адаптивных систем резания от оптимальных законов управления. Кроме того, силовые параметры иногда оказываются "нечувствительными" к появлению брака в результате микросколов режущих лезвий, прижогов при резании композитов и др.

При обработке алмазов ввиду уникальных свойств их кристаллов и широкого изменения условий обработки значимость силовых характеристик резания весьма ограничена, хотя принципиально их можно использовать в автоматизированном алмазообрабатывающем производстве [10, 11].

Другим интегральным параметром является температура зоны резания, которая характеризует конечную фазу рассеяния затрачиваемой на обработку энергии, определяемую работой сил резания. При этом на заключительном этапе можно провести анализ теплонапряженности зоны обработки, так как основная часть работы сил резания преобразуется в теплоту.

Все методы исследования тепловых явлений и их практического использования при решении задач технологической диагностики можно разделить на две группы.

1. Методы, непосредственно связанные с изучением и измерением параметров тепловых процессов в зоне резания (это математические модели тепловых полей; методы оценки теплонапряженности резания по параметрам инфракрасного излучения и цветам побежалости; калориметрирование элементов технологической системы; метод термокрасок и др.). Для расчета температурных полей разработаны аналитические модели. В данной группе методов привлекательно то, что при минимальном объеме экспериментальных исследований совершенные расчетные методики позволяют детально представить тепловую картину резания. Это важно для решения таких практических задач, как, например, трение, износ, интенсивность диффузионных процессов, фазовые превращения и т. д. Но по разным причинам на основании этих методов нельзя создать эффективный аппарат контроля и управления резанием алмазов, т. е. для развития технологической диагностики они малоэффективны [12].

2. Методы, основанные на положении В. Рейхеля о соответствии стойкости инструмента температуре резания. В работах В. Макарова сформулировано и доказано положение о постоянстве оптимальной температуры в зоне резания при оптимальных скоростях обработки и разных режимах резания. Суть этих работ — экспериментальное определение эталонной температуры при оптимальном режиме резания и ее использование на последующих этапах обработки.

Недостатком этой концепции является то, что под "температурой резания" понимается некоторая осредненная величина, интегрально характеризующая тепловое поле в зоне резания, хотя известно, что параметры износа контактных поверхностей инструмента характеризуются некоторой локализованной пространственно-временной функцией, которая может принимать разные значения в зависимости от условий и времени обработки.

В реальных условиях обработки алмазов наблюдается совокупность процессов изнашивания, которые достаточно сложно оценить одним интегральным параметром.

Ряд методик диагностирования и оптимизации процесса резания основан на методе естественной термопары. Но к механической обработке нетокопроводящих материалов, в частности алмазов, эти методы неприменимы и процесс их обработки по температурным параметрам можно диагностировать другими, но технически трудновыполнимыми способами.

Таким образом, анализ основных термосиловых методов контроля и оптимизации процесса механической обработки материалов резанием показал их ограниченные диагностические возможности применительно именно к обработке алмазов. Для создания современного автоматизированного алмазообрабатывающего производства перспективные методы технологической диагностики должны учитывать многопараметрический характер формообразования, в первую очередь, динамическую природу, которая обусловлена самой физикой процессов трения, разрушения и пластического деформирования.

Одним из способов перераспределения энергии, подводимой к зоне резания, являются динамические процессы, которые реализуются в виде упругих колебаний элементов технологической системы и окружающей среды с различными амплитудами и в широком частотном диапазоне. Вибрации существенно влияют на основные показатели, характеризующие качество продукции, и зависят от условий функционирования технологического оборудования.

Выполненные по анализу динамики резания исследования условно можно разделить на два основных направления:

1) изучение причин возникновения колебаний для разработки практических рекомендаций по их уменьшению [13—15];

2) разработка основ вибрационной диагностики резания на основании изучения зависимости параметров колебаний с целью получения нужной информации о состоянии элементов технологической системы.

Однако не все возникающие в процессе резания колебания можно использовать при диагностике обработки алмазов резанием. Определенный интерес представляют колебания, непосредственно сопровождающие процесс резания. К ним относятся автоколебания. В работах д-ра техн. наук В. А. Кудинова развита теория координатной связи, объясняющая природу автоколебаний при резании, которая впоследствии была дополнена структурной теорией автоколебаний. Однако в выполненных исследованиях при решении проблемы возникновения и развития колебаний в технологической системе использовали классический теоретический аппарат анализа, объясняющий и формирующий поведение изучаемого объекта только на основании общих законов механики без учета физических аспектов изменения нагрузок на режущий клин инструмента. Для их учета обычно использовали эмпирические зависимости, которые вводили в уравнение упругих сил, приближая теоретические исследования к реальным условиям обработки. Это затрудняло использование параметров колебаний для диагностики процесса резания и контроля условий обработки [16—18].

Анализ работ о влиянии износа инструмента на параметры колебаний показал, что регистрация колебаний позволит обоснованно судить о некоторых физических условиях обработки.

Вибрационная диагностика в качестве информативных параметров использует такие характеристики колебательных процессов, как механические колебания, акустическое излучение, динамические деформации и т. д. Вибрационные параметры имеют широкий частотный диапазон и быстро реагируют на изменение функционального состояния технологической системы. Они относительно просто преобразуются в электрические сигналы, алгоритмы обработки достаточно хорошо развиты, что имеет большое значение при автоматизации процесса диагностирования.

Следовательно, вибрационная диагностика более перспективна для решения задач экспресс-оптимизации и обеспечения надежности механической обработки, чем традиционные термосиловые параметры резания.

Самым важным вопросом вибрационной диагностики, от правильности и полноты решения которого зависят достоверность и точность результатов, является выбор наиболее информативного частотного диапазона измерений параметров колебаний. Выбирая рабочий диапазон регистрируемых частот, необходимо учитывать не только информативность того или иного параметра колебаний, но и защищенность измерений в лабораторных и производственных условиях от помех, а также сложность и стоимость аппаратурной реализации метода.

Разграничение динамических процессов резания на вибрационные и акустические непринципиально, так как по своей природе они связаны с превращением упругой энергии в другие виды энергии и в первую очередь в тепловую. Анализ работ в области акустической и виброакустической диагностики показал, что практически все основные системы контроля сводятся к двум типам.

1. Использование в качестве основных информативных параметров абсолютных значений амплитуды колебаний на некоторой фиксированной частоте или в сравнительно узком диапазоне частот. Контроль осуществляется приборами простейшего порогового типа, в которых управляющий сигнал вырабатывается в случае повышения или снижения регистрируемого электрического параметра относительно заранее заданного значения.

2. Использование отношений амплитуд колебаний на разных частотах.

Рассмотренные принципы акустической спектрометрии не имеют ясного физического обоснования, а математические модели, описывающие эти процессы, построены на достаточно искусственных допущениях о процессах, вызывающих широкий спектр вибраций технологической системы.

Таким образом, анализ информативности динамических процессов резания показал, что при больших возможностях диагностики вибраций технологической системы по сравнению с диагностикой формообразования с использованием статических интегральных параметров резания решить задачу диагностики обработки алмазов полностью невозможно из-за отсутствия обобщенных процессов диагностики, формализующих данный процесс резания.

Применение технологической диагностики при микрошлифовании

Согласно модели пластической деформации твердое тело рассматривается как многоуровневая самоорганизующаяся система, в которой микро-, мезо- и макроуровни органически взаимосвязаны, а движения структурных элементов на всех уровнях подчиняются закону подобия. В соответствии с принятой моделью пластичного резания воздействие на кристалл при микрошлифовании осуществляется на всех уровнях: на микроуровне одно зерно режущего инструмента воздействует на точку обрабатываемой поверхности (ОП); на мезоуровне происходит раскачивание мезообъема (0,05 мкм), нарушается сдвиговая устойчивость; на макроуровне (20÷25 мкм) происходит срыв поверхности.

При микрошлифовании кристалла задается характеристика оптической чистоты на окончательно обработанной поверхности в виде максимально допустимой высоты микронеровностей при отсутствии дефектов в подповерхностном слое. Эта характеристика определяет минимальные линейные размеры деформированного слоя поверхности кристалла на первом мезомасштабном уровне, который образуется в результате пластической деформации поверхности при формировании фрагментированной субструктуры, состоящей из множества отдельных мезообъемов. Заданные размеры мезообъемов формируются в результате внешнего воздействия концентраторов напряжений на микромасштабном уровне.

С одной стороны, процесс микрошлифования математически можно представить уравнением первого порядка, описывающим в упругой обрабатывающей системе (УОС) статическую составляющую упругой деформации сжатия:

$$J(X_{\text{вх}} - X_{\text{вых}}) = C_{\text{р}} \frac{\mathrm{d}X_{\text{вх}}}{\mathrm{d}t}, \qquad (1)$$

где J — жесткость системы, Н/мкм; $X_{\text{вх}}$ — суммарная врезная подача, мкм; $X_{\text{вых}}$ — снятый припуск, мкм; $C_{\text{р}}$ — коэффициент пропорциональности, Н/мкм.

Решение уравнения (1) имеет вид:

$$\Delta_i = \frac{\delta_0 q^{N-1} T}{\tau} \left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{\tau N_i}{T}} \right),$$

где δ_0 — исходная подача, мкм; q — знаменатель затухания подачи по закону геометрической прогрессии; N — число проходов; τ — время одного прохода, с; Δ_i — упругая деформация, накапливаемая в УОС, мкм; T — постоянная времени переходных процессов, с.

Для решения задач, связанных с механическими колебаниями, применяют, как правило, электронные моделирующие устройства. Однако для данной системы осуществить это невозможно в связи с объемностью и сложностью вычислений при одновременном учете всех изменяющихся при обработке параметров. Существующие попытки увязать статические и динамические составляющие упругой деформации на разных уровнях представляют собой грубое приближение, которое нельзя использовать в случае прецизионной размерно-регулируемой бездефектной обработки. Кроме того, при отсутствии приборов активного контроля невозможно непосредственно и комплексно измерить все интересующие параметры. Для определения таких взаимосвязей необходимо одновременно с обработкой осуществлять расчет соответствующих параметров.

Известны тестовые методы, позволяющие в реальном времени идентифицировать, а следовательно, контролировать фактические параметры микрошлифования. Эти методы увязывают статическую и динамическую составляющие упругой деформации в УОС без проведения сложных вычислений и удерживают ее в режиме предельного цикла. Поэтому при микрошлифовании кристаллов в отсутствие средств активного контроля очень важно использовать тестовые методы для технологической диагностики размерно-регулируемого шлифования по текущим параметрам. Постоянный контроль позволяет осуществлять адаптивное управление параметрами УОС для получения заданных выходных параметров и не допускать выхода процесса микрошлифования за пределы пластичного резания.

Тестовыми методами идентифицируют параметры динамического внешнего воздействия ритмичного поля УОС шлифовального станка на ОП, которые определяют условия:

автоколебательного процесса микрошлифования в мезообъемах с периодическим удалением основного материала в виде множества единичных

пластически деформированных частичек в каждой порции;

соответствия линейных размеров каждой единичной стружки величине параметра Rz микронеровностей;

сплошности основного монокристалла после удаления каждой единичной стружки;

формирования диссипативной структуры приповерхностного слоя;

отсутствия нижележащих нарушенных слоев.

Применяя тестовые методы в условиях автоматизированного эксперимента, можно не только диагностировать, но и прогнозировать параметры резания путем математического анализа (средствами персонального компьютера в ЧПУ станка) взаимосвязи выходных параметров системы резания как ответной реакции управления ее входными параметрами по определенно заданному алгоритму.

Выбор диагностируемых параметров при размерном микрошлифовании алмазов

Для автоматизации микрошлифования кристаллов алмазов необходимо постоянно и одновременно с процессом осуществлять технологическую диагностику текущих параметров обработки с целью стабилизации выходных параметров.

При микрошлифовании кристаллов на достаточно малых врезных подачах (порядка 0,05 мкм) имеет место пластическая деформация в мезообъемах, сопровождающаяся в установившемся режиме резания автоколебаниями УОС. В этой области для расчетов параметров обработки можно применять классические зависимости, используемые при микрошлифовании металлов. Поэтому при микрошлифовании алмазов в отсутствие средств активного контроля очень важно использовать тестовые методы для технологической диагностики текущих параметров и на основании их постоянного контроля осуществлять адаптивное управление параметрами УОС.

Процесс микрошлифования характеризуют следующие параметры: скорость съема припуска; коэффициент режущей способности круга; сила или мощность резания; постоянная времени переходных процессов резания; вибрации; упругие деформации, приведенные к зоне резания.

Для тестовых методов технологической диагностики микрошлифования в качестве основного параметра удобно рассматривать постоянную времени переходных процессов резания в УОС. К тому же в системе адаптивного управления каким-либо параметром резания процесс шлифования считается наиболее инерционным (на два—три десятичных порядка больше, чем другие процессы), поэтому в общем случае его можно представить апериодическим первого порядка. На связь силового параметра P резания и скорости $\mathrm{d}u/\mathrm{d}\tau$ съема припуска основное влияние оказывает постоянная времени T перехода из одного стационарного состояния в другое, которая учитывает воздействие на систему микрошлифования следующих факторов: площади контакта режущего инструмента с обрабатываемой поверхностью; изменения режущей способности шлифовального круга; свойств обрабатывающего и обрабатываемого материалов; жесткости УОС. При этом постоянную времени T можно рассчитать только непосредственно в ходе обработки.

Применение тестовых методов для диагностики процесса при отсутствии средств активного контроля размера и шероховатости поверхности обрабатываемого изделия, а также скорости съема припуска принципиально возможно (при стабильном функционировании процесса в соответствии с принятой математической моделью) автоматическое регулирование постоянной времени T переходных процессов и силовых параметров P резания, в частности, адаптивное регулирование параметра P путем изменения скорости врезания.

Возможность использования для каждого конкретного станка тестовых методов определения параметров системы резания в режиме автоматизированного эксперимента и диагностики обусловлена необходимостью априорного определения:

1) математической модели системы резания, связывающей через параметр T входной силовой параметр P с выходным параметром — скоростью $\mathrm{d}u/\mathrm{d}\tau$ съема припуска;

2) границ области, в которой стабильный процесс резания соответствует принятой математической модели, схеме размерной настройки упругой системы резания и алгоритму получения заданного размера изделия;

3) тестового алгоритма переходного (например, по экспоненте) режима резания, при котором время T переходного процесса оказывает основное влияние на связь параметров P (силы резания) и $\mathrm{d}u/\mathrm{d}\tau$ (скорости съема припуска);

4) расчетного алгоритма с минимальным числом операций в процессе тестовой отработки как статистической информации, получаемой с измерительных преобразователей, так и экстраполяции последовательно измеряемых точек экспериментальной кривой на экспоненциальную кривую с вычислением постоянной времени T этой экспоненты.

