

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

10 2012

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

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

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



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

Адрес редакции: 107076, Москва, Стромынский пер., 4. Телефон: 8-(499)-748-02-91.

E-mail: vestmash@mashin.ru www.mashin.ru

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

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

Цена свободная

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

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

- Салтыков М. А., Казанская А. М. О новизне и актуальности структурной
- Медведев Ю.А. Аналоговый прибор для повышения эффективности идентификации электрогидравлических систем в инфранизкочастотном диапазоне . 12
- Дараселия Н. В., Плужников А. А., Швецов И. В. Комплексное определение температуры и концентрации газов в газовоздушной среде .
- Мамити Г. И., Плиев С. Х. Устойчивость колесного трактора со стабили-15 зацией остова . .
- Пешков В. Г., Пшеницын А. А., Самохин В. С. Моделирование течения
- Антонец И. В., Терешонок А. П. Анализ статических характеристик упругих чувствительных элементов весоизмерительных устройств
- Раевская Л. Т., Швец А. В., Дахиев Ф. Ф. Исследование линейных и
- композитах на основе связующих с высоким содержанием эпоксидных групп 28
- Пындак В. И., Дяшкин А. В. Пакетные манжетные уплотнения высокого давления и их напряженно-деформированное состояние.....

Цикл статей

«Проблемы трибологии – трения, изнашивания и смазки»

Якупов Н. М., Нургалиев А. Р., Гиниятуллин Р. Р., Якупов С. Н. — Методика анализа работы конструкций, подверженных коррозионному изнашиванию

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

- Мокрицкий Б. Я., Киричек А. В., Шпилев А. М., Пустовалов Д. А., Саблин П. А. – Использование акустической эмиссии для оценки качества
- Юнусов Ф. С., Юнусов Р. Ф. Исследование полусвободного шлифования локальных дефектов . . .
- Малыгин В. И., Черепенин Ф. В., Сковпень С. М., Лобанов Н. В., Ульяни-чев Д. А. Цифровые методы управления одноприводными токарно-
- карусельными станками Рева В.П., Моисеенко Д.В. Технологические свойства порошковой быстрорежущей стали, полученной на основе стружкоотходов, измельченных

Серия статей

"Моделирование технологических процессов обработки материалов в системе Marc (CAD/CAE)'

Жарков В.А. — Моделирование в системе Магс обработки материалов в машиностроении. Часть З. Двухугловая гибка с прижимом заготовки....

Серия статей

«Проблемы теории и практики резания материалов»

Попов А. В., Дугин А. В. — Влияние СОЖ на силы резания при строгании с износа торцевых фрез для обеспечения требуемой точности.

Проблемы промышленной экологии

Онищенко Д. В., Бойко Ю. Н. — Технология формирования углеродных сорбентов из растительного сырья для очистки сточных вод промышленных 73

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

- Мирошникова В. Д., Мирошникова Т. Д. Концепция элементарных признаков как основа строения складских и накопительных систем с ячеистой структурой
- Бойко Л. И., Дюжев А. А., Гоман А. М., Баран О. А. Расчет надежности сельскохозяйственных комбайнов на основе оптимизации коэффициента экономической эффективности жизненного цикла изделия..... ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ
- Аскаров Е.С. Ветровая энергетическая установка с ротором Савониуса и
- 85 неподвижной осью . . Ермаков А. М., Калимуллин Р. Р., Гуреев М. В., Салахов Р. Р. – Изготовление 87 отопительных радиаторов из пластмасс на термопластавтоматах.

CONTENTS

3

18

21

36

41

46

60

76

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

- Saltykov M. A., Kazanskaya A. M. Concerning a novelty and a relevance ofsolids structural geometry in science and practice
- Medvedev Yu. A. Analog device designed for the effectiveness enhancement ofrecognition of hydraulic system in infra low frequency band
- Daraseliya N. V., Pluzhnikov A. A., Shvetsov I. V. Integrated computing 13 oftemperature and gas concentration in gas-air atmosphere
 - Mamity G. I., Pliev S. Kh. Stability of wheeled tractor having core stabilization
 - Peshkov V. G., Pshenitzyn A. A., Samokhin V. S. Liquid flow modeling in pipelinesystems and in their lements
 - Antonetz I. V., Tereshonok A. P. Analysis of static performance elasticsensitiveelements of weight measuring devices
- Raevskaya L. T., Shvetz A. V., Dakhiyev F. F. Investigation of linear 26 speeds and angular speeds of manipulator's links
 - Bardushkin V. V., Kolesnikov I. V., Lapitzkiy A. V., Sychev A. P., Yakovlev V. B. Apparent density of strain energy in fiber composites based on binding substances havingepoxy groups high content
- Pyndak V. I., Dyashkin A. V. Batched cup-type high pressure seals and 33 their stress andstrain state

A series of articles

«Problems of tribology - friction, wearing away and lubrication»

Yakupov N. M., Nurgaliev A. R., Giniyatullin R. R., Yakupov S. N. - Method of analysis of behavior of structures subjected to corrosion wear

MANUFACTURING ENGINEERING

- Mocritskiy B. Ya., Kirichek A. V., Shpilyov A. M., Pustovalov D. A., Sablin P. A. - Acoustic emission application for tool quality assessment
- Yunusov F. S., Yunusov R. F. Research of semifree smooth finish of local blemishes
- Malygin V. I., Cherepenin F. V., Skovpen S. M., Lobanov N. V., Ulyani-chev D. A. Numerical methods of control of turning-and-boring mono drivingmachines 50
- Reva V. P., Moeeseyenko D. V. Processing behavior of powdered metal high-speed steel, produced on base of swarf off-cuts finely divided in front 55 of high-molecular compound

A series of articles "Marc (CAD/CAE) system model analysis

of materials processing'

Zharkov V. A. - Marc (CAD/CAE) system model analysis of materials processing. Part 3. Double-angle bending with blank holding