Характерным для этих задач является то, что их решения можно получить только при экспериментальных исследованиях.

Постоянная времени является функцией двух основных параметров процесса шлифования — режущей способности шлифовального крута и жесткости системы в зоне резания. Оба параметра зависят от таких физико-механических факторов процесса шлифования, как характеристики абра-

зивного инструмента, материал заготовки, конструкция станка. Как отмечалось, постоянная времени T представляет собой логарифмический декремент затухания по экспоненциальному закону и определяет время убывания упругой деформации в системе резания с момента выключения врезной подачи круга в заготовку до условно наименьшего (заранее заданного) своего значения при отсутствии износа круга.

Наиболее точное определение постоянной времени получим, зная время τ переходного процесса при выхаживании: $T = 0{,}33\tau$. Время T переходного процесса есть сумма временных интервалов между измерениями какого-либо параметра, выполненными на всем участке затухающего переходного процесса до момента его условного окончания. Эксперименты показали, что в зависимости от длительности переходных процессов можно использовать разные методы для определения постоянной времени.

При небольшой инерционности процесса шлифования удовлетворительную точность (10÷12 %) дает метод прогнозирования постоянной времени по изменению силового параметра P резания на переходном этапе в процессе выхаживания. Измерения параметра P показали, что три последовательно замеренные точки лежат на одной прямой. При этом постоянную времени T целесообразно определять по выражению:

$$T = \frac{\Delta\tau[P_i - P_{i-1}]}{P_{i-1} - 2P_i + P_{i+1}}, \qquad (2)$$

где i — номер продольного прохода шлифовального круга.

При большей инерционности процесса расчет постоянной времени по формуле (2) дает большие погрешности, поэтому для ее более точного определения на основании измерений параметра P резания на участке естественного выхаживания можно применить регрессивный анализ, а для прогнозирования постоянной времени использовать следующую формулу

$$T = \frac{\sum\limits_{i=1}^{1} \tau_i}{ll_i P_0 - \sum\limits_{i=1}^{1} l_i P_i},$$

где P_0 — силовой параметр резания в момент выключения принудительной врезной подачи шлифовального круга в заготовку; l_i — длина одного прохода шлифовального круга; l — длина всех проходов при съеме припуска.

Измерения снимаемого припуска прибором активного контроля также позволяют определить постоянную времени T. В ходе исследований установлена целесообразность прогнозирования этого параметра с учетом экспоненциального характера зависимости скорости съема припуска от времени на переходных участках врезания, в частности, при естественном выхаживании после выключения принудительной подачи круга в заготовку. Этот параметр при измерении съема припуска для малоинерционных систем можно определить по формуле

$$T = \frac{\Delta\tau[U_i - U_{i-1}]}{U_{i-1} - 2U_i + U_{i+1}},$$

где U — скорость продольной подачи круга.

Для более точного определения постоянной времени процесса резания при повышении его инерционности также целесообразно использовать регрессивный анализ. При этом постоянную времени по съему припуска с заготовки на участке выхаживания можно определить по формуле

$$T = \frac{\Delta\tau \sum\limits_{i=1}^{1} (i+1)}{ll_i\left(\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}\tau}\right)_y - \sum\limits_{i=1}^{1} l_n\left[\frac{U_i - U_{i+1}}{\Delta\tau}\right]}, \qquad (3)$$

где $(\mathrm{d}u/\mathrm{d}\tau)_y$ — скорость съема припуска в момент выключения принудительной подачи круга в заготовку.

Экспериментальные исследования показали, что точность и быстрота расчетов постоянной времени процесса резания на участках выхаживания на основании измерений как силового параметра P, так и скорости $\mathrm{d}u/\mathrm{d}\tau$ съема припуска равнозначны.

Независимость экспериментально исследованных методов определения постоянной времени T процесса резания и полученная равнозначность результатов говорят о надежности и возможности применения каждого из методов в отдельности для достоверного определения этого параметра непосредственно при обработке, т. е. в реальном времени.

При врезном шлифовании алмазов постоянную времени на переходном участке процесса резания, например при выхаживании, можно определить несколькими последовательными замерами силового параметра P с учетом того, что за каждый ход стола параметр уменьшается в q раз, т. е. имеем:

$$T = \frac{1}{U}\left[\frac{P_{i+1}}{P_i - P_{i+1}}\right].$$

При приближенном определении постоянной времени T можно воспользоваться следующим выражением, заменив в нем $\Delta\tau = 1/U$:

$$T = \frac{1}{U} + T = \frac{1}{U}\left[\frac{P_i}{P_i - P_{i+1}}\right]. \qquad (4)$$

Выражения (3) и (4) показывают, что для малоинерционных систем резания при определении постоянной времени T переходных процессов резания в процессе микрошлифования достаточно приостановить периодическую (врезную) подачу круга в заготовку и замерить силовой параметр P_i и P_{i+1} соответственно на i-м и $(i+1)$-м последовательных проходах стола.

С учетом выражения (4)

$$U = \left(\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}\tau}\right)_y T\left[1 - \exp\left(-\frac{\tau}{T}\right)\right]$$

и $\tau = n/U$ (где n — порядковый номер хода стола после выключения принудительной подачи) величина съема припуска при выхаживании в процессе микрошлифования определяется по формуле

$$U = \delta_0\left[1 - \exp\frac{n(P_i - P_{i+1})}{P_i}\right]. \qquad (5)$$

С учетом выражения (5) режущую способность шлифовального круга при микрошлифовании можно определить по формуле

$$\lambda_{\text{п}} = 2U\delta_0 \sum_{i=1}^{1} \exp\frac{i(P_i - P_{i+1})}{P_i}\left[\exp\frac{P_i - P_{i+1}}{P_i} - 1\right].$$

Точный учет упругих деформаций в системе резания, приведенных к зоне резания, во многом определяет размерную точность обработки заготовки, особенно при отсутствии активного размерного контроля.

При врезном микрошлифовании алмазов упругое отжатие Δ_δ системы резания при стационарном процессе будет определяться выражением

$$\Delta_\delta = \frac{\delta_0 P_i}{P_i - P_{i+1}}.$$

Таким образом, технологическая диагностика процесса микрошлифования тестовыми методами позволяет идентифицировать постоянную времени T переходных процессов резания, которая интегрально характеризует поведение УОС как в статике, так и в динамике. Идентифицируя постоянную времени, в любой момент фактически можно контролировать выходные параметры обработки: размер и шероховатость.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Адаптивное** управление станками / Под ред. Б. С. Балакшина. М.: Машиностроение, 1978. 243 с.
2. **Барзов А. А., Бочаров А. А.** Технологические возможности методов контроля в процессах автоматизированной обработки алмазов // Тез. докл. VI науч.-практ. конф. "Состояние и перспективы развития алмазно-бриллиантового комплекса России". Смоленск: Изд-во СГПИ, 1998. С. 82—89.
3. **Барзов А. А., Бочаров А. А.** Физические основы автоматизированной размерной обработки алмазов // Тез. докл. VI научн.-практ. конф. "Состояние и перспективы развития алмазно-бриллиантового комплекса России". Смоленск: Изд-во СГПИ, 1998. С. 90—95.
4. **Глейвер З. Ш.** Самонастраивающиеся системы активного контроля размеров. М.: Машиностроение, 1978. 224 с.
5. **Дронова Н. Д.** Оценка рыночной стоимости ювелирных изделий и драгоценных камней. М.: Изд-во "Дело". 2001. 296 с.
6. **Епифанов В. И., Песина А. Я., Зыков Л. В.** Технология обработки алмазов в бриллианты. М.: Высшая школа, 1987. 333 с.
7. **Епифанов Г. И.** Физика твердого тела. М.: Высшая школа, 1965. 256 с.
8. **Коньшин А. С.** Управление процессом шлифования для повышения производительности и точности при одновременной многоинструментальной обработке: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: ЭНИМС, 1987.
9. **Пат. 2035287 Рос. Федерация.** Способ микрошлифования плоских поверхностей.
10. **Пат. 2165837 Рос. Федерация.** Способ микрошлифования твердоструктурных материалов и устройство для его реализации.
11. **Коньшин А. С., Сильченко О. Б., Теплова Т. Б.** Обработка твердоструктурных минералов резанием на шлифовальных станочных модулях с ЧПУ с применением новой технологии // Горные машины и автоматика. 2001. № 11. С. 31—33.
12. **Лурье Г. Б.** Оптимизация цикла обработки на круглошлифовальных станках // Оптимизация технологических процессов механосборочного производства. М.: Машиностроение, 1978. С. 99—105.
13. **Панин В. Е., Лихачев В. А., Гриняев Ю. В.** Структурные уровни деформации твердых тел. Новосибирск: Наука, 1985. 229 с.
14. **Сильченко О. Б.** Разработка метода и требований к оборудованию для бездефектного (пластичного) размерного резания хрупких материалов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: АООТ ЭНИМС, 1995. 22 с.
15. **Сильченко О. Б.** Математический анализ упругих автоколебательных обрабатывающих систем с периодической нагрузкой в процессе пластического микрорезания алмазов посредством негладкого преобразования аргумента // Научн.-практ. конф. "Неделя горняка — 99". Горный информ.-аналит. бюллетень. 1999. № 8. С. 7.
16. **Сильченко О. Б.** Теория и методы размерно-регулируемой и бездефектной обработки твердоструктурных минералов резанием: Автореф. дис. ... д-р техн. наук. М.: АООТ ЭНИМС, 2000. 31 с.
17. **Сильченко О. Б., Теплова Т. Б.** Диагностирование параметров пластичного микрошлифования в мезообъемах // Матер. симпозиума "X Юбилейная Школа геотехники 2002". Польша, Устрань, 15—18 ноября 2002.
18. **Теплова Т. Б., Сильченко О. Б., Коньшин А. С.** Анализ путей повышения эффективности обработки алмазов // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2000. № 9. С. 184—187.
19. **Чубуков А. С.** Разработка и исследование методов самонастройки режимов обработки на круглошлифовальных станках с оперативной системой ЧПУ на основе микро-ЭВМ: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. М.: ЭНИМС, 1980. 25 с.

УДК 621.91.01

О. Ю. ЕРЕНКОВ, д-р техн. наук, С. П. ИСАЕВ, д-р техн. наук, Д. О. ЯВОРСКИЙ (Тихоокеанский ГУ, г. Хабаровск), e-mail: erenkov@list.ru

Исследование точения капролона режущей керамикой

Исследован процесс токарной обработки капролона сменными многогранными пластинами из сплавов ВК8 и КНТ60. Установлено, что для обработки капролона целесообразно применять сменные режущие пластины из КНТ60.

Ключевые слова: токарная обработка, капролон, сменные многогранные пластины, эффективность.

The process of caprolon turning with replaceable polyhedral plates from "BK8" and "KHT60" alloys is studied. It is determined, that for the treatment of caprolon it is expedient to use replaceable cutting inserts from "KHT60".

Keywords: turning, caprolon, replaceable polyhedral plates, effectiveness.

Для повышения качества изделий из полимерных композиционных материалов (ПКМ) и снижения их себестоимость важен правильный выбор материала режущего инструмента и силовых параметров обработки.

Традиционно для обработки ПКМ и, в том числе, капролона применяют инструменты на основе вольфрамокобальтовых сплавов ВК6 и ВК8. В настоящее время для обработки металлических материалов и сплавов резанием активно применяют режущий керамический инструмент [1], который отличается высокой твердостью даже при нагревании, высокой износостойкостью и химической инертностью к большинству металлов при резании. Таким образом, керамика существенно превосходит такие традиционно применяемые материалы, как быстрорежущие стали и твердые сплавы [2].

Капролон — конструкционный полимер, обладающий высокими износостойкостью, механической прочностью и антифрикционными свойствам, широко используется в машиностроении и обрабатывается резанием.

Цель данной работы — исследовать эффективность токарной обработки капролона сменными многогранными пластинами из разных материалов.

На рис. 1 представлена схема экспериментальной установка, в состав которой входит стенд STD.201-2, применяемый в исследованиях динамики технологической системы "станок—приспособление—инструмент—заготовка", который используют для регистрации сил резания при токарной обработке. Диапазон измеряемых динамических нагрузок 0÷14 710 Н.

В проводимых экспериментах измеряли составляющую P_z силы резания, так как при точении именно данная составляющая определяет качество обработанной поверхности и производительность обработки [3].

Для обработки применяли сборные резцы со сменными многогранными пластинами из разных материалов — из вольфрамокобальтового сплава ВК8 и керамики КНТ16, используемые для точения труднообрабатываемых материалов, к которым относится и капролон. Режимы резания и геометрические параметры пластин выбрали с учетом рекомендаций работы [3].

Структуры стружек капролона, полученных при токарной обработке на разных режимах, исследовали на электронном микроскопе Primo Star.

По полученным результатам (таблица) построены графики изменения силы P_z при токарной обработке капролона пластинами КНТ16 и ВК8 при скоростях резания v = 160 и 300 м/мин (рис. 2). Ус-

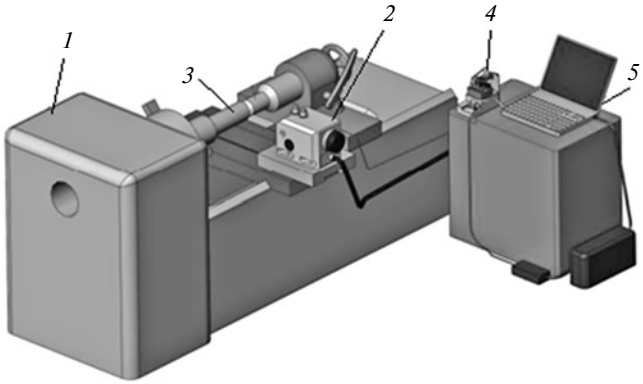


Рис. 1. Экспериментальная установка:
1 — токарный станок; *2* — головка резцедержателя; *3* — заготовка; *4* — интерфейсный блок; *5* — компьютер

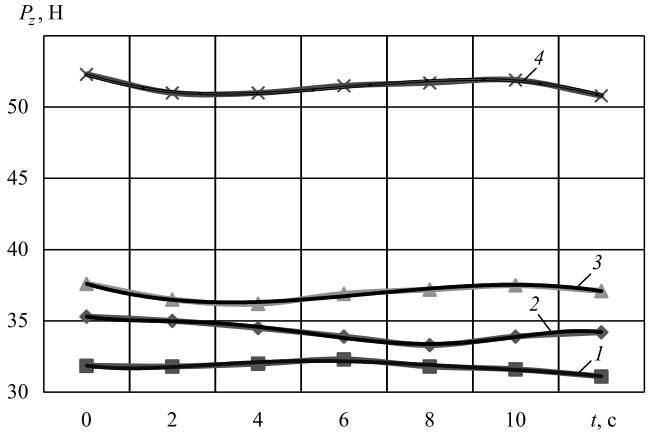


Рис. 2. Изменение силы P_z резания при токарной обработке капролона пластинами КНТ16 (*1*, *4*) и ВК8 (*2*, *3*) на скоростях v = 160 (*1*, *2*) и 300 м/мин (*3*, *4*)

Пластина	v, м/мин	$P_{z\,\min}$, Н	$P_{z\,\max}$, Н
ВК8	160 300	33,3 36,2	35,3 37,2
КНТ16	160 300	50,6 31,3	51,9 32,3

тановлено, что при выбранных вариантах точения сила P_z изменяется незначительно. Это указывает на стабильность процесса точения заготовок из капролона выбранными пластинами на данных скоростях резания, что гарантирует высокое качество обработанной поверхности [4, 5].

Самые высокие значения P_z наблюдаются при точении капролона керамической режущей пластиной при v = 300 м/мин. Это можно объяснить тем, что при высокой скорости резания в зоне резания повышается температура [6]. Безвольфрамовый твердый сплав КНТ16 имеет более низкую теплопроводность по сравнению с твердым сплавом ВК, поэтому выделенная теплота аккумулируется в основном в поверхностном слое заготовки. Материал заготовки становится более вязким, его разрушение происходит в результате пластической деформации [6, 7]. При этом возрастает работа, затрачиваемая на отделение срезаемого слоя и образование стружки, которая осуществляется касательными усилиями, что и является причиной повышения составляющей P_z силы резания.

Данное объяснение подтверждают электронные микрофотографии стружек капролона (рис. 3),

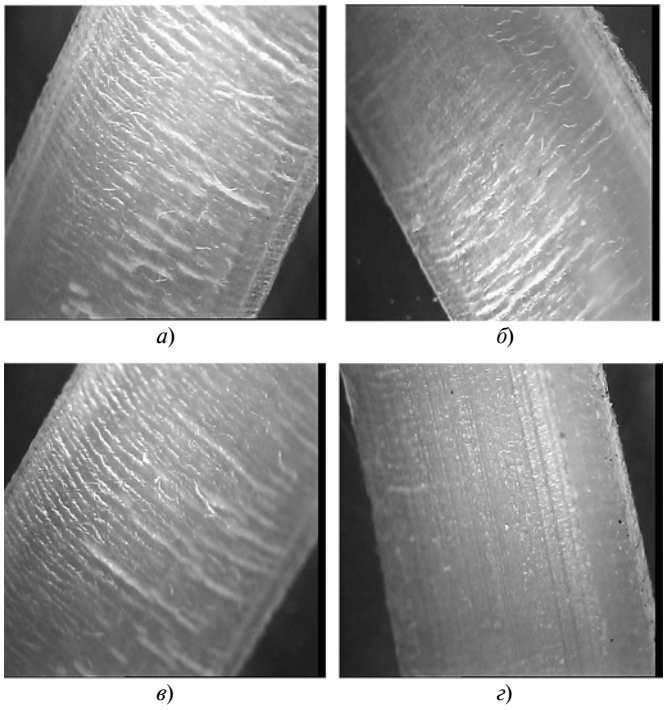


Рис. 3. Стружки капролона при резании пластинами ВК8 (*а*, *в*) и КНТ16 (*б*, *г*) на скоростях v = 150 (*а*, *б*) и 300 м/мин (*в*, *г*)

анализ которых показал, что процессы стружкообразования при токарной обработке капролона на данных скоростях для обеих пластин практически одинаковые. На это указывает одинаковый тип стружки — непрерывная, образованная скалыванием. Кроме того, наблюдаются аналогичные регулярности распределения сдвиговых элементов и их параметры.

Исключение составляет точение капролона пластиной КНТ16 при v = 300 м/мин. Сдвиговые элементы стружки настолько малы, что ее можно отнести к непрерывной сливной. Что также свидетельствует о стабильности процесса резания и высоком качестве обработанной поверхности [7, 8].

Таким образом, экспериментально установлено, что токарная обработка капролона и пластиной ВК8, и керамической пластиной КНТ16 обеспечивает стабильный процесс обработки. Однако при точении керамической пластиной составляющая P_z силы резания изменяется меньше, чем при обработке пластиной из вольфрамокобальтового сплава, следовательно, целесообразнее применять пластины КНТ16. При этом предпочтительнее осуществлять точение на скорости 300 м/мин.

Применение режущих пластин для токарной обработки полимерных материалов позволяет расширить номенклатуру используемых инструментов и повысить эффективность токарной обработки в целом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Арзамасов Б. Н.** Материаловедение. М.: МВТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. 734 с.
2. **Верещака А. С., Кушнер В. С.** Резание материалов. М.: Высшая школа, 2009. 536 с.
3. **Обработка** полимерных материалов резанием на основе обеспечения стабильности технологической системы и предварительных внешних воздействий на заготовки / О. Ю. Еренков, А. Г. Ивахненко, Хосен Ри, А. В. Гаврилова. Владивосток: Дальнаука, 2011. 270 с.
4. **Методология** структурно-параметрического синтеза металлорежущих систем / А. Г. Ивахненко, В. В. Куц, О. Ю. Еренков и др. Комсомольск-на-Амуре: ВПО "КнАГТУ", 2015. 282 с.
5. **Еренков О. Ю.** Комбинированные способы токарной обработки полимерных композиционных материалов. Хабаровск: Тихоокеанский гос. ун-т, 2015. 277 с.
6. **Erenkov O. Yu., Sarilov M. Yu.** Study of the Effect of Cutting Regimes on Chip Formation // Engineering. 2014. Vol. 50. Is. 3—24. P. 273—276. DOI: 10.1007/sl0556-014-9894-x
7. **Machining** Polymer Workpieces on a Lathe after Preliminary Surface Deformation / O. Yu. Erenkov, A. S. Vereshchagina, E. G. Kravchenko, M. A. Kozlova // Russian Engineering Research. 2016. Vol. 36. N. 5. P. 376—378. DOI: 10.3103/S1068798X1605004X.
8. **Erenkov O. Yu., Sigitova M. A.** New concept for high-throughput turning of polymers // Chemical and Petroleum Engineering. 2016. V. 51. N. 9—10. DOI: 10.1007/sl0556-016-0099-3; WOS: 000376293600010.

УДК 621.94.1

А. А. ЛИПАТОВ, канд. техн. наук (Волгоградский ГТУ), e-mail: leeandrej@yandex.ru

Диффузионное изнашивание твердосплавного инструмента при резании высоколегированной стали

На основании исследований автора и анализа работ других авторов рассмотрен механизм диффузионного изнашивания твердосплавного инструмента при точении высоколегированной аустенитной стали 12Х18Н10Т. Подтверждено, что диффузия атомов карбидообразующих элементов обрабатываемой стали в твердый сплав преобладает над обратной диффузией атомов кобальта в сталь (асимметричная диффузия).

Ключевые слова: точение, высоколегированная аустенитная сталь, твердый сплав, диффузионное изнашивание, асимметричная диффузия.

Based on the author's research and analysis of the work of other authors, the mechanism of diffusion wear of a hard alloy tool at turning of 12Х18Н10Т high-alloyed austenitic steel is considered. It is confirmed, that the atoms diffusion of the carbide forming elements of the processed steel into a hard alloy predominates over the reverse diffusion of cobalt atoms into steel (asymmetric diffusion).

Keywords: turning, high-alloyed austenitic steel, hard alloy, diffusion wear, asymmetric diffusion.

При токарной обработке сталей основными механизмами изнашивания твердосплавного инструмента считаются адгезионно-усталостный и диффузионный. При небольших скоростях резания преобладает адгезионно-усталостное изнашивание, при повышении скорости (и, соответственно, температуры) основными становятся диффузионные процессы [1—3]. При резании высоколегированных сталей и труднообрабатываемых материалов изнашивание инструмента должно быть преимущественно диффузионным ввиду существенно большей контактной температуры по сравнению с резанием углеродистых и низколегированных сталей перлитного класса [1].

Различают два основных вида диффузионного изнашивания:

прямое растворение карбидных зерен в контактных объемах обрабатываемой стали, что в большей степени характерно для вольфрамокобальтовых твердых сплавов;

разрушение дефектного контактного слоя твердого сплава, основной причиной формирования которого считают диффузию химических элементов из стали в связующую кобальтовую фазу, что приводит к ослаблению сил, удерживающих карбидные зерна в связке, их вырыванию и уносу обрабатываемой сталью [3].

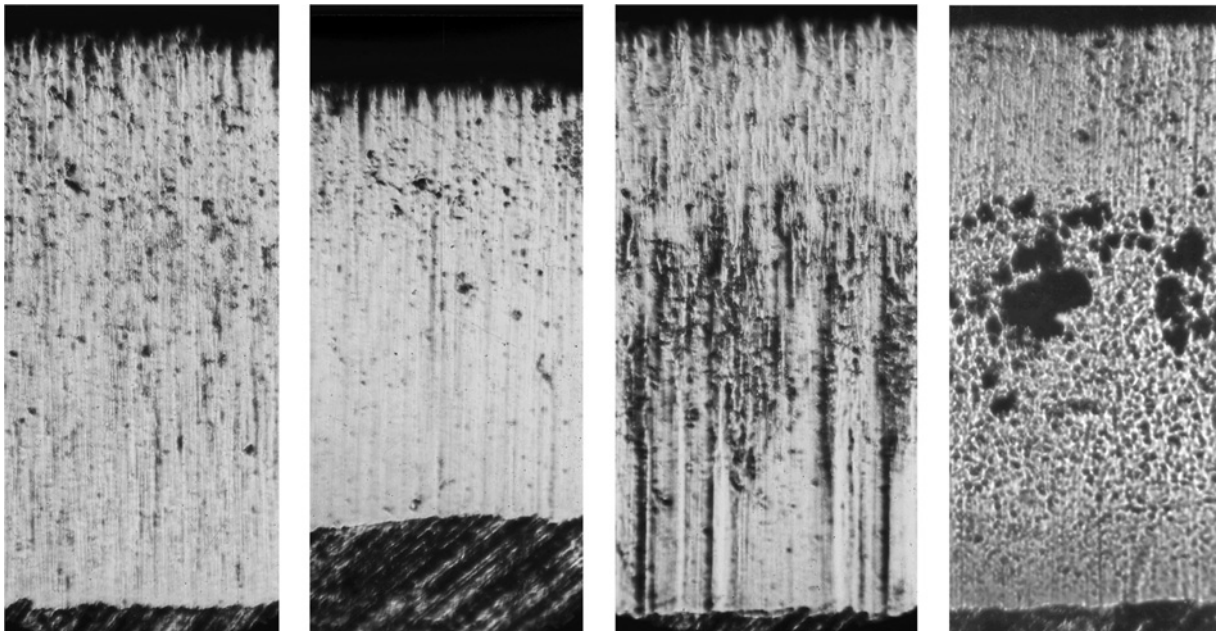
При этом фундаментальные источники [1—3] детально не объясняют ни *механизм* процесса, ни почему при легировании кобальта железом уменьшаются силы, удерживающие карбиды в связке. Изменяется ли угол смачивания, и как это относится к уже спеченному твердому сплаву? Главное же — какая сила вырывает зерна карбидов из связки (нормальная составляющая силы на поверхности контакта должна вдавливать их в твердый сплав)?

Известно, что в суммарной интенсивности изнашивания с повышением скорости и температуры резания увеличивается доля прямого диффузионного растворения и уменьшается доля разрушения дефектного поверхностного слоя твердого сплава [2, 3].

Результаты проведенных автором исследований резания высоколегированной аустенитной стали 12Х18Н10Т показали сохранение адгезионно-усталостной составляющей в суммарной интенсивности изнашивания при повышении скорости и температуры резания, что связано с колебаниями силовой и тепловой нагрузок на контактных поверхностях инструмента, вызываемыми неустойчивостью стружкообразования [4, 5]. Однако только этим не объяснить часть экспериментальных данных (см. ниже).

Цель данной работы — проанализировать и установить особенности диффузионного изнашивания твердосплавного инструмента при резании высоколегированной аустенитной стали путем сопоставления собственных экспериментальных результатов с данными других авторов.

Исследовали точение стали 12Х18Н10Т в состоянии поставки резцами из твердых сплавов ВК6 и ТТ20К9 со скоростями резания $v = 30 \div 180$ м/мин (подача $S = 0{,}3$ мм/об; глубина $t = 1{,}5$ мм; основные геометрические параметры резцов: $\gamma = 0°$, $\alpha = 10°$, $\varphi = 45°$). Было установлено, что во всем диапазоне используемых для вольфрамокобальтового инструмента скоростей v резания с повышением контактной температуры интенсивность изнашивания резцов из сплава ВК6 возрастает. Имеет место не только монотонное уменьшение длины L пути резания до затупления инструмента с повышением скорости v [4], но и такое взаимное расположение исходных стойкостных кривых $h_3(L)$ (h_3 — ширина площадки износа), когда кривая, соответствующая большей скорости, располагается выше кривой, соответствующей меньшей скорости [5]. Это убедительно доказывает преобладание диффу-



а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 1. Топографии площадок износа на задних поверхностях резцов из сплава ВК6 после обработки стали 12Х18Н10Т (×500):
а — v = 60 м/мин, $h_з$ = 0,3 мм; *б* — v = 90 м/мин, $h_з$ = 0,23 мм; *в* — v = 90 м/мин, $h_з$ = 0,31 мм; *г* — v = 120 м/мин, $h_з$ = 0,3 мм

зионного изнашивания над адгезионно-усталостным во всем диапазоне скоростей резания, используемых на практике.

В то же время, были получены и противоречащие, на первый взгляд, такому выводу результаты. На рис. 1 показаны площадки износа резцов из сплава ВК6 после резания с разными скоростями и износами $h_з$ (остатки обрабатываемого материала стравлены).