A series of articles

«Problems of theory and practice of materials cutting»

Popov A. V., Dugin A. V. - Cutting oil impact on cutting forces at small section 66 thickness chipping

Pimenov D. Yu., Guzeyev Yu. I., Pashniev V. A. - Specification of allowable 68 wear of face-milling cutter for assurance of precision requirement

Problems of industrial ecology

Onischenko D. V., Boiko Yu. N. - Carboniferous sorbing agent creation out of plant roughage technology toward waste waters of plant facilitiesdecontamination

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

- Miroshnikova V. D., Miroshnikova T. D. Elementary features conception as a theorybase of honeycomb storage system morphology
- Boiko L. I., Dyuzhev A. A., Goman A. M., Baran O. A. Combine harvester reliability calculations and optimization of product life cycle cost-to-82 performance ratio

TECHNICAL INFORMATION

- Ascarov E. S. Windpower plant having Savonious armature and quiet shaft
- Ermakov A. M., Kalimullin R. R., Gureyev M. V., Salahov R. R. Heating radiator manufacturing out of plastics by automatic molding machine

Технический редактор Т. А. Шацкая	Сдано в набор 05.08.2012. Подписано в печать 17.09.2012.
Корректор Е. В. Комиссарова	Формат 60 × 88 1/8. Усл. печ. л. 10,78. Учизд. л. 12,00.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.

За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2012

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 513.838.001.57

М. А. САЛТЫКОВ, А. М. КАЗАНСКАЯ, доктора технических наук (ОАО "Коломенский завод"), e-mail: saltikov.kazanskaya@mail.com

О новизне и актуальности структурной геометрии твердых тел в науке и практике

Представлены анализ современного состояния структурной геометрии твердых тел и возможности расширения ее применения.

Ключевые слова: евклидова геометрия, неограниченные объекты, структурная геометрия, твердое тело, конечные размеры.

The state of the art of structural geometry of solids and feasibility of their application enhancement analysis was presented.

Keywords: euclidean geometry, infinite objects, structural geometry, solid, finite sizes.

Открытию структурной неевклидовой геометрии твердых тел предшествовал длительный период непосредственного участия авторов в конструировании и разработке методов и средств обеспечения прочности деталей и узлов среднеоборотных дизелей, созданных в течение многолетней работы авторов в экспериментальной службе ОАО "Коломенский завод".

При углубленном изучении деталей конструкций разнообразной формы, представляющих собой сплошные твердые тела, для достижения их требуемой прочности были выявлены и поняты геометрические особенности твердых тел, которые не нашли отражения в геометрии Евклида, чем привлекли внимание авторов. Прежде всего это конечные размеры реальных тел в отличие от неограниченных объектов евклидовой геометрии, которые принимают прямолинейно-протяженными: в виде базовых прямых, плоскостей и пространств.

Кроме того, постепенно стало понятным качественное отличие конечных тел от неограниченных

базовых объектов геометрии Евклида: конечные тела замкнуты, отделены непрерывными внешними поверхностями (не имеющими разрывов и самопересечений) от окружающего физического пространства. Эта геометрическая особенность твердых тел не учитывается в геометрии Евклида. Наличие указанной границы позволило рассматривать твердые тела как отдельные пространства со своими свойствами внутри телесных форм и с характерной замкнутостью пограничной поверхности каждого тела. Это и стало следующим шагом в познании геометрии твердых тел, который привел авторов к неожиданным результатам. Отделенность и замкнутость формы, заполненной однородным содержанием (веществом с микроуровневым строением), позволили применить к твердым телам гипотезу сплошной среды, принимаемую и обоснованную в механике и в теории упругости. Это дало возможность использовать для твердого тела математические методы анализа и синтеза, в частности провести анализ его формы на

соответствие собственному геометрическому содержанию в границах телесного пространства.

Для этого известный в анализе способ обхода внешней поверхности формы объекта нормалью к поверхности с получением угла поворота нормали при полном (замкнутом) обходе формы был применен сначала для условно плоских (двумерных), а затем и для пространственных (трехмерных) тел. Результаты оказались неожиланными и вначале вызвали сомнения своим странным постоянством: в группе плоских тел в виде круга и многоугольников (треугольника, квадрата и т. д.) поворот нормали оказался одинаковым для всех принятых форм, равным 2 драд. Подобная постоянная величина, но с другим числовым значением была получена в группе пространственных тел в виде шара и различных многогранников (тел Платона). При обходе нормалью в двух взаимно перпендикулярных направлениях (плоскостях) был получен для всех форм одинаковый итоговый угол поворота нормали, равный 4π cp.

Независимость в каждой группе угла нормали от формы тел требовала осмысления и обобщения для тел произвольной формы. Оказалось возможным сделать это теоретическим путем с привлечением дополнительных данных — двух теорем Гаусса: первой — об обходе нормалью произвольной замкнутой кривой (результат — угол поворота нормали равен 2π рад); второй — для произвольной замкнутой поверхности (оболочки) при обходе ее нормалью (результат 4π ср). Анализ результатов привел к крайне важному выводу, в который труд-

но поверить: наличие постоянных углов поворота нормали при обходе твердых тел, находящихся по размерам на макроуровне, неопровержимо доказывало присутствие в них распределенного поворота во внутреннем телесном пространстве, т. е. кривизны, как фундаментального геометрического признака, открытого ранее в физическом пространстве на метауровне — в космосе (Б. Риман, А. Эйнштейн), а еще ранее на микроуровне (Д. Д. Томсон, Э. Резерфорд) — в строении атомов и молекул, имеющих замкнутую циклическую или круговую природу.