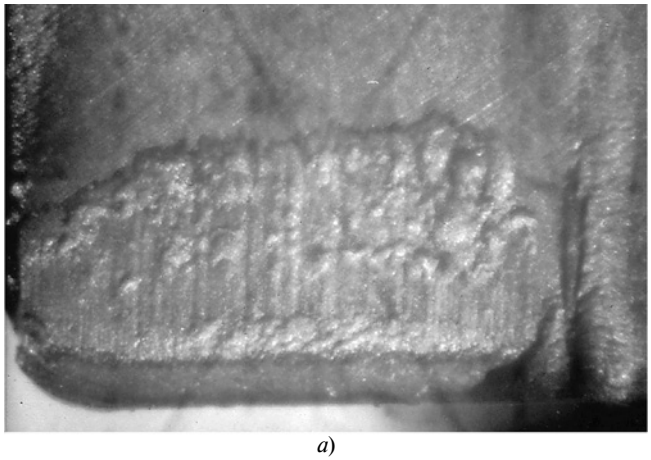
Топография поверхности на рис. 1, *а* (v = = 60 м/мин) свидетельствует о преимущественно диффузионном изнашивании — прямом растворении. Тем не менее на ровной и в целом гладкой поверхности видны следы вырванных карбидов — результат адгезионно-усталостного изнашивания. При увеличении скорости резания в 1,5 раза (рис. 1, *б*) в результате повышения контактной температуры (несмотря на меньший износ — влияние скорости больше влияния величины $h_з$) поверхность площадки (в полном соответствии с общепринятыми взглядами) становится более гладкой — следов вырванных карбидов меньше, преобладает прямое растворение. Однако при дальнейшем повышении температуры в результате увеличения площадки износа (v = 90 м/мин) в средней ее части появляются следы активного вырывания карбидов (рис. 1, *в*). Увеличение скорости v до 120 м/мин интенсифицирует вырывание частиц твердого сплава в средней части площадки износа — теперь уже блоков из нескольких карбидов (рис. 1, *г*). Объяснить это возвратом к преобладанию адгезионно-усталостного изнашивания нельзя, так как считается, что при резании труднообрабатываемых материалов контактная температура максимальна именно в средней части площадки [2, 6]. В этом случае причина вырывания — активизация той составляющей диффузионного изнашивания, которая обусловлена проникновением элементов стали в твердый сплав. При этом развитие составляющей, обусловленной прямым растворением, сдерживается активизирующимися с повышением температуры процессами реактивной диффузии — химического взаимодействия на контактных поверхностях атомов карбидообразующих элементов стали и углерода твердого сплава (на проникновение атомов из стали в инструмент реактивная диффузия практически не влияет) [7, 8].

При меньших контактных температурах (см. рис. 1, *а*, *б*) на площадке износа имеет место именно прямое растворение, а не, например, внешнее трение. Доказательством является то, что для стали 12Х18Н10Т с увеличением скорости сразу после исчезновения нароста на площадке износа устанавливается взаимодействие с пластическим контактом, т. е. полное прилипание обрабатываемого материала к площадке с пластическим течением стали в контактной зоне крайне малой толщины при огромном градиенте скоростей течения металла по толщине зоны [9]. Поэтому скорость обновления контактирующих с твердым сплавом объемов обрабатываемой стали очень высока. В этих условиях прямое растворение (с небольшой интенсивностью) может наблюдаться и при относительно низких температурах контакта.

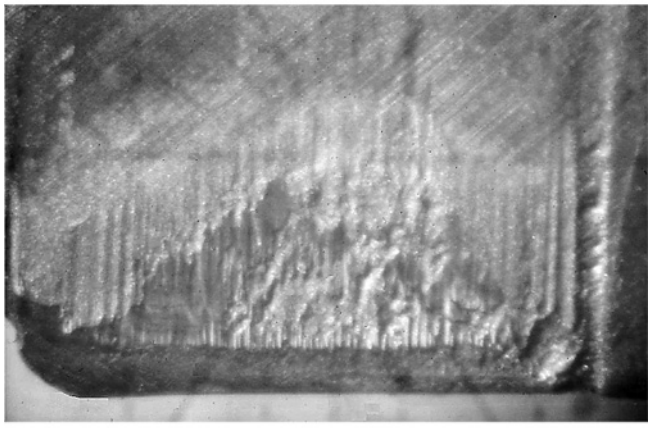
Площадки износа резцов из лучше сопротивляющегося прямому растворению титаносодержащего твердого сплава ТТ20К9 в широком диапазоне скоростей v резания вполне ожидаемо имели больше следов вырванных карбидов, чем резцы из сплава ВК6 [4]. Нетривиально то, что на передних поверхностях резцов из сплава ТТ20К9 (при температуре большей, чем на площадке износа) фиксировалось полное преобладание изнашивания в результате разрушения поверхностного слоя твердого сплава (рис. 2). Видно, что в широком диапазоне скоростей формируются отнюдь не "классические" лунки с блестящей полированной поверхностью (как при резании перлитных сталей). Даже при небольшом увеличении видно, что поверхности "лунок" имеют большую шероховатость и многочисленные следы отрыва еще более крупных, чем на рис. 1, *г*, конгломератов карбидных зерен. При этом с увеличением скорости v резания происходит переход непосредственно от полного отсутствия износа передней поверхности (в результате реактивной диффузии) к формированию таких поверхностей [7, 8].

Такой переход можно наблюдать и при фиксированной скорости — по мере увеличения времени резания. На рис. 3, *а* показана передняя поверхность резца из сплава ТТ20К9 после 8,8 мин резания со скоростью v = 120 м/мин (остатки стали стравлены), на рис. 3, *б* — ее профилограмма. Удобнее рассмотреть одновременно рис. 3, *а*, *б*. В начале контакта видны частично сохранившиеся следы заточки передней поверхности (см. рис. 3, *а*). Далее передняя поверхность закрыта расположенными выше ее исходного уровня остатками промежуточного карбидного слоя толщиной до 4 мкм (см. рис. 3, *б*). Отметим, что при длительности резания 2,5 мин и тех же условиях толщина слоя достигала 10 мкм, а на всей свободной от слоя передней поверхности следы заточки полностью сохранялись [7, 8]. Сразу за карбидным слоем (см. рис. 3, *а*) еще различимы следы заточки, на которые накладываются следы изнашивания в направлении движения стружки. При дальнейшем удалении от режущей кромки следы заточки исчезают; при этом поверхность никак не является гладкой и блестящей. Наличие износа ≈1 мкм и существенную шероховатость изношенной поверхности, не свойственную прямому растворению, фиксирует и профилограмма (см. рис. 3, *б*).

Таким образом, диффузионное изнашивание на передней поверхности резцов из сплава ТТ20К9 проявилось только в виде разрушения дефектного слоя. Что изнашивание диффузионное, а не адгезионно-усталостное, подтверждает классический [2] критерий — возрастание его интенсивности с увеличением скорости v резания, т. е. контактной температуры. При скорости резания v = 60 м/мин



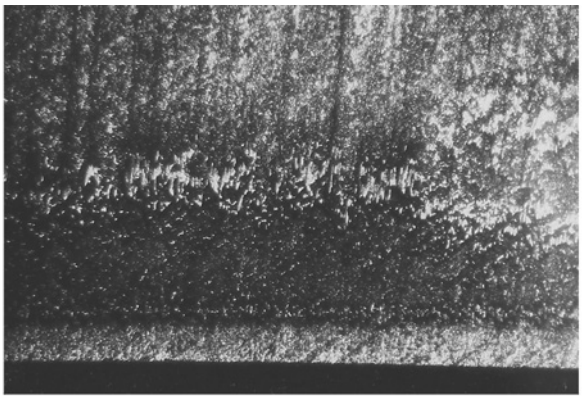
а)



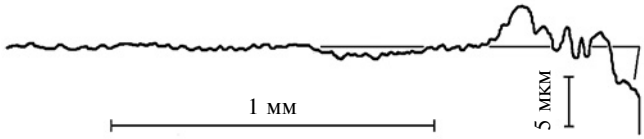
б)

Рис. 2. Передние поверхности резцов из сплава ТТ20К9 после точения стали 12Х18Н10Т с разными скоростями v и временем $\tau_р$ (длина пути L) резания (×40):

а — v = 90 м/мин, $\tau_р$ = 75 мин (L = 6750 м); *б* — v = 180 м/мин, $\tau_р$ = 9,6 мин (L = 1728 м)



а)



б)

Рис. 3. Передняя поверхность резца из сплава ТТ20К9 после 8,8 мин точения стали 12Х18Н10Т с v = 120 м/мин (L = 1056 м):

а — оптическая микроскопия (×100); *б* — профилограмма в среднем сечении, перпендикулярном режущей кромке

глубина лунки увеличивалась за 1 км пути на 0,3÷0,8 мкм (большее значение — с учетом локальных вырывов), при 90 м/мин — на 3,2÷4,05 мкм, при 120 м/мин — на 4,15÷5,4 мкм, при 180 м/мин — на 7,6÷11,2 мкм.

Таким образом, при обработке высоколегированной стали (в отличие от перлитных сталей [2]) изнашивание, вызванное диффузией в твердый сплав ее химических элементов, с повышением температуры может снова возобладать над прямым растворением твердого сплава или даже полностью превалировать во всем диапазоне скоростей. Основная причина этого — реактивная диффузия, замедляющая прямое растворение даже без формирования явных промежуточных слоев. Приведенные факты подтверждают возможность реактивной диффузии на поверхности контактирующих со сталью карбидных зерен в слоях субмикронной толщины, не фиксируемых при наблюдении в микроскоп [7, 8].

Для определения другой причины остановимся на втором вопросе, поставленном в начале статьи, — механизме вырывания частиц из твердого сплава. Проанализируем еще два экспериментальных результата.

Во-первых, опыты [10] по высокотемпературному (1100 °С) поверхностному насыщению твердосплавных образцов (ВК8 и ТТ20К9) из смеси порошков железа и никеля (при их равном содержании) показали: на одинаковых расстояниях от границы раздела концентрация Fe в твердом сплаве оказалась выше концентрации Ni, а глубина проникновения Fe больше глубины проникновения Ni. Предположили, что "повышенная интенсивность диффузии железа инициируется углеродом карбидов" твердого сплава [10].

Во-вторых, в проведенных автором исследованиях отжига диффузионных пар "сталь 12Х18Н10Т — твердый сплав" (при 800 °С) [11] зафиксировано проникновение Fe и Cr в связующую фазу твердых сплавов. При этом соотношение Cr : Fe по массе в кобальтовых прослойках достигало 0,55 (0,25 в стали 12Х18Н10Т). Диффузия же Ni в твердые сплавы не обнаружена. По химическому сродству к углероду наиболее сильным карбидообразующим элементом является Cr, затем следует Fe, а Ni практически не образует карбидов (в присутствии Fe). Таким образом, подтверждается предположение [10] о том, что способность элемента к диффузионному проникновению в твердый сплав прямо зависит от его склонности вступать в соединения (карбиды) с содержащимся в твердом сплаве углеродом.

Отметим, что в опытах по совместному отжигу обратная диффузия Co в сталь не зафиксирована, что объяснялось распределением атомов Co, сосредоточенных в твердом сплаве в относительно небольшом объеме связки, на весь объем стали с соответствующей малой концентрацией, достоверно не фиксируемой микроанализатором [11]. Однако это вполне убедительно может подтвердить еще одно предположение [10]: более интенсивную диффузию металлических элементов стали, обладающих химическим сродством к углероду, в твердый сплав по сравнению с обратной диффузией атомов кобальта, не вступающих ни в какие химические соединения с элементами стали. При такой *асимметричной* диффузии в контактных объемах твердого сплава возникают внутренние напряжения [10]. Авторам работы [10] не удалось получить пригодные для рентгеноспектрального микроанализа поверхности шлифов для объемов твердосплавных образцов, непосредственно контактирующих с порошками Fe и Ni (количественные результаты получены для более удаленных объемов), из-за расшатывания и выпадения карбидов при полировании. Объяснение было традиционным: "снижение способности связки удерживать карбидные зерна". Сомнительно, что это могло быть причиной вырывания граничных карбидных зерен при тонком полировании. Более вероятно *выдавливание* карбидов из твердого сплава под действием внутренних напряжений.

При резании стали 12Х18Н10Т, содержащей 18 % Cr — сильного карбидообразователя, асимметрия диффузии может выражаться гораздо заметнее, чем при резании углеродистых и низколегированных сталей. Это ведет к активизации *диффузионного* изнашивания твердого сплава путем *разрушения* поверхностного слоя. С повышением температуры интенсифицируются оба диффузионных потока: атомов кобальта в сталь и металлов стали в твердый сплав. При сохранении соотношения интенсивностей этих потоков возрастает абсолютная разница между ними. Возрастают и напряжения в твердом сплаве. Поэтому наиболее заметные следы вырывания (точнее — выдавливания) частиц твердого сплава на площадке износа резца из сплава ВК6 наблюдались при большей скорости резания, к тому же в средней части площадки, где температура, предположительно, максимальна (см. рис. 1, *г*).

Температура на передней поверхности резца гораздо выше, чем на площадке износа. Для инструмента из твердого сплава ТТ20К9, в 2 раза менее теплопроводного, чем сплав ВК6, она может достигать величин, необходимых для диффузии Fe и Cr в инструмент, при меньших скоростях v. При этом сплав ТТ20К9 меньше растворяется в обрабатываемой стали, а реактивная диффузия активизируется для него при больших скоростях и температурах, чем для сплава ВК6 [7, 8]. В этих условиях *диффузионное* разрушение поверхностного слоя инструмента полностью доминирует над прямым раство-

рением в самом широком диапазоне скоростей (см. рис. 2, 3).

Разумеется, свойственная резанию аустенитной стали неустойчивость стружкообразования способствует активизации отрыва частиц твердого сплава. Таким образом, диффузионный и адгезионно-усталостный механизмы изнашивания действуют как одно целое (в работах [4, 5] говорилось об их одновременном и параллельном, т. е. независимом, действии).

При обработке перлитных сталей подобной трансформации механизма изнашивания с повышением контактной температуры не наблюдается, так как они не содержат (или содержат небольшое количество) более сильных, чем Fe, карбидообразующих элементов. Поэтому реактивная диффузия на контактных поверхностях практически отсутствует и растворению твердого сплава в стали ничто не мешает. Кроме того, в инструмент диффундирует только "в меньшей степени притягиваемое" углеродом твердого сплава железо, и асимметричный характер диффузии выражен слабо. В результате при увеличении скорости резания с самого начала перехода к преобладанию диффузионного изнашивания сразу и окончательно устанавливается преобладание его первой составляющей — прямого растворения. Проникновение достаточного для реализации второй составляющей количества атомов железа из стали в твердый сплав просто не успевает произойти из-за растворения поверхностных слоев инструмента.