Наличие кривизны, воплощающей идею замкнутости в пространствах микро-, макро- и метауровней указывает на ее всеобщность в мироздании и подтверждает единство строения по правилу "что вверху, то и внизу", а также давний принцип познания "подобного подобным". Однако в геометрии Евклида кривизна базовых объектов принимается равной нулю, т. е. отсутствует по определению, начиная с минимального по протяженности элемента — "точки" и до "прямой, плоскости и пространства". Идеализированно наделяя базовые объекты свойствами прямолинейности и протяженности, геометрия Евклида утрачивает при этом необходимую полноту отражения конечных предметов, что и обусловило необходимость разработки для изучения твердых тел новой геометрии.

Эта геометрия названа структурной, так как в основном предмет ее изучения — внутреннее строение или внутренняя геометрия телесного пространства твердого тела. Она является дополнением к геометрии Евклида и ее дальнейшим развитием, поскольку последняя была изначально предназначена для изучения прямолинейных (ломаных) границ участков, т. е. собственно внешней формы, с определением лишь ее количественного содержания в виде площади (или объема) по характерным контурным или вводимым длинам (сторонам, диагоналям и др.) без уделения внимания их собственному геометрическому строению (содержанию).

Олнако наряду с этим геометрия прямолинейности оказалась применимой к отражению однородного физического пространства. В космических масштабах (в отдаленности от массивных тел) геометрия Евклида достаточно точно описывает его основные свойства [1]. Прежде всего это относится к однородности и изотропности, т. е. независимости расстояния (длины отрезка) от местоположения и ориентации (направления) в пространстве. Таким образом, евклидово пространство есть пространство метаразмеров. Его метрика постоянна в пределах больших расстояний и нарушается только вблизи массивных тел или при движении тел с большими (околосветовыми) скоростями.

Влияние больших скоростей изучает теория относительности, непосредственно связанная с так называемой неевклидовой геометрией, открытой в 20-е годы XIX в. после безуспешных попыток доказательства пятого постулата Евклида о параллельных прямых. Это "открытие века", сделанное почти одновременно российским, венгерским и немецким математиками — Н. И. Лобачевским, Я. Бойяи, К. Гауссом [2], несмотря на трехкратное независимое подтверждение долгое время официальная наука не признавала, в том числе из-за незыблемого многовекового авторитета "Начал" Евклида, а также необычности новых представлений о пространстве. Подобное происходит и по отношению к кривизне, обнаруженной в рассматриваемых макротелах, имеющих конечные размеры. Это не согласуется с геометрией Евклида, т. е. наблюдается очевидное принципиальное несоответствие предмета и метода его изучения, обусловленное отсутствием необ-

ходимых знаний при написании "Начал" Евклида. Однако указанное несоответствие наблюдается и сегодня, несмотря на открытые новые факты. Причину этого, повидимому, надо искать в позиции современных авторов работ по геометрии, которая заключается в обязательности сохранения исходных основ науки. Поэтому полезно сравнить такие науки, как механика и геометрия, подобно тому, как сделано в работе [1], содержащей глубокий анализ их аналогий и обоснование полученных новых результатов. В данном случае подобная задача не ставится, речь идет только о сопоставлении подходов к основам наук при взгляде на геометрию с позиции механики для выявления влияния одной науки на другую.

Механика как наука о движении твердых тел сложилась намного позже "Начал" Евклида, поэтому в ней были более современные представления о полноте и обосновании создаваемой научной теории. Современная теоретическая механика изучает движение абсолютно твердых тел, исключив изменение самого тела и сосредоточив все внимание на самом движении, которое представлено в ней двумя качественно разными видами: поступательным (плоскопараллельным) движением и вращательным (угловым, поворотным). Первое движение начал изучать экспериментально еще Г. Галилей (1564—1642), а создал его теорию и открыл законы И. Ньютон (1643—1727).

Более сложное движение второго вида изучалось позже, основы его теории были заложены Л. Эйлером (1707—1783). Он ввел три угловые координаты (углы Эйлера), а затем угловые функции, определяющие законы движения тел вокруг неподвижной оси и неподвижной точки, чем положил начало изучению пространственного движения. Важным достижением теоретической механики было доказательство фундаментальности этих движений, различными сочетаниями которых образуются все возможные виды движений, достигается их всеохватность, поскольку других движений в природе просто не существует. Это постулируется в механике, однозначно определяет ее как науку о движении тел, обосновывая ее качественные признаки и полноту.

Геометрия в отличие от механики имеет дело с неподвижными предметами, и этим как бы отделена от нее, но движение в геометрии присутствует в обеих указанных формах, однако оно не входит в состав основ самой геометрии, являясь привлеченным фактором. Движения в геометрии, кроме формальной процедуры совмещения фигур, используются при построении вводимых фигур и форм, при их синтезе из начальных элементов и создании последующих более сложных образов. Эти образы будут нести геометрический отпечаток примененного движения в зависимости от его качественного признака (поступательное или вращательное). Во времена Евклида этой разнице не придавали должного значения, но различие между ними, по-видимому, воспринималось интуитивно и проявлялось при выборе определений для фигур, но не распространялось на обоснование и исходные положения "Начал". Поступательное движение в геометрии Евклида использовалось непосредственно: отрезок прямой по ее направлению можно продлить как угодно далеко, так же как плоскость и пространство. При этом сохраняются все свойства исходных объектов, в них не вносится никаких новых свойств кроме однородной протяженности.

Однако с угловым (вращательным) движением все изначально было сложнее. В "Началах" оно вводится в форме специальных фигур-углов, разных согласно данным им определениям [3]. Например, исходным (в современном изложении — основным) "углом называется фигура, которая состоит из точки — вер-



Рис. 1. Телесная фигура угла с траекториями точек его стороны *ОА* при ее повороте для образования угла

шины угла и двух различных полупрямых, исходящих из этой точки (вершины) и образующих стороны угла". Неполнота отражения вращательного движения в данном определении угла негативно сказалась на обосновании "Начал": их односторонность до сих пор в учебных курсах евклидовой геометрии не преодолена, не устранена неполнота отражения ею конечных предметов из-за идеализации базовых объектов. Изучающим евклидову геометрию требуется показать, что угол — это круговой сектор, поворачивающийся в вершине на заданную величину (в градусах или радианах), со всеми вытекающими последствиями для построенных на его основе замкнутых фигур [2]. Поэтому полноценная телесная фигура угла кроме исходного показанного контура должна содержать площадь угла (пространство) и круговые траектории точек полупрямых его сторон при их неизбежном взаимном вращении для образования угла (рис. 1). Площадь представленного круговым сектором угла расширяется в сторону его раскрытия (свободного выхода) до условной (введенной) границы 1, замыкающей фигуру угла, которая в принципе бесконечна подобно кругу (в полярной системе координат).

Угол есть односторонне ограниченная фигура, но на это не указано в "Началах", как и на назначение разворота угла в построении замкнутых фигур. Однако там постулируется, что "между двумя отрезками прямых не содержится пространства", и это очевидно. С другой стороны, также очевидно, что для наличия в фигуре площади (пространства) нужно ее ограничить замкнутой границей. Нетрудно показать, что для образования такой фигуры нужны три отрезка прямой и три угла. Это минимально необходимое и достаточное число элементов для получения фигуры треугольника — простой фигуры, от которой ничего нельзя отнять, так как двухугольник не имеет внутри себя площади (пространства) и по определению не является фигурой. Кроме того, привлеченные для построения три угла должны иметь условные границы при размещении внутри конечного треугольника, что противоречит данному в "Началах" определению угла, доказывая отмеченные выше его неполноту и непригодность для построения замкнутых конечных фигур.

Окружность и круг в геометрии Евклида являются привлеченными и как бы чужеродными фигурами, но без них трудно обходиться при построении и доказательстве теорем. Поэтому круговое движение вводится в неявном виде — в виде "отрезков постоянной длины. опускаемых из одной точки" и образующих своими концами фигуру окружности, а сами отрезки образуют площадь круга. В другом месте "Начал" окружность произвольного радиуса вводится с помощью циркуля, т. е. вращательное движение используется неосознанно, как способ построения непрерывной замкнутой фигуры — окружности, имеющей кривизну.

При образовании сферы (шара) вращение используется согласно ее определению как способ построения фигуры, подобно получению окружности циркулем, но для пространственной фигуры — шара, внутреннее пространство которого заполняется траекториями движения точек исходного полукруга. Точки в пределах полукруга имеют разное удаление от оси вращения — диаметра полукруга, и описывают окружности разных радиусов: от нуля на оси вращения до радиуса *R* исходного полукруга. Таким образом, пространство внутри образованного шара заполняется траекториями разной длины и разной искривленности, т. е. оно неоднородно по метрическим свойствам в отличие от однородного (постулируемого) евклидова пространства, получаемого при плоскопараллельном (поступательном) движении. Отсюда следует, что введенные фигуры (объемные и плоские, на основе окружности и вращательного движения) являются по своему строению неевклидовыми, несовместимыми с евклидовой геометрией "Начал", в числе которых находится и подробно рассмотренная фигура угла.

Применение вращательного движения приводило к неевклидовой геометрии, в то время неизвестной, и ее не выделяли на фоне геометрии "Начал"; прошли века, прежде чем увидели в шаре фигуру, соответствующую неевклидовой сферической геометрии. Кроме того, применяя в построении и доказательствах контурные образы фигур, избегая телесных фигур и их геометрического содержания, удавалось не замечать несоответствия в построенных образах. Такой эклектизм был заложен в основу "Начал". Присущие им противоречия не очевидны, так как в геометрии Евклида не рассматриваются телесные фигуры, требующие внимания к их внутреннему содержанию. Однако эти противоречия видны в определениях круга и шара, приведенных в учебниках и энциклопедических словарях: "круг есть часть плоскости, ограниченная окружностью"; "шар есть часть пространства, ограниченная сферой". В этих определениях выделены только границы и для них заданы геометрические свойства, основанные на свойствах окружности, формирующей замкнутое тело, обладающее собственной

кривизной. В то же время область внутри границ остается геометрически неопределенной и от границ как бы независимой. Более того, они получены качественно разными движениями: граница круговым (окружность, сфера), а внутренняя область (тело) — поступательным (плоскость и евклидово пространство). Это противоречит единству их образования: граница неотделима от тела и существует одновременно с ним, т. е. определения нелогичны и противоречивы. Кроме того, они противоречат философскому положению о единстве формы и содержания, а также установленному закону о наличии кривизны в пространстве всех сплошных конечных тел.

Для разрешения этого противоречия следует ввести и узаконить образ структуры как объекта геометрии, поскольку ее невидимое или незамечаемое наличие отражают последовательные уровни кривизны концентрических слоев, начиная от внешней формы до центра предмета, представляя его внутреннюю форму, подлежащую изображению и объективному признанию. Объективность структуры подтверждена примерами [2] строения предметов естественного происхождения. Примером послойно-концентрического строения является лук. Такое строение свойственно и другим представителям флоры, а также натуральному жемчугу, что свидетельствует о естественной закономерности проявления организованной структурности в круглых и сферических предметах в виде аналогов их геометрической формы, образованной внутри телесной формы.

Наблюдаемые закономерности полностью соответствуют философскому положению Гегеля "структура есть внутренняя форма предмета" [4]. Аналогичное строение, совпадающее с предполагаемым теоретическим, свойственно телам, имеющим в генезисе стадию формирования из жидкого состояния в твердое в условиях невесомости, когда проявляется сферообразующая функция поверхностного натяжения жидкости. Примером может служить литая металлическая дробь, полученная в башнях-градирнях, естественно сферическая по форме и структуре вследствие перехода из расплава в твердое состояние в условиях свободного падения. Приближенно-сферическую форму и структуру могут иметь отдельные градины, выпадающие из многоярусной грозовой тучи.