Вывод об асимметричном характере диффузии при резании высоколегированных сталей косвенно подтверждается сопоставлением результатов работ [12, 13]. В работе [12] зафиксирована диффузия Fe в твердый сплав через покрытие непосредственно при резании. Преобладание ее над встречной диффузией атомов Co приведет к появлению внутренних напряжений в твердосплавной основе (под покрытием), напряжений в самом покрытии и ускорению его разрушения. При обработке высоколегированной стали к проникновению атомов Fe в твердосплавную матрицу добавляется активная диффузия Cr. Асимметричный характер диффузии проявляется гораздо ярче, и вероятность разрушения покрытия "изнутри" возрастает. Это подтверждают данные работы [13] о быстром в первые минуты резания отслаивании покрытия при обработке высоколегированных сталей 12Х18Н10Т и 4Х12Н8Г8МФБ, хотя сами авторы объясняют это *только* неустойчивостью стружкообразования (*влияние* которой несомненно).

В связи с этим перспективными представляются исследования по совершенствованию состава и структуры твердосплавной основы для пластин с покрытиями, направленному на уменьшение интенсивности проникновения карбидообразующих элементов из сталей в твердый сплав. Например, при высокотемпературном насыщении железом твердосплавных образцов из сплавов ВК6 и ВК6ОМ [10] обнаружено, что глубина проникновения Fe в твердый сплав ВК6ОМ в 1,5÷2 раза меньше, чем в сплав ВК6, что объясняется присутствием тантала в кобальтовой связке особо мелкозернистого сплава. (Это подтвердили исследования автора [14], выявившие меньшую интенсивность изнашивания задней поверхности резцов из сплава ВК6ОМ при точении стали 12Х18Н10Т по сравнению с инструментом из сплава ВК6 при гораздо меньших числе и размерах следов вырывания карбидов в средней части площадки износа.) Можно предположить, что измельчение зерна в твердосплавной основе повышает устойчивость покрытия при резании высоколегированных сталей.

Кроме того, приведенные результаты и их анализ подвергают сомнению необходимость и целесообразность использования покрытий при резании высоколегированных сталей. Отказ от покрытий при совершенствовании самих твердых сплавов позволит удешевить инструмент и, соответственно, повысить эффективность механической обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Подураев В. Н.** Резание труднообрабатываемых материалов: Учеб. пособие для вузов. М.: Высшая школа, 1974. 587 с.
2. **Лоладзе Т. Н.** Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
3. **Талантов Н. В.** Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента. М.: Машиностроение, 1992. 240 с.
4. **Липатов А. А.** Влияние неустойчивости стружкообразования и особенностей контактного взаимодействия на площадке износа задней поверхности твердосплавного инструмента на его изнашивание при точении аустенитной стали // Межвуз сб. науч. ст. Известия ВолгГТУ. Серия "Прогрессивные технологии в машиностроении". Вып. 8. 2012. № 13 (100). С. 30—34.
5. **Липатов А. А., Агапов С. И.** Оптимальная скорость резания при точении аустенитной стали // СТИН. 2003. № 2. С. 25—27.
6. **Smart E. F., Trent E. M.** Temperature Distribution in Tools Used for Iron, Titanium and Nickel // International Journal of Production Research. 1975. V. 13. N. 3. P. 265—290.
7. **Липатов А. А.** Реактивная диффузия при резании высоколегированных сталей твердосплавным инструментом // Вестник машиностроения. 2012. № 11. С. 72—78.
8. **Lipatov A. A.** Reactive diffusion in cutting high-alloy steel by means of a hard-alloy tool // Russian Engineering Research. V. 33. 2013. N. 3. P. 144—149.
9. **Липатов А. А., Чигиринский Ю. Л., Кормилицин С. И.** Температурно-силовые характеристики контактного взаимодействия при резании аустенитной стали // СТИН. 2013. № 7. С. 21—25.

УДК 621.91

И. В. ШВЕЦОВ, д-р техн. наук, В. Н. БЕЛЯКОВ, канд. техн. наук, Д. В. ЖЕЛНОВ, О. В. ЛЕТЕНКОВ, канд. техн. наук, О. В. НИКУЛЕНКОВ, канд. техн. наук (Новгородский ГУ им. Ярослава Мудрого), e-mail: siv-62@mail.ru

Диагностирование работоспособности абразивного инструмента

Приведены результаты экспериментальных исследований изменения эффективной мощности шлифования при неизменных режимах обработки и использовании разных составов СОТС. Предложена методика оценки работоспособности шлифовальных кругов, позволяющая значительно снизить трудоемкость выбора инструмента, режимов шлифования и состава СОТС для абразивной обработки.

Ключевые слова: изнашивание, шлифование, инструмент, эффективность.

The results of experimental researches of the change in the effective grinding power at unchanged processing modes and the use of different lubricating-cooling technological agent compositions are presented. The methodic of performance estimation of grinding wheels, allowing to considerably reduce labor input of the tool selection, grinding modes and structure of lubricating-cooling technological agent for abrasive processing, is suggested.

Keywords: wear, grinding, tool, effectiveness.

Одним из основных показателей шлифования, определяющих производительность обработки и расход абразивного инструмента, является период работы шлифовального круга. Правку круга осуществляют после потери работоспособности в результате изменения размера, рельефа и геометрии при его изнашивании. Наиболее характерные виды износа абразивного инструмента: истирание режущих кромок абразивных зерен, их раскалывание и выкрошивание; истирание связки в поверхностных слоях круга; вырывание абразивных зерен; забивание пор и пространства между зернами шлифуемым материалом и продуктами износа; засаливание [1].

Цель данной работы — определение состояния абразивного инструмента для повышения эффективности механической обработки на основе положений диагностирования процесса шлифования. Научная новизна полученных результатов заключается в разработанной методике контроля состояния шлифовального круга при обработке. Методика позволяет с концептуальной позиции обозначить единую проблему диагностирования состояния шлифовального круга с проведением матаматического анализа и разработкой принципов его контроля.

Общая методика исследования основана на использовании теоретических и экспериментальных методов. Теоретические исследования осуществляли на базе научного машиноведения, технологии машиностроения и теории резания металлов с использованием методов механики сплошной среды, физической химии, теплофизики трения и термодинамики, теории автоматического управления, теории прочности, основ газового анализа и материаловедения.

Для оценки работоспособности шлифовальных кругов в Ульяновском ГТУ А. П. Глушенковым было разработано устройство для измерения их износа при резании, наиболее близкое технически и по достигнутому результату к известному устройству [2]. Однако устройство [2] не обеспечивает достаточной точности измерения износа шлифовального круга, так как использование двух индикаторов и подвижное закрепление одного из них на салазках дает дополнительную погрешность измерений,

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 73)

10. **Роль** диффузии железа и никеля в износе инструмента при резании сталей / М. Е. Дудкин, Н. М. Цыганова, Е. Ф. Уткин и др. // Сб. науч. тр. "Физические процессы при резании металлов". Волгоград: Изд-во ВолгПИ, 1987. С. 126—135.

11. **Липатов А. А.** Моделирование диффузионных процессов в контакте "твердый сплав — сталь" // Межвуз. сб. науч. ст. Известия ВолгГТУ. Серия "Прогрессивные технологии в машиностроении". Вып. 4. 2008. № 9 (47). С. 22—26.

12. **Быков Ю. М.** Исследование закономерностей износа твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями с целью повышения его работоспособности: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук. Тбилиси: Изд-во Грузинского ПИ, 1984. 18 с.

13. **Кормилицын С. И., Быков Ю. М.** Работоспособность инструментов с покрытиями при точении труднообрабатываемых материалов // Сб. науч. тр. "Физические процессы при резании металлов". Волгоград: Изд-во ВолгПИ, 1986. С. 58—63.

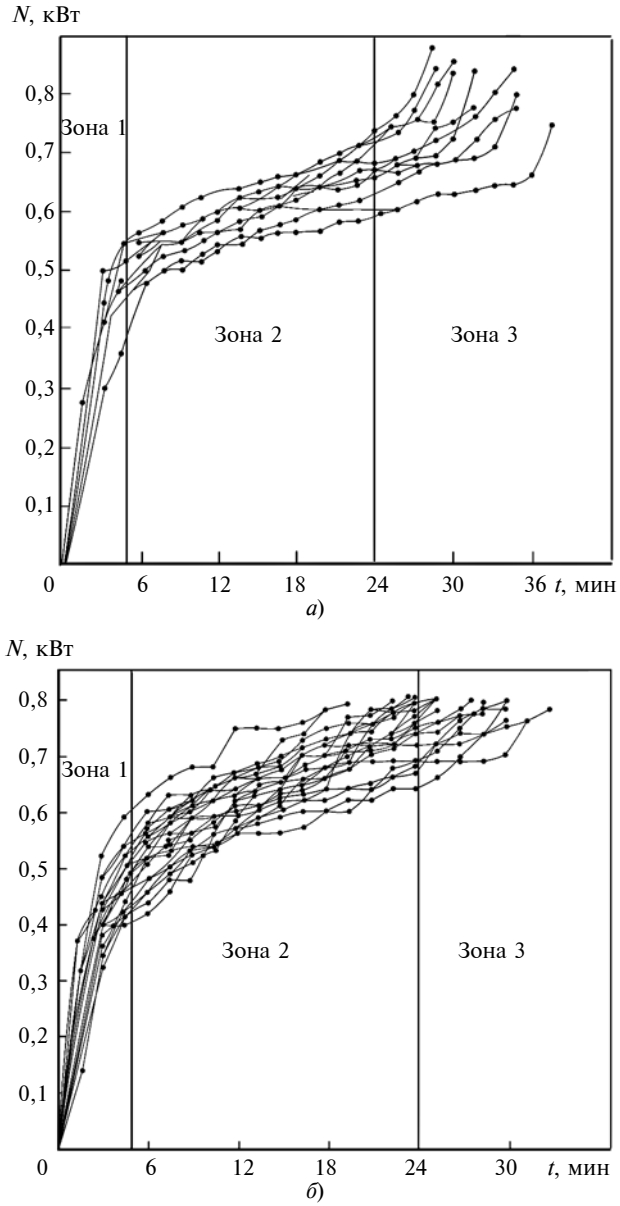
14. **Lipatov A. A.** Influence of the Carbide-Grain Size on the Cutting Properties and Wear of Hard Tungsten-Cobalt Alloys when Turning Austenitic Steel // Russian Engineering Research. 2008. V. 28. N. 12. P. 1252—1254.

что рассматривается в работах [3, 4], в которых рассматриваются также его основные недостатки. Устройство [2] содержит: корпус, неподвижно закрепленный на шлифовальной бабке; винт для перемещения каретки относительно корпуса; расположенный в каретке с возможностью поворота валик, на котором неподвижно закреплены держатель со сменной пластиной, фиксатор держателя, салазки; винт для перемещения салазок перпендикулярно каретке; один индикатор перемещения каретки и закрепленный на салазках второй индикатор, измерительный наконечник которого контактирует с пластиной, выполненной из легкообрабатываемого материала.

Вновь разработанное устройство [5] предназначено для повышения точности измерения износа шлифовального круга при работе. Устройство содержит: корпус; каретку, установленную на корпусе, которая может перемещаться в радиальном направлении к шлифовальному кругу; валик, установленный на каретке с возможностью поворота, на котором закреплены держатель с пластинкой, фиксатор держателя и индикатор, измерительный наконечник которого контактирует с пластиной. При этом индикатор жестко закреплен на каретке, а валик может перемещаться относительно каретки параллельно образующей шлифовального круга. Жесткое закрепление индикатора на каретке и возможность одновременного поворота измерительной пластины и ее перемещения параллельно образующей шлифовального круга позволяют исключить погрешности измерения износа.

При работе круга в условиях частичного самозатачивания или затупления потерю работоспособности связывают с ухудшением режущей способности. При этом за период стойкости шлифовального круга можно принять время его работы до достижения критического значения $N_К$ эффективной мощности, при котором появляется опасность возникновения вибраций, дробления и прижогов на обрабатываемой поверхности [4, 5].

Стойкостные испытания шлифовальных кругов связаны с большими трудозатратами, обусловленными как длительностью одного испытания, так и необходимостью их многократного повторения, что вызывается значительным разбросом получаемых результатов. Для сокращения времени испытания можно применить вероятностные методы прогнозирования, используемые в теории надежности для ускоренной оценки показателей надежности изделия и процессов. Это позволит оценить не только среднюю стойкость круга в данных условиях работы, но и его γ %-й ресурс, т. е. время, в течение которого круг с заданной вероятностью не потеряет режущую способность. Этот показатель особенно важен при наладке станков-автоматов, когда исключено воздействие персонала на процесс резания, а правка шлифовального круга осуществляется через определенный промежуток времени в соответствии с его рабочим циклом. В этом случае использование средней стойкости в качестве промежутка времени между двумя правками круга приведет к появлению значительного числа деталей с дефектами обработанной поверхности.



Изменение эффективной мощности *N* во времени *t* при шлифовании с использованием СОТС 2 %-го раствора соды (*а*) и 3 %-й эмульсии "Укринол-1М" (*б*):
станок 3Г71М; круг 25А25СМ1К5; $V_{кр}$ = 32 м/с; $V_{дет}$ = 6 м/мин; S = 0,03 мм/дв. ход

Предлагаемая методика прогнозирования стойкости круга основана на использовании статистической модели изменения мощности шлифования, построенной на основании вероятностного анализа случайного процесса эффективной мощности во времени. На рисунке, *а*, *б* приведены результаты

экспериментальных исследований изменения эффективной мощности шлифования при разных условиях, которые изменялись в результате использования разных составов СОТС при неизменных режимах обработки. Внешне изменение мощности шлифования во времени представляет собой случайный процесс, в котором визуально выделяются три характерные зоны.

Зона 1 — зона приработки, в которой происходит интенсивное возрастание мощности за сравнительно небольшой промежуток времени, причем реализация процесса и изменения мощности почти не пересекаются.

Зона 2 — зона установившегося изменения мощности. В этой зоне интенсивность возрастания мощности снижается и наблюдается значительное пересечение отдельных реализаций процесса $N(t)$.