Аналогом теоретического строения телесного круга может служить тонкий поперечный срез гладкого древесного ствола с годичными кольцами, заполняющими его от коры до центра. В его строении наглядно отражается естественное формирование послойно-концентрической структуры в процессе роста.

Геометрическая структура это макроструктура тела, видимая непосредственно или представимая теоретически как строение, присущее форме тела и соизмеримое с его размерами. Она качественно отличается от микроструктуры материала тела порядком размеров и типом строения, видимых только под микроскопом.

Таким образом, имеются достаточные предпосылки и объективные основания для введения структуры в состав геометрических признаков при описании телесных форм. В существующей геометрии структура внутри тел в качестве геометрического признака не рассматривается и не признается за реальность, но неявно существует, как принадлежность введенных координатных систем: декартовой — в виде прямолинейно-прямоугольных ячеек, одинаковых для всей координатной плоскости; полярной из окружностей и их радиусов, в виде криволинейно-ортогональных ячеек. линейно увеличивающихся при удалении от начала координатной системы; сферической — из сфер, конических поверхностей и радиальных плоскостей, образующих пространственные криволинейно-ортогональные ячейки, линейно увеличивающиеся по ширине при удалении от начала координат.

При выборе системы координат "под задачу" форму тела принимают во внимание, но не более как "по соображениям удобства", несмотря на явное возрастание доступности и простоты решения, которые максимальны при совпадении реальной геометрической структуры предмета (телесной формы) с выбранной координатной системой, что, казалось бы, должно мотивировать изучение этого феномена.

Основное содержание структур в телесных формах — семейства окружностей и ортогональных к ним линий — от простых прямолинейных радиусов ло сложных ранее неизвестных кривых, именуемых трактрисами, ортогональных к линейно-переменным семействам окружностей и имеющих аналогично окружностям линейно-переменный параметр а, постоянный у обычных трактрис [5]. Структура в телесных формах (твердых телах) представляет собой естественно сформированный каркас из продольных и поперечных слоев, ориентированных ортогонально друг другу и к внешним поверхностям тела, при главных направлениях, соответствующих минимальным расстояниям между слоями. Структуры в телесных формах играют роль предусмотренных механизмов исполнения фундаментальных законов при передаче приложенных к телу физических воздействий, которые отвечают принципам сохранения и минимальности.

Исходной основой структуры является заложенная в телесные формы кривизна, интегрально равная полному телесному углу 4π ср, которая распределяется внутри в зависимости от формы тела. Наиболее простое распределение кривизны (в виде окружностей, сфер и прямолинейных радиальных направлений) наблюдается в круглых и сферических формах, наиболее сложное "антикруговое" — в негладких формах, так называемых негладких многообразиях, имеющих выступающие углы. Особенности структуры в них показаны ниже.

Область кривизны и непрерывных кривых никак не отражена в "Началах" Евклида, несмотря на попытку применения им окружности и сферы. Серьезное изучение этих форм, как и введение понятия о непрерывных (переменных) величинах, относится к XVIII веку. После открытия Ньютоном и Лейбницем дифференциального и интегрального исчислений на этой основе была создана дифференциальная геометрия, предметами изучения которой являются кривые линии, поверхности и пространства, т. е. объекты, обладающие кривизной и взятые как в их неограниченном протяжении (аналогично евклидовой геометрии), так и в замкнутом варианте — в виде моделей реальных геометрических образов, имеющих предметное воплощение [6]. В современном состоянии эта наука труднодоступна из-за сложного математического аппарата: используется аналитический метод, включая тензорное исчисление, требующее специальной подготовки. Однако вначале изучали вполне понятные факторы — кривизну плоских и пространственных кривых, для чего применяли наглядный геометрический метод исследования.

Фундаментальные результаты в указанном направлении были получены французским математиком Френе (1816—1900), который применил метод нормального сечения кривой и ввел сопровождающий трехгранник, составленный из трех осей и плоскостей, взаимно перпендикулярных исходной нормальной плоскости. Характер получаемой связи между вращением трехгранника и его перемещением по кривой определил вид формул, найденных Френе для определения кривизны и кручения, которые полностью отражают внутреннюю геометрию пространственной кривой линии. Соответственно, для плоских кривых, не подверженных кручению, достаточно одного натурального уравнения Френе, описывающего связь между длиной *S* кривой и ее кривизной К. В частности, для окружности, которая является плоской замкнутой кривой, это уравнение имеет вид K = 1/R, т. е. кривизна окружности обратна ее радиусу. Окружность — единственная кривая в геометрии, кривизна которой постоянна по всей ее замкнутой длине, что и позволяет ей быть основой структуры в телах и, соответственно, быть главным звеном структурной геометрии.

Следующие важные для дифференциальной геометрии исследования были проведены известным немецким математиком К. Гауссом (1777-1855) по кривизне поверхностей (по терминологии Гаусса — пленок), идеализированных по постоянству формы и минимальной толщине, т. е. неизменных и предельно тонких объектов. Для исследования их внутренней геометрии Гаусс применил подход, подобный подходу Френе к исследованию кривых, т. е. ввел нормальное сечение поверхности (пленки). Поскольку объект двумерный, были введены две взаимно перпендикулярные плоскости, которые проходили через нормаль к поверхности в заданной точке. Секущие плоскости проводили через экстремумы кривизны поверхности: первую плоскость — через максимум (К1), вторую — через минимум (К₂). Многочисленные исследования различных поверхностей привели Гаусса к выводу, что более полной характеристикой кривизны поверхности является введенная им полная (гауссова) кривизна, $K = K_1 K_2 = 1/(R_1 R_2)$, где *R*₁ и *R*₂ — радиусы кривизны поверхности в двух экстремальных сечениях. По признаку постоянства гауссовой кривизны были выделены две уникальные поверхности. Первая поверхность сфера, для которой произведение двух постоянных и равных сомножителей (К1 и К2) положительно, т. е. полная кривизна сферы $K = 1/R^2$, где R — радиус сферы, и постоянна для всей сферической поверхности. Таким образом, сфера является базовой поверхностью, на которой выполняется сферическая геометрия, признанная из-за наличия кривизны неевклидовой.

Роль прямых линий на сфере играют окружности самых больших радиусов, которые не могут быть параллельными, поэтому в сферической геометрии нет параллельных линий. Это послужило как бы вторым открытием сферической геометрии — в качестве неевклидовой, которая независимо от "Начал" уже использовалась для нужд астрономии и мореплавания.

Рассмотрим вторую поверхность, выделенную по признаку постоянства гауссовой кривизны. Эта поверхность необычна, открыта недавно благодаря дифференциальной геометрии и изучена еще недостаточно. Она имела постоянную, но отрицательную гауссову кривизну, причем входящие в нее сомножители K₁ и К₂ были различны по величине и знаку, однако менялись согласованно и так, что их произведение было постоянным и отрицательным на всей поверхности. Поэтому по форме поверхность была выпукло-вогнутой, осесимметричной и образовывала тело вращения, сужающееся от середины (ребра) к концам, уходящим в бесконечность. Поверхность была образована вращением кривой — трактрисы, вокруг оси, являющейся ее асимптотой [7].

Главный параметр трактрисы — расстояние от ее вершины (острия, ребра) до оси *у* вращения формирует поверхность. В исходном уравнении трактрисы и в пространственном образе, названном псевдосферой, параметр *а* является аналогом радиуса окружности, что видно из формулы кривизны псевдосферы $K = K_1 K_2 = -1/a^2$, отличающейся от приведенной выше формулы кривизны сферы, в которой *R* заменено на *а* только знаком. $A \xrightarrow{\beta_{r}} \beta_{c}$

Рис. 2. Вид треугольника в выпуклом сферическом (1), плоском евклидовом (2) и вогнутом пространстве Лобачевского (3)

Необычная поверхность привлекла внимание итальянского геометра Е. Бельтрами (1835-1900). Занимаясь теорией поверхности, Бельтрами задался вопросом: если поверхность сферы — модель для сферической геометрии, то для какой геометрии является моделью псевдосфера. После ряда исследований он пришел к однозначному выводу - псевдосфера служит моделью для геометрии Лобачевского, Бойяи и Гаусса, т. е. именно той неевклидовой геометрии, которая в отличие от сферической была названа гиперболической. Ранее не признаваемая, но реальная геометрия как бы вторично, но уже в качестве наблюдаемого объекта, была открыта в 1863 г. Бельтрами на псевдосфере. Поверхность псевдосферы явилась "зримым образом" плоскости Лобачевского, помещенной в евклидово пространство. Многие известные математики были вынуждены пересмотреть свою позицию ее отрицания и смогли убедиться, что неевклидова геометрия в своих конкретных образах, в частности в виде треугольника с суммой углов, меньшей π, реально существует на поверхности псевдосферы.

Сопоставление форм треугольника в сферической, евклидовой и гиперболической геометриях, представлено на рис. 2. Эти формы наглядно отражают свойства выпуклого, плоского и вогнутого пространств, в которых осущест-

вляется построение адекватных моделей в соответствии со своим отличительным набором аксиом (постулатов). В этих наборах главным носителем отличий являются аксиомы о параллельных линиях, определяющих в итоге соотношения протяженности и распределенного поворота-кривизны, т. е. длин и углов, в составе получаемых образов-аналогов предметного мира в каждой из построенных геометрических систем. Кривизна как отражение вращательного движения наиболее радикальным образом меняет свойства пространства.

Выше было показано, что протяженность как отражение поступательного (плоскопараллельного) движения, положенного в основу геометрии Евклида, не меняет базовых свойств пространства, таких как его однородность и изотропность.

Таким образом, кривизна, обнаруженная в твердых телах, независимо от формы тел является объективным фактом, показывающим односторонность геометрии Евклида, т. е. неполноту при построении "эквивалентных" моделей твердых тел. Для построения действительно адекватных моделей нужна новая геометрия, включающая в свои базовые элементы присущую конечным твердым телам кривизну. Это послужило главным мотивом разработки структурной геометрии. В ее базовые элементы, начиная с точки, была введена кривизна. При форме точки в виде сферы бесконечно малых размеров, принятой в механике и в теории упругости, кривизна, присущая сфере, была упущена из вида из-за малости точки, которая считалась "нуль-мерным объектом", хотя кривизна при этом становилась бесконечно большой (K = $1/R^2$, при $R \to 0$, имеем $K \to \infty$).

В геометрии Евклида точка определена как то, что "не имеет частей", т. е. неоднозначно: или как очень малое, в котором уже не может быть частей, или как неделимое подобно атому, в ко-

тором в то время предполагалось отсутствие частей. И в том и другом случае точка не имела своего геометрического содержания и понималась как место положения на плоскости или в пространстве. Поэтому именно точка в структурной геометрии подверглась полному пересмотру и получила новое определение в качественном содержании [9]. В результате новая телесная точка в структурной геометрии стала включать в себя и основные составляющие: кривизну, протяженность и телесность. Эти три самостоятельные сущности следует рассматривать как триединство базовых свойств, необходимых для адекватного описания внутреннего заполненного пространства телесных форм (твердых тел), т. е. наличного геометрического содержания внутри формы.

Следующим базовым элементом строения является отрезок прямой линии. Бесконечная прямая линия, существующая в геометрии Евклида как образ безграничной протяженности, в структурной геометрии отсутствует, поскольку не применяется для изображения твердых тел, всегда конечных по своему происхождению и существованию в реальном мире.