Зона 3 — зона быстрого возрастания мощности. При достижении этой зоны на обрабатываемых поверхностях образцов появляются видимые следы дробления и штриховые прижоги.

Критическое значение мощности $N_к$, соответствующее потере кругом работоспособности, наблюдается на границе зон 2 и 3. Момент достижения значения $N_к$ определяется распределением мощности на начальном участке зоны 2 и характером случайного процесса изменения эффективной мощности в этой зоне. Визуальный анализ случайного процесса $N(t)$, представленного на рисунке, *а*, *б*, позволяет сделать ряд предположений о его характере, что значительно облегчает вероятностный анализ. Если рассматривать изменение мощности $N(t)$ шлифования как интегральную функцию $\xi(t)$ скорости, выражаемую формулой

$$N(t) = \int^{t} \xi(t)\mathrm{d}t,$$

то на основании рисунка, *а* можно записать, что при $\xi(t) \geq 0$ мощность изменяется необратимо и монотонно, т. е. $N(t) \geq N(t_1)$.

Статистически случайная последовательность приращений мощности определяется условиями шлифования на участке установившегося изменения мощности (см. рисунок, *а*, зона 2). При испытаниях такими условиями были неизменность режимов обработки, свойств обрабатываемого материала, оборудования и интенсивности изнашивания (затупления) круга, при которых на всем участке изменения мощности оставались равными, т. е. на этом участке должно соблюдаться условие $N(\Delta t) = N(\Delta t + t) - N(t)$ для любого значения t. Соблюдение условия означает, что процесс $\xi(t)$ будет стационарным.

Известно, что для случайных стационарных процессов их математическое ожидание E и дисперсия D есть величины постоянные, не зависящие от времени, а функция коррекции $R\xi(t_1, t_2)$ зависит лишь от разности $(t_2 - t_1)$. Таким образом, если процесс стационарный, то математическое ожидание $E = \{\xi(t)\} = a$ и дисперсия $D = \{\xi(t)\} = b$, где a и b — постоянные величины, представленные для замены математического ожидания E и дисперсии D соответственно с целью упрощения расчетов.

Так как при шлифовании непосредственно измеряется эффективная мощность $N(t)$, то при обработке экспериментальных данных функцию изменения мощности $\xi(t)$ удобнее заменить функцией приращения мощности $N(\Delta t)$. Проверка стационарности функции приращения мощности $N(\Delta t)$ показала, что гипотезы об однородности рядов средних значений и выборочных дисперсий приращений мощности не отвергаются при достаточно высоких уровнях значимости. Приращения $N(\Delta t_1)$ и $N(\Delta t_2)$ могут быть либо независимыми, либо вероятностно связанными, где Δt_1 и Δt_2 — равные интервалы времени, отстоящие друг от друга на определенном промежутке времени T. Если приращения независимы для любого T, то процесс $N(\Delta t)$ есть процесс с независимыми приращениями.

Независимость приращений проверили построением зависимости нормированной корреляционной функции приращений для зоны 2. Из рисунка видно, что в зоне установившегося изменения мощности имеет место практическая некоррелированность приращений уже при $T = 1{,}5$ мин (нормированная корреляционная функция случайной последовательности приращений мощности затухает при $T > 1{,}5$ мин). Чтобы учесть влияние зоны приработки на стойкость круга, необходимо знать закон распределения эффективной мощности шлифования в конце периода приработки. Анализ значений мощности в конце периода приработки $t_0 = 4{,}5$ мин, проведенный на основании данных рисунка, *а*, показал удовлетворенное совпадение опытного распределения мощности с нормальным законом. Для проверки использовали критерий W.

Процесс $N(t)$ обладает тем свойством, что если $\xi(t)$ стационарный процесс, то распределение случайной величины $N(t)$ нормальное и $E\{N(t)\} = at$ и $D\{N(t)\} = bt$, т. е. средняя мощность и дисперсия мощности для любого t внутри зоны установившегося изменения мощности пропорциональны времени.

Для анализа распределения времени работы круга до момента достижения критического значения $N_к$ эффективной мощности необходимо ввести в рассмотрение случайный процесс $\tau(N)$, где τ — время достижения значения N мощности. Очевидно, что если $N(t)$ — случайный процесс, то и $\tau(N)$ тоже случайный процесс.

Если обозначить через $FN\{N(t)\}$ функцию распределения случайной величины $N(t)$, а через $F\{\tau(N)\}$ — функцию распределения случайной ве-

личины $\tau(N)$, то получим соотношение: $FN\{N(t)\} = 1 - F\{\tau(N)\}$, т. е. можно сказать, что процессы $N(t)$ и $\tau(N)$ в некотором смысле симметричны. Из этого следует, что если $\xi(t)$ стационарный процесс, то распределение случайной величины $\tau(N)$ при достаточно больших значениях N асимптотически нормально с параметрами $E\{\tau(N)\} = cN$ и $D\{\tau(N)\} = gN$, где постоянные коэффициенты c и g выражаются через постоянные коэффициенты a и b процесса $N(t)$, а именно $c = 1/a$; $g = ba$.

Если временем приработки пренебречь нельзя, а при шлифовании это имеет место в большинстве случаев, то время $\tau(N)$ безотказной работы круга до достижения значения $N_к$ для зоны установившегося изменения мощности будет подчиняться нормальному закону, представленному выражением:

$$F(t) = \frac{\tau - c[N_к - E(N_0)]}{\sqrt{CD(N_0) + g[N_к - E(N_0)]}},$$

где $E(N_0)$ и $D(N_0)$ — средние значения математического ожидания и дисперсии мощности шлифования в момент окончания приработки; C — поправочный коэффициент для дисперсии D.

Общее время $\tau_s(N_к)$ безотказной работы круга будет складываться из времени приработки τ_0 и времени τ работы круга в зоне 2 до достижения значения $N_к$. Поскольку дисперсия времени τ_0 мала по сравнению с дисперсией времени $\tau(N_к)$, то время приработки для данных условий шлифования можно принять постоянным:

$$\tau_s(N_к) = \tau_0 + \tau(N_к).$$

На основании изложенного предлагается следующая методика прогнозирования стойкости шлифовальных кругов по результатам ускоренных испытаний:

в заданных производственных условиях проводится серия из 10—15 опытов по шлифованию длительностью $(\tau_0 + \tau_1)$. Время τ_0 соответствует началу зоны установившегося изменения мощности; время τ_1 ориентировочно принято в 3—4 раза меньше времени общих испытаний;

для каждого i-го опыта определяется скорость изменения мощности;

рассчитываются значения $E(N_0)$, $D(N_0)$, $E\{\xi(t)\} = a$, $D\{\xi(t)\} = b$, c, g;

определяется ожидаемая средняя и γ %-я стойкости круга.

В качестве примера рассмотрим расчет ожидаемой средней и γ %-й стойкостей круга по результатам экспериментов. Эффективную мощность шлифования регистрировали через каждые 1,5 мин работы круга. Время приработки круга составляло ≈4,5 мин. Время работы в зоне 2 принято ≈6 мин. Предварительными экспериментами установлено, что критическая мощность шлифования $N_к = 0{,}7$ кВт. При этой мощности на поверхности обрабатываемого образца появляются штриховые прижоги.

Для определения средней и γ %-й стойкостей круга взяты табличные значения нормированной функции Лапласа для времени $t = 0$ (средняя стойкость) и $t = -0{,}45$ (γ %-я стойкость, гарантирующая с вероятностью 0,95 время работы круга до прижога):

$$\Phi(0) = 0;$$

$$\Phi(-0{,}45) = -1{,}645.$$

Получили соответственно $\tau(0{,}5) = 20{,}8$ мин и $\tau(0{,}95) = 13{,}9$ мин. Эти значения соответствуют времени работы круга в зоне 2 до достижения значения мощности шлифования $N_к = 0{,}7$ кВт. Чтобы определить полные значения стойкостей, к этим результатам необходимо прибавить время τ_0 приработки:

$$\tau_s(0{,}5) = 20{,}8 + 4{,}5 = 25{,}3 \text{ мин};$$

$$\tau_s(0{,}95) = 13{,}9 + 4{,}5 = 18{,}4 \text{ мин},$$

т. е. для рассмотренного случая шлифования ожидаемая средняя стойкость составит 25,3 мин, а 95 %-я стойкость — 18,4 мин.

Таким образом, предлагаемая методика оценки работоспособности шлифовальных кругов позволит значительно сократить трудоемкость экспериментов при выборе инструмента режимов и составов СОТС для операций абразивной обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Степанов А. А.** Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. Л.: Машиностроение, 1987. 141 с.

2. **А. с. 94037644 СССР:** МКИ В 23 В 49/00. Устройство для измерения износа шлифовального круга.

3. **Швецов И. В.** Устройство для контроля процесса резания // Тр. Междунар. научн.-техн. конф. "Технология — 96". Ч. 2. Новгород: НовГУ, 1996. С. 84.

4. **Швецов И. В., Гулецкий Е. Н., Дубровский Ю. В.** К вопросу об измерении износа шлифовальных кругов // Тр. Междунар. научн.-техн. конф. "Сварка, электротермия и родственные технологии", Секция механообработки. Новгород: НовГУ, 1999. С. 19.

5. **Положительное** решение по заявке 94029210/02. Устройство для измерения износа шлифовального круга.

УДК: 621.787.4

С. А. ЗАЙДЕС, ФАМ ДАК ФЫОНГ (Иркутский национальный исследовательский технический университет),
e-mail: zsa@istu.edu

Определение параметров шероховатости цилиндрических деталей при поперечной обкатке плоскими плитами

Рассмотрена отделочно-упрочняющая обработка цилиндрических деталей поперечной обкаткой плоскими плитами. Экспериментально определено влияние степени относительного обжатия и числа оборотов заготовки на параметры шероховатости поверхности.

Ключевые слова: упрочнение, поперечная обкатка, степень обжатия, шероховатость, цилиндр.

The finishing-strengthening processing of cylindrical parts by lateral spinning by flat plates is considered. The influence of the degree of relative reduction of cross-sectional area and the billet rotating speed on the surface roughness parameters is determined experimentally.

Keywords: strengthening, lateral breaking-in, degree of reduction, roughness, cylinder.

Надежность и ресурс деталей машин определяются в основном качеством поверхностного слоя [1, 2], который при эксплуатации подвергается наиболее сильному механическому и физико-химическому воздействию. В большинстве случаев ухудшаются служебные свойства поверхности, например ее разрушение в результате изнашивания, эрозии, кавитации, коррозии и появления усталостных трещин. Поэтому к поверхностному слою предъявляются, как правило, более высокие требования, чем к основной массе детали. Качество поверхности деталей характеризуется геометрическими и физико-механическими параметрами.

В настоящей работе рассматривается микрогеометрический параметр поверхности — шероховатость, которая определяется как совокупность неровностей поверхности с относительно малыми шагами на базовой длине. Несмотря на исключительно малые размеры, неровности существенно влияют на такие эксплуатационные свойства деталей, как износостойкость, коррозионная стойкость, усталостная прочность, стабильность посадок, герметичность соединений [3, 4].

Применяемые методы финишной обработки — шлифование, хонингование, доводка — создают необходимую форму деталей с заданной точностью, но не всегда обеспечивают оптимальное качество поверхностного слоя, которое достигается поверхностным пластическим деформированием (ППД). При ППД осуществляется тонкое пластическое деформирование поверхностного слоя, а не снимается стружка [5—7]. Слой претерпевает качественные изменения: сглаживаются микронеровности, повышаются твердость и прочность, образуются остаточные напряжения сжатия, которые оказывают доминирующее влияние на циклическую прочность деталей.

Для деформационного упрочнения деталей типа осей, пальцев, втулок в работе [8] предложен перспективный способ ППД, основанный на обкатке заготовки плоскими плитами, который позволяет обрабатывать цилиндрические детали, не имеющие центровых отверстий. При поперечной обкатке исключается также изгиб заготовки от действия поперечных сил нагружения, однако остается мало изученным влияние параметров обкатки на качество поверхностного слоя.

Цель данной работы — исследование влияния основных параметров поперечной обкатки на шероховатость упрочняемых поверхностей. Результаты исследований позволили определить технологические возможности поперечной обкатки плоскими плитами — нового способа отделочно-упрочняющей обработки.

При определении влияния режимов обработки на микронеровности обработанных поверхностей за основные параметры при экспериментах приняли степень относительного обжатия и число оборотов заготовки.

Поперечную обкатку проводили на плоскообкатном станке (рис. 1). Станок работает следующим образом: вращение от вала электродвигателя *1* передается через червячный редуктор *2* на рабочий винт *3*. Вращение винта *3*, проходящего через резьбовое отверстие в подвижной плите *4*, преобразуется в ее поступательное движение. Плита *4* перемещается слева направо и в паре с плитой *5* реализует поперечную обкатку детали *6*. Возвращение плиты *4* в исходное положение осуществляется за счет реверсирования вращения электродвигателя *1*.

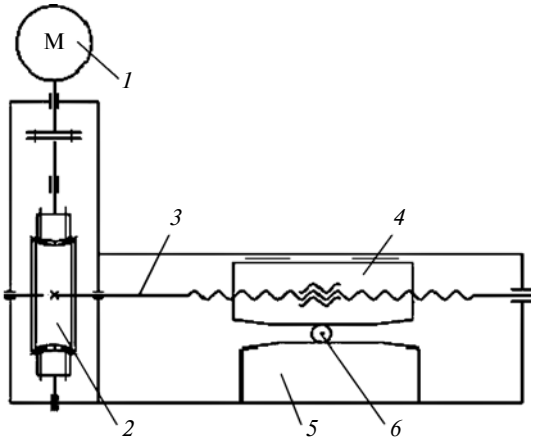


Рис. 1. Кинематическая схема плоскообкатного станка

Для экспериментов использовали круглые образцы, изготовленные точением из материалов, заметно отличающихся механическими свойствами: сталь 45 (E = 200 ГПа, $\sigma_т$ = 360 МПа, $\sigma_в$ = 590 МПа, HB = = 174÷217 МПа (не более); Бр.АЖ9-4 (E = 116 ГПа, $\sigma_т$ = 280 МПа, $\sigma_в$ = 540 МПа, HB = 100÷120 МПа (не более); дуралюмин Д1 (E = 72 ГПа, $\sigma_т$ = 275 МПа, $\sigma_в$ = 410 МПа, HB = 45÷95 МПа (не более)). Так как заготовки в контакте с инструментом нагреваются мало, при обкатке не требуется дополнительное охлаждение. До обработки исходная шероховатость поверхности деталей, полученная после получистового точения, составляла Ra = 1,25÷5 мкм.

Заготовки упрочняли поперечной обкаткой при относительном обжатии Q, определяемом по формуле

$$Q = \frac{F_и - F_{пр}}{F_{пр}} = \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right) 100\ \%,$$

где $F_и$ и $F_{пр}$ — площади сечения заготовки соответственно исходного и после обкатки; D и d — диаметры заготовки соответственно исходный и после обкатки.

Параметры шероховатости и волнистости упрочненной поверхности измеряли на профилометре Taylor Hobson Form Talysurf i200 с компьютерным управлением.

Партию цилиндрических деталей ∅10 мм из стали 45 подвергали поперечной обкатке за два оборота заготовки с разными относительными обжатиями. Исходная шероховатость заготовок в партии составляла Ra = 5 мкм. Результаты измерения шероховатости приведены на рис. 2.

Экспериментальные исследования показали, что поперечная обкатка позволяет существенно уменьшить шероховатость поверхности деталей. Это можно объяснить тем, что в отличие от локальных методов упрочнения при поперечной обкатке деформация осуществляется по всей образующей цилиндра, т. е. создаются более благоприятные условия выглаживания микронеровностей в направлении оси цилиндра. При увеличении обжатия Q силы прижима плит к обрабатываемой поверхности также увеличиваются. Зависимость шероховатости поверхности от величины относительного обжатия качественно одинакова для деталей из разных материалов. Уменьшение шероховатости становится незначительным при достижении определенной величины обжатия. Это можно объяснить тем, что при малых обжатиях плиты контактируют с обрабатываемой поверхностью по вершинам неровностей, опорная площадь которых мала. Вследствие этого на поверхности контакта развиваются значительные давления, превышающие предел текучести материала и вызывающие интенсивную пластическую деформацию неровностей. По мере увеличения относительного обжатия увеличиваются глубина внедрения и площадь контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью. При этом поверхностный слой металла значительно упрочняется, что повышает сопротивление поверхности пластической деформации. Поэтому с увеличением относительного обжатия уменьшение шероховатости замедляется. При определенных значениях обжатия исходные неровности полностью сглаживаются и образуется минимальная шероховатость, обусловленная самим процессом поперечной обкатки плоскими плитами.

При работе сопряженных деталей возникают и развиваются процессы разрушения: трение, износ, схватывание под влиянием механических и электрохимических воздействий среды на материал трущихся пар. Существенное влияние на износостойкость деталей, безотказность и долговечность трибосопряжений оказывают не только физико-механические параметры поверхности, но и структура поверхностного слоя и условия смазывания. Многолетний опыт исследований взаимодействия трущихся пар привел к выводу [9], что необходимо не только снижать шероховатость трущихся поверхностей, но и повышать их маслоемкость. Решением данной проблемы явилось создание на относительно ровных поверхностях трения частично-регулярного или регулярного микрорельефа, т. е. создание микрокарманов для дополнительной смазки.

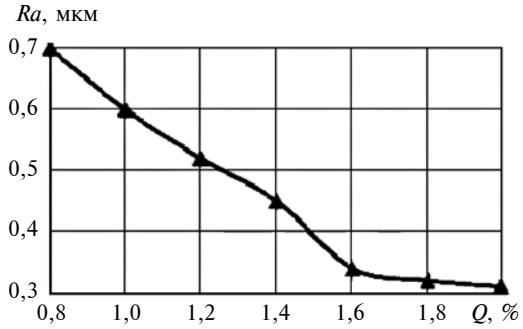


Рис. 2. Зависимость шероховатости *Ra* от относительного обжатия *Q*

Исследования Ю. Г. Шнейдера [4] показали, что износостойкость поверхностей, имеющих одинаковую шероховатость, но большую маслоемкость, увеличилась в 3—6 раз, период приработки сопряжений уменьшился в 1,5—3 раза, снизился уровень шума, повысилась плавность хода сопряженных деталей. Одним из наиболее перспективных направлений повышения износостойкости деталей является пластическое деформирование поверхности с возможностью формирования микрокарманов для накопления смазки.

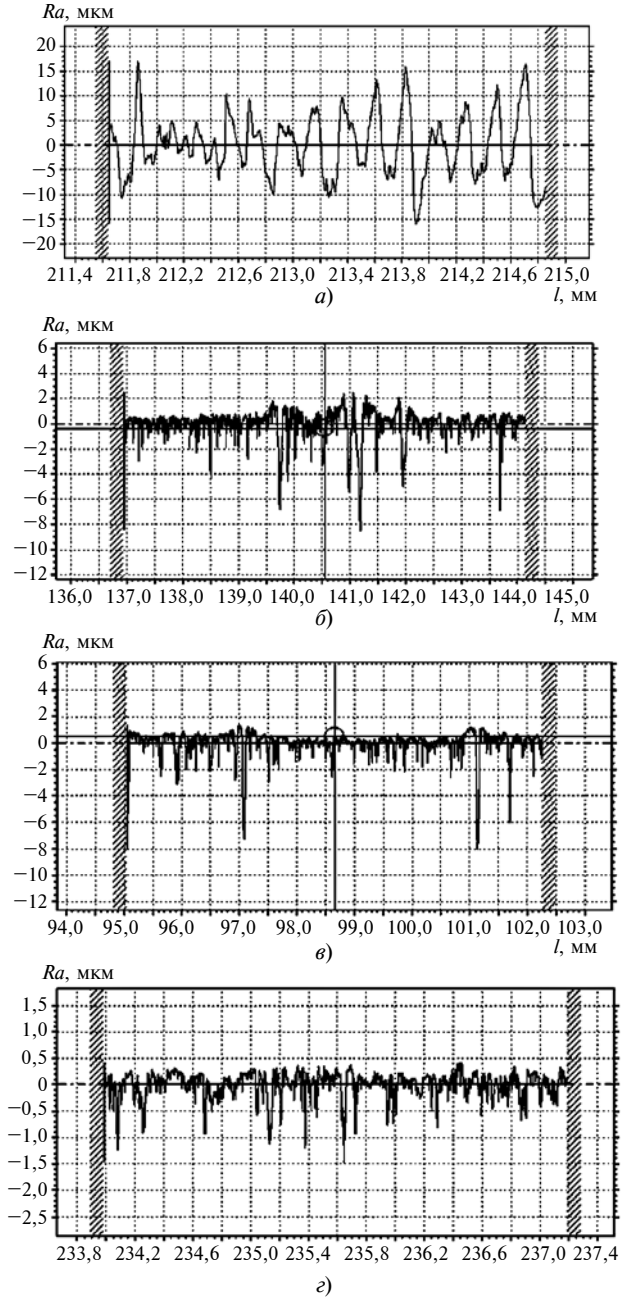


Рис. 3. Профилограммы шероховатости *Ra* поверхности образцов до (*а*) и после (*б*—*г*) обкатки:

а — исходный профиль (Ra = 5 мкм, Rz = 27 мкм, Sm = 233 мкм); *б* — микропрофиль при Q = 0,8 % (Ra = 0,73 мкм, Rz = 6,02 мкм, Sm = 166 мкм); *в* — микропрофиль при Q = 1,4 % (Ra = 0,52 мкм, Rz = 5,14 мкм, Sm = 147 мкм); *г* — микропрофиль при Q = 2 % (Ra = 0,27 мкм, Rz = 2,45 мкм, Sm = 137 мкм); l — координаты точек отрезка на базовой линии

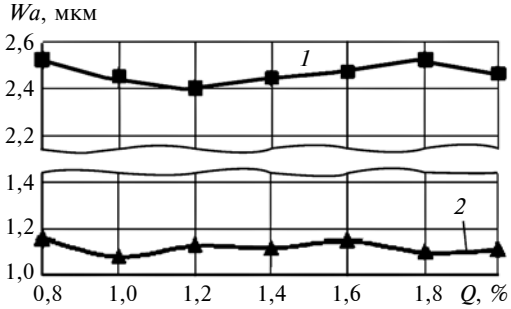


Рис. 4. Зависимости высоты *Wa* волнистости от обжатия *Q* до (линия *1*) и после (линия *2*) обкатки

Анализ профилограмм, приведенных на рис. 3, показал, что поверхность, обработанная поперечной обкаткой, имеет масляные карманы с бóльшим шагом и большей высотой, а также расположенные между ними микронеровности с малым шагом и меньшей высотой. Масляные карманы представляют собой впадины от исходной шероховатости, а шероховатость между масляными карманами образуется после упругопластической осадки вершин исходной микронеровности. Таким образом, при поперечной обкатке создается поверхность с выровненными по высоте микронеровностями. При этом не нарушается и созданный на предыдущем переходе микрорельеф масляных карманов. Такой микрорельеф поверхности детали, работающей в условиях интенсивного трения, благоприятно влияет на ее маслоудерживающую способность, повышает твердость и сопротивление изнашиванию и задиру, обеспечивает хорошую прирабатываемость и высокую износостойкость.

Исходная волнистость поверхности составляла Wa = 2,5 мкм, после поперечной обкатки плоскими плитами она уменьшилась более чем в 2 раза (рис. 4). При увеличении обжатия Q высота волнистости изменяется незначительно. При локальных способах обработки ППД и нежесткой технологической системе вследствие появления вынужденных колебаний волнистость поверхности может увеличиваться. При поперечной обкатке протяженность действия деформации вдоль оси заготовки в сочетании с высокой жесткостью технологической системы обеспечивает высокую стабильность обработки. Благодаря этому поперечная обкатка плоскими плитами способствует уменьшению волнистости, полученной на предшествующих операциях.

С увеличением числа n оборотов при поперечной обкатке партии деталей с исходной шероховатостью Ra = 5 мкм (рис. 5) шероховатость упрочненных деталей резко уменьшается. За каждый следующий оборот заготовки плиты сглаживают микрорельеф, полученный на предыдущем оборо-

те. Значительное уменьшение шероховатости наблюдается в основном за первые обороты заготовки. При увеличением числа n оборотов уменьшение шероховатости замедляется, так как заготовка обрабатывается по уже сглаженной и упрочненной поверхности. При числе оборотов больше оптимального значения ($n > n_{опт}$) уменьшение шероховатости прекращается. В зависимости от требуемой шероховатости можно назначать необходимое минимальное число оборотов заготовки.

Шероховатость упрочненной поверхности зависит также от исходной шероховатости заготовки. Три партии деталей из стали 45 с разной исходной шероховатостью обработали поперечной обкаткой с относительным обжатием $Q = 1$ %. Для каждой исходной шероховатости существует рациональное число оборотов, при котором шероховатость уменьшается до определенного минимума, а далее уменьшается незначительно (рис. 6). Увеличивая число оборотов заготовки, можно получить поверхность с шероховатостью $Ra = 0{,}12$ мкм при исходной шероховатости $Ra = 5$ мкм. Рациональная исходная шероховатость составляет $Ra = 2{,}5$ мкм, при которой после пяти оборотов заготовки шероховатость снижается с 2,5 до 0,2 мкм. Шероховатости трех партий цилиндрических деталей, изготовленных из разных материалов с обжатием $Q = 1$ %,

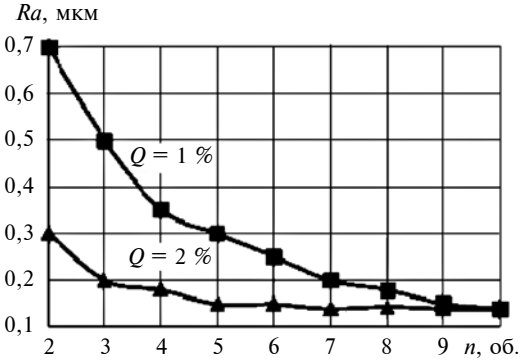


Рис. 5. Зависимости шероховатости *Ra* от числа *n* оборотов заготовки при разном обжатии *Q*

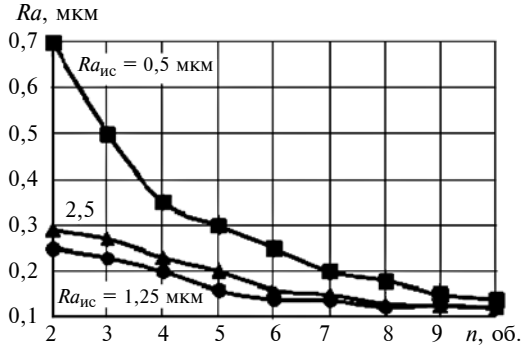


Рис. 6. Зависимости шероховатости *Ra* упрочненной поверхности от числа *n* оборотов при разной исходной шероховатости $Ra_{ис}$ заготовки

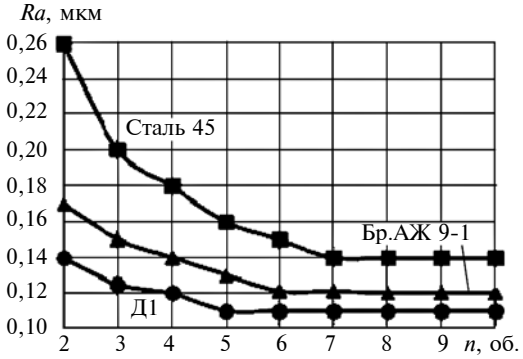


Рис. 7. Зависимости шероховатости *Ra* от числа *n* оборотов для заготовок из разных материалов

приведены на рис. 7. Исходная шероховатость всех деталей после обработки резанием составляла $Ra \approx 2{,}5$ мкм. Лучшее качество поверхности имеют детали из цветных сплавов с меньшим пределом текучести, так как при рабочем давлении легче обеспечивается полное смятие исходных микронеровностей. За два оборота заготовки параметр Ra высоты микронеровностей уменьшился почти в 17 раз.

Чтобы точнее оценить шероховатость поверхности, кроме высотных параметров использовали параметр шероховатости, связанный с формой неровностей профиля. При одинаковых высотных параметрах шероховатости различное распределение металла в микрорельефе определяется по относительной опорной длине tp профиля, характеризующей фактическую опорную площадь, от которой в большой степени зависят начальный износ и износостойкость подвижных соединений, прочность посадок с натягом и величины местной пластической деформации поверхностей при их контакте [10]. Чем больше опорная длина tp профиля, тем выше износостойкость, контактная жесткость, коррозионная стойкость поверхности и прочность, герметичность соединения.