Согласно статье [9], где даны подробное описание и изображение отрезка в структурной геометрии, отрезок метрически по длине совпадает с отрезком прямой линии в геометрии Евклида, имеет одинаковую с ним непрерывность между крайними точками, но именно в этих крайних точках его отличие. В структурной геометрии каждая точка содержит в себе кривизну, и если она компенсируется противоположной ориентацией обхода точек внутри отрезка, то на его концах кривизна сохраняется в виде кривизны одной точки, как бы разделенной и разнесенной по краям отрезка. В результате в отрезке за счет концевых точек сохраняется суммарная кривизна,

одинаковая с кривизной одной исходной точки, равной 4π ср. Этому равенству в структурной геометрии отвечают построенные образы плоскости и каждой телесной формы (твердого тела).

Таким образом, во всех базовых элементах и объектах структурной геометрии: точке, линии, плоскости и в самом телесном пространстве всегда ограниченном (конечном), присутствует, наряду с протяженностью и телесностью, ненулевая кривизна, интегрально равная 4π ср. т. е. полному телесному углу, которая сохраняется в объектах при их преобразовании. Этими свойствами — наличием и сохранением кривизны, структурная геометрия принципиально отличается от евклидовой геометрии. В результате она приобретает новые качества, позволяющие строить при расчетах и конструировании на ее основе высокоэффективные адекватные модели для твердых тел, что подтверждено опытом [8]. Недавно в природной среде на уровне наноразмеров (10^{-9}) обнаружены аналоги введенной точки и отрезка прямой [8]. Для точки это фуллерен сферическая молекула углерода (С₆₀), для отрезка прямой — нанотрубка — вытянутый цилиндр с закругленными полусферическими концами. Подобные аналоги дополнительно подтверждают реальность образов структурной геометрии и объективность ее появления как нового знания в развитии науки и его последующего практического применения.

Высказывание великого французского математика и физика А. Пуанкаре [9]: "если бы не было твердых тел в природе, не было бы и геометрии", - имеет непосредственное отношение к структурной геометрии, поскольку она является внутренней геометрией именно твердых тел и выражается в виде вписанных в них структур, которые были найдены в ходе разработки структурной геометрии и состоят из дуг окружностей семейств двух типов: концентрического (с центрами в одной точке) и линейного (с центрами на одной линии — биссектрисе угла, в котором строится структура). При новом подходе в обычном треугольнике, который до сих пор считается простой фигурой (по авторитетному мнению А. Пуанкаре), обнаружены противоположные структуры с разными знаками кривизны.

Встраивание ранее найденной полноценной фигуры угла (см. рис. 1) в треугольник, вместо прежних бестелесных контурных фигур, приводит к появлению в его центре необычной фигуры, которой нет в геометрии Евклида — вогнутого остроугольного треугольника с круговыми очертаниями (сторонами), повернутыми выпуклостью внутрь, в сторону его центра (рис. 3, *a*). В работе [8] подобная фигура была



Рис. 3. Треугольники с центральным антикругом и периферийными круговыми секторами (*a*) и с центральным кругом и периферийными антикруговыми секторами (*б*)



Рис. 4. Схема поворота локомотива на антикруге:

1 — переводная стрелка для внутреннего перехода с одной круговой колеи на другую

найдена в центре телесного квадрата с четырьмя острыми (нулевыми) углами и круговыми вогнутыми очертаниями (сторонами), которая названа *антикругом* ввиду антикруговых качеств и внешней несхожести с кругом. Однако в ней нет полного различия с кругом: стороны антикруга окружности, а значит, те же кривые, что и в круге.

Следовательно, открытые в геометрии при новом подходе антикруги имеют отношение к кругам как антиподы и как аналоги одновременно, т. е. отвечают принципу дополнительности, введенному в науку великим датским физиком Нильсом Бором (1885—1962) для объяснения двойственного поведения (дуализма) элементарных частиц, в частности электрона, наблюдаемого и в виде частицы, и в виде волны. Бор, опираясь на найденный принцип, дал новое расширенное определение этому феномену, раскрыл его природу, чем устранил видимое противоречие. Затем принцип дополнительности нашел применение в других областях [10], где допускались подобный подход к предмету исследования и двойственность его проявления. В данном случае круг и антикруг существуют в каждом треугольнике (и многоугольнике), что показано на рис. 3, *а* и б. Они переходят друг в друга, не

меняя исходной формы и размеров треугольника, но выполняют в нем разные задачи. Круг объединяет секторы антикруга, а антикруг — круговые секторы. Разными являются их поворотные функции: круг (при обходе нормалью) создает поворот нормали на угол 2π в направлении обхода, а антикруг (в треугольнике) — на угол в трех входящих круговых дугах при внутреннем переходе между дугами, равном в сумме π , в направлении, противоположном обходу.

Здесь уместно вспомнить новаторскую в 30-е годы прошлого века идею о применении антикруга ("кругового треугольника") для поворота паровозов вместо применяемого сложного поворотного круга. При смене направления движения (под новый состав) поворот требовался именно на 180° (рис. 4). Так интуиция и здравый смысл могут опережать теорию, что неоднократно наблюдалось на практике, а найденные решения были в ряде случаев успешно реализованы, в их числе и "круговой треугольник".

Структуры, входящие в состав круга и антикруга имеют также противоположную ориентацию. Каждый входящий в антикруг антикруговой сектор состоит из семейства упомянутых дуг окружностей с центрами на биссектрисе его угла. Они вписываются в угол касательно к его сторонам в

отличие от ортогонального направления дуг в круговых секторах (рис. 5). Однако и в круговом, и в антикруговом секторах семейства имеют линейно-переменные радиусы дуг окружностей, которые ортогонально пересекаются: в круговом секторе - прямолинейными радиусами, в антикруговом — семействами ранее неизвестных трактрис, имеющих подобно радиусам окружностей линейно-переменный параметр а, постоянный у обычных трактрис. Новые, более общего вида трактрисы, были найдены в ходе разработки структурной геометрии [2]. Они вместе с семейством линейно-переменных окружностей образуют неизвестную ранее систему взаимно-ортогональных криволинейных координат, подобную известной системе "эллипс — гипербола".