После поперечной обкатки плоскими плитами относительная опорная длина профиля значительно увеличивается. Исходный микрорельеф имеет "пилообразный" профиль, который копирует геометрию резца. При такой шероховатости изнашивание в период приработки будет возрастать вследствие быстрого смятия и среза острых вершин выступов. Особенно опасна такая шероховатость вала при контакте с манжетой. Обработанная поверхность имеет более "притупленный" профиль, а фактическая площадь контакта деталей с таким профилем будет значительно больше при посадках как с зазором, так и с натягом.

С увеличением относительного обжатия Q и числа n оборотов заготовки увеличивается относительная опорная длина tp профиля (рис. 8, 9).

Таким образом, полученные результаты экспериментов можно использовать для технологических рекомендаций по повышению качества дета-

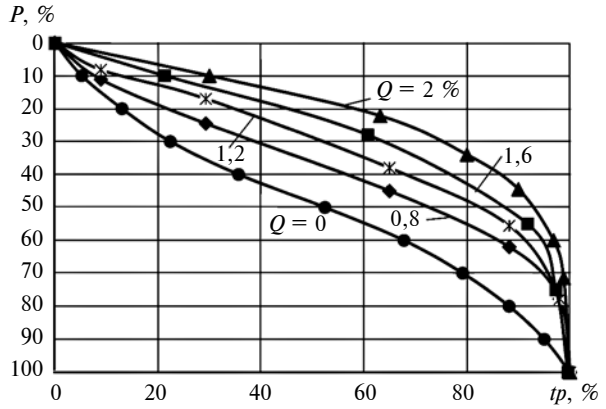


Рис. 8. Зависимости уровня *P* сечения профиля от опорной длины *tp* при разном обжатии *Q*

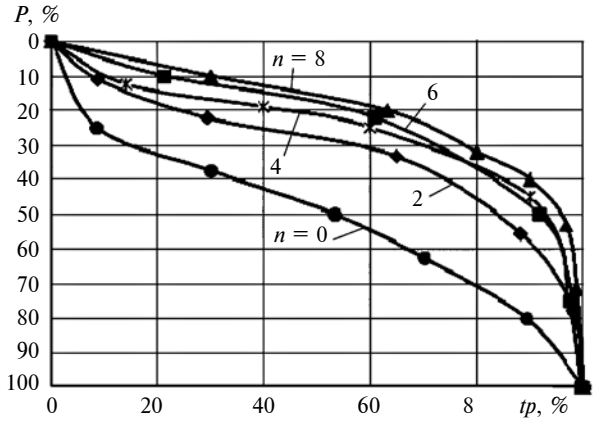


Рис. 9. Зависимости уровня *P* сечения профиля от опорной длины *tp* при разном числе *n* оборотов

лей, упрочненных поперечной обкаткой плоскими плитами. На основании исследований можно сделать следующие выводы.

1. Существенно уменьшилась шероховатость поверхности. Так, при исходной шероховатости поверхности 5 мкм для заготовок из стали 45 можно получить шероховатость $Ra = 0{,}14$ мкм, а для заготовок из цветных сплавов $Ra = 0{,}12$ мкм.

2. При увеличении обжатия Q и числа n оборотов заготовки шероховатость поверхности уменьшается, причем более существенно при увеличении числа оборотов. Минимальная шероховатость поверхности формируется за пять-шесть оборотов заготовки.

3. Маслоемкость упроченной поверхности повысилась благодаря образованию регулярного микрорельефа с масляными карманами.

4. Увеличение относительной опорной длины *tp* профиля способствовало улучшению таких эксплуатационных свойств деталей, как износостойкость, контактная жесткость, коррозионная стойкость поверхности и прочность, герметичность соединения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Дудников И. А.** Классификация деталей для управления качеством их поверхностного слоя // Восточно-европейский журнал передовых технологий. 2011. Т. 5. № 7. С. 10—13.
2. **Дудников А. А., Беловод А. И., Келемеш А. А.** Обеспечение качества поверхностного слоя деталей при обработке поверхности пластическим деформированием // Технологический аудит и резервы производства. 2012. № 1. С. 22—25.
3. **Одинцов Л. Г., Плешаков В. В.** Технологическое обеспечение качества поверхности и эксплуатационных свойств деталей машин алмазным выглаживанием // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 1. С. 41—48.
4. **Шнейдер Ю. Г.** Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом. Л.: Машиностроение, 1982. 248 с.
5. **Ежелев А. В., Бобровский И. Н., Лукьянов А. А.** Анализ способов обработки поверхностно-пластическим деформированием // Фундаментальные исследования. 2012. № 6—3. С. 642—646.
6. **Смелянский В. М.** Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 2002. 300 с.
7. **Отений Я. Н.** Технологическое обеспечение качества деталей машин поверхностным пластическим деформированием: монография. Волгоград: Политехник, 2005. 224 с.
8. **Фам Дак Фыонг, Зайдес С. А., Нгуен Ван Хуан.** Определение условий поперечной обкатки при поверхностном пластическом деформировании // Вестник ИрГТУ. 2015. № 4. С. 48—52.
9. **Анализ** технологий формообразования микрорельефа на поверхности трибосопряжений / С. А. Кургузов, Д. Н. Красноперов, И. А. Красноперова и др. // Сборник научных трудов Sworld. 2014. Т. 6. № 4. С. 45—49.
10. **Леонов О. А., Вергазова Ю. Г.** Относительная опорная длина профиля поверхности и долговечность деталей // Инновационная наука. 2016. № 1—2 (13). С. 81—83.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

УДК 621.921

С. А. КРЮКОВ, канд. техн. наук (Волжский политехнический институт — филиал Волгоградского ГТУ),
Н. В. БАЙДАКОВА, канд. техн. наук (Филиал ФГБОУ ВО "НИУ "МЭИ", г. Волжский), e-mail: sf-visteh@mail.ru

Разработка системного комплексного подхода к модифицированию абразивного инструмента и его применение

Разработан системный комплексный подход к модифицированию абразивного инструмента на основании установления связей между его технологическими показателями, факторами, влияющими на технологическую систему, и эксплуатационными свойствами инструмента. Эффективность предлагаемой методики подтверждена экспериментально.

Ключевые слова: абразивный инструмент, наполнитель, модифицирование, прочность, комплексный подход.

The system integrated approach to the modification of an abrasive tool is developed on the basis of determining relations between its technological indicators, factors affecting the technological system, and the operational properties of the tool. The effectiveness of the proposed method is confirmed experimentally.

Keywords: abrasive tool, filler, modification, strength, integrated approach.

Качество и эффективность инструмента зависят от его структурных, физико-механических, функциональных и эксплуатационных свойств, которые определяются комплексом технологических показателей, обусловливающих назначение инструмента.

Технологические показатели абразивного инструмента можно разделить на следующие группы:

1) структурные: зернистость, пористость, вид зерна, тип связки, объемные содержания зерна, связки, наполнителей и пр.;

2) физико-механические: предел прочности, модуль упругости, твердость, ударная вязкость, термостойкость, износостойкость и пр.;

3) функционально-эксплуатационные: режущая способность, износостойкость, производительность, стойкость.

Ввиду большого числа технологических показателей абразивного инструмента (АИ) и множества факторов, влияющих на его функциональность, была поставлена задача — разработать комплексный подход к его усовершенствованию.

Для принятия рациональных технологических решений, обеспечивающих высокое качество обработки абразивным инструментом, необходимо учитывать все значимые технологические показатели данного инструмента, множество факторов, имеющих место в данной технологической системе и оказывающих то или иное влияние на работоспособность инструмента, а также их взаимное влияние. Для установления зависимостей между технологическими показателями инструмента и значимыми факторами были проведены исследования, в которых инструмент рассматривали как подсистему в системе "инструмент — окружающая среда — заготовка" с учетом того, что на систему оказывают влияние как управляемые, так и неуправляемые факторы, например показатели окружающей среды.

Исследования связей между составляющими технологической системы и подсистемой Инструмент были направлены на определение способов повышения эффективности абразивного инструмента с учетом режимов его эксплуатации и комплекса факторов, оказывающих на него разные воздействия (механические, физические, химические).

В подсистеме Инструмент входными управляемыми факторами (факторы, которые можно изменять) являются составляющие формовочной смеси: абразивный материал, связка, наполнители, заполнители, зерновой состав. Изменяя состав формовочной смеси, можно оптимизировать эксплуатационные показатели инструмента с учетом его назначения и режимов эксплуатации.

Выходными управляемыми факторами являются структурно-механические показатели инструмента, которые определяют его функционально-эксплуатационные свойства.

Прямые связи между входными параметрами, подсистемой Инструмент и выходными параметрами обусловливают возможность изменения свойств подсистемы Инструмент в результате механических, физических и химических комплексных воздействий и изменения внешней среды.

Обратные связи обусловливают изменения технологических воздействий при изменении параметров подсистемы. Например, при повышении пористости инструмента снижается его механическая прочность, поэтому необходимо введение (дополнительное воздействие) в формовочную массу мелкодисперсного наполнителя или импрегнирование веществом, создающим упрочняющий каркас в черепке инструмента.

Обратная связь между выходными и входными параметрами инструмента обусловливает изменение эксплуатационных показателей инструмента при изменении его функциональных свойств.

Изменением структурно-механических показателей инструмента путем оптимизации зернового соста-

ва абразивной смеси можно улучшить его эксплуатационные свойства, не применяя других технологических решений.

Последовательность поиска рационального решения:

1. Анализ эксплуатационных свойств абразивного инструмента, которые во многом зависят от состава абразивной смеси.

2. Определение основных факторов, влияющих на структурно-механические показатели инструмента, и изучение возможности применения механических, физико-технических, химических и других воздействий и их сочетания с целью улучшения свойств инструмента.

3. Выбор варианта и определение параметров регулирующих воздействий, повышающих эффективность инструмента и качество обработки. Для этого устанавливают корреляционные взаимосвязи между рассматриваемыми показателями свойств инструмента, параметрами и режимами комплексных воздействий, показателями процесса шлифования, используя экспериментальные и теоретические исследования на основании математических моделей.

Заключительным этапом является разработка технологического обеспечения мероприятий по улучшению эксплуатационных свойств абразивного инструмента.

Рассмотрим примеры технологических решений по улучшению инструмента путем комплексных воздействий (механических, физических и химических) и оптимизации технологических режимов.

Высокопористые шлифовальные круги на основе выгорающих наполнителей и шлифовальные круги из карбида кремния на керамической связке имеют существенный недостаток — низкую механическую прочность черепков. Для устранения данного недостатка применяют различные способы. Например, при производстве высокопористых шлифовальных кругов в формовочную массу вводят мелкодисперсный абразивный наполнитель [1]. Готовые шлифовальные круги подвергаются импрегнированию растворами или расплавами, которые при взаимодействии с черепком инструмента образуют упрочняющий каркас [2]. В качестве импрегнаторов используют жидкое стекло, расплав серы и пр. При изготовлении высокопористого инструмента используют наполнитель из абразивного огнеупорного материала [3], который адгезионно-инертен к керамической связке.

При изготовлении электрокорундового инструмента в качестве наполнителя используют карбид бора, карбид кремния и пр. При этом частицы наполнителя должны иметь такие же размеры и форму, что и абразивные зерна. Это обеспечивает равномерное перемешивание абразивной массы при изготовлении инструмента, а следовательно, и однородность структуры и высокое качество инструмента, так как при обжиге исключается образование дополнительных пор в черепке, которые возникают при использовании выгорающих наполнителей.

Применение наполнителя с частицами из адгезионно-инертного материала относительно керамической связки увеличивает поровое пространство между абразивными зернами на рабочей поверхности инструмента во время шлифования в результате вырывания слабо закрепленных частиц наполнителя при незначительных нагрузках. Кроме того, абразивные частицы наполнителя при выравнивании осуществляют дополнительное резание заготовки, а при их удалении с поверхности инструмента образуются поры между абразивными зернами, что улучшает расположение стружки, снижает засаливание и повышает стойкость инструмента. При этом рабочая поверхность инструмента в процессе шлифования становится близкой к поверхности высокопористого инструмента, но сохраняет исходную прочность черепка инструмента.

Анализ результатов сравнительных испытаний показал, что режущая способность высокопористых шлифовальных кругов с огнеупорным наполнителем КК32 из карбида кремния 54С32 в 1,1—1,4 раза выше режущей способности шлифовальных кругов, изготовленных с помощью выгорающих наполнителей КФ40, а их стойкость выше в 1,3—1,6 раза. При этом на обработанной поверхности отсутствуют прижоги, а параметр *Ra* шероховатости поверхности меньше на 15÷20 %.

Для улучшения обдирочного инструмента из карбида кремния предложены два решения [4, 5]. Изначально низкая механическая прочность данного инструмента обусловлена тем, что керамическая связка не вступает в реакцию с карбидокремниевыми зернами, которые к тому же имеют гладкую поверхность и большие углы режущих граней, что снижает способность удержания абразивных зерен в черепке инструмента, так как зерна карбида кремния удерживаются только заклиниванием в связке. Поэтому было предложено при изготовлении инструмента в абразивную массу из карбида кремния дополнительно вводить адгезионно-активные относительно связки мелкодисперсные абразивные частицы, например зерна электрокорунда. Размеры частиц наполнителя должны составлять 16÷25 % от размера зерен карбида кремния, а объем наполнителя — 8÷10 % от общего объема абразивной массы. Кроме того, рекомендуется использовать частицы наполнителя пластинчатой и игольчатой формы.

Выбор адгезионно-активного наполнителя и формы частиц определяет степень армирования. Усиление мостиков связки между абразивными зернами повышает прочность инструмента, а следовательно, и его стойкость и производительность.

Анализ предварительных испытаний показал, что абразивный инструмент из предложенных абразивных масс по сравнению с прототипами имеет более высокие показатели: прочность на разрыв выше в 1,13—1,19 раза, коэффициент шлифования в 1,30—1,35 раз, стойкость в 1,20—1,26 раза.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Багайсков Ю. С., Шумячер В. М.** Повышение эксплуатационных показателей изделий из абразивных композиционных материалов: монография. Волгоград: ВолгГАСУ, 2005. 200 с.

2. **Крюков С. А., Шумячер В. М.** Стабилизация и регуляция структурно-механических характеристик абразивных инструментов: Монография. Волгоград: филиал ВолгГАСУ, 2013. 207 с.

3. **Пат. 2215643 Рос. Федерации:** Абразивный инструмент.

4. **Пат. 2262434 Рос. Федерации:** Масса для изготовления абразивного инструмента.

5. **Пат. 2354534 Рос. Федерации:** Масса для изготовления абразивного инструмента.