Следующим важным результатом является объединение кругового и антикругового секторов в качественно иную фигуру, получившую название бисектор [2]. Объединение происходит по круговой границе, имеющей равную кривизну, но разную ориентацию (направления), что равносильно ее разным знакам. В результате объединения новая фигура имеет прямолинейные очертания (рис. 6) и скрытую внутри кривизну, сосредоточенную в двух полюсах (р1 и р2) в вершинах углов на продольной оси



Рис. 5. Антикруговой сектор с линейно убывающими радиусами (*a*) и круговой сектор с линейно возрастающими радиусами (б)



Рис. 6. Фигуры бисектора, образованные из кругового и антикругового секторов в вариантах: периферийном (*a*) и центральном (б) и размерная схема бисектора (в) с всегда прямыми углами: $\angle Obc = \angle Odc = \pi/2$

симметрии бисектора. Это позволяет бисектору естественно входить в состав многоугольников. Площадь A_1 кругового сектора (см. рис. 6, *a*) определяется через радиус *R* его круговой границы и значение угла α в радианах: $A_1 = R^2 \alpha$, т. е. выражается через основные понятия геометрии — отрезок и угол.

Площадь антикругового сектора (см. рис. 6, б) выражается в виде разности площадей: прямоугольного треугольника, у которого $h = Rtg\alpha$, и сопряженного с ним кругового сектора: $A_2 = R^2(tg\alpha - \alpha)$. Разность в скобках, часто употребляемая в расчетах, выделена в отдельную функцию inva — инволюту угла. Ее значения приведены в технических справочниках. В итоге площадь антикругового сектора в виде $A_2 = R^2$ invа также выражается через радиус (отрезок) и угловую функцию (угол).

Таким образом, в структурной геометрии остаются вопросы для дальнейших исследований, в частности *трактриса* в обобщенном виде с линейно-переменным параметром *a*, а также в глобальном аспекте, основанном на связи геометрии и физики, которая, по мнению А. Пуанкаре и ряда современных ученых (А. Б. Мигдал, Г. И. Шипов [11] и др.), должна дополнять геометрию, так как у них есть общая основа пространство. Современные взгляды на геометрию и физику согласуются с данным академиком А. Н. Крыловым определением геометрии как "учения о свойствах пространства". В связи с этим структурная геометрия, сочетая в себе элементы геометрии и физики, заслуживает внимания современных исследователей.

За двадцать лет с подачи заявки на открытие структурная геометрия прошла проверку временем и практикой на непротиворечивость. Подтверждены новизна и эффективность ее использования в конструкторской и расчетной практике [2, 8].

В работе [2] впервые упомянут разработанный позже на основе структурной геометрии подход, использующий два последовательных (возрастающих) уровня адекватности при расчете подвижных звеньев в механизмах, проверенный при эксплуатации среднеоборотных транспортных дизелей высокой нагруженности. Подтвердилась эффективность использования структурной геометрии для повышения надежности техники.

Официальное признание структурной геометрии будет способствовать ее широкому применению в качестве альтернативы евклидовой геометрии для сплошных твердых тел с подтвержденной кривизной и структурностью, по определению отсутствующей в евклидовой геометрии. Освоение следует начинать факультативно, в средних школах, колледжах и институтах с математическим уклоном, но с сохранением прикладного направления, например для будущих конструкторов и технологов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Розенталь И. Л.** Механика как геометрия. М.: Наука, 1990. 94 с.

2. Салтыков М. А., Казанская А. М. Основы структурной геометрии твердых тел. Коломна: КМУ ОАО "Коломенский завод", 2007. 408 с.

3. Евклид. Начала. Кн. I—V / Пер. с греч. и комментарии Д. Д. Мордухай-Болтовского при редакц. участии М. Я. Выгодского и И. Н. Веселовского. М.-Л.: Гос. изд-во технико-теор. лит., 1950. 446 с.

4. Философский энциклопедический словарь. М.: ИНФРА, 1998. 576 с.

5. Савелов А. А. Плоские кривые, систематика, свойства и применение / Под ред. А. П. Нордена. М.: Гл. изд-во физ.-мат. лит., 1960. 293 с.

6. Позняк Э. П., Шикин Е. В. Дифференциальная геометрия. Первое знакомство. М.: МГУ, 1990. 384 с.

7. Выгодский М. Я. Справочник по высшей математике. М.: Физмат. 1995. 872 с.

8. Салтыков М. А., Казанская А. М. Структурная геометрия твердых тел: применение в конструкторской практике // Турбины и дизели. 2008. № 5. С. 24—30.

9. Пуанкаре А. О науке: Пер. с франц. М.: Наука, 1983. 560 с.

10. Кузнецов Б. Г. Принцип дополнительности. М.: Наука, 1968. 86 с.

11. Шипов Г. И. Теория физического вакуума. Теория, эксперименты и технологии. М.: Наука, 1996. 450 с. Ю. А. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: medvedev@vlsu.ru

Аналоговый прибор для повышения эффективности идентификации электрогидравлических систем в инфранизкочастотном диапазоне

Разработан прибор для определения логарифмических частотных характеристик электрогидравлических систем в инфранизкочастотном диапазоне.

Ключевые слова: электрогидравлические системы, частотные характеристики, инфранизкочастотный диапазон, аналоговый прибор.

Analog device for determining decibel-log frequency characteristic of hydrelic systems in infralow frequency band was developed.

Keywords: hydrelic systems, frequency characteristic, infralow frequency band, analog device.

Современные методы теории автоматического управления (частотные, графические, машинное моделирование и др.) позволяют исследовать динамику практически любой нелинейной системы. Однако расчетный путь, как правило, приводит к большим погрешностям. Экспериментальные исследования отличаются комплексным применением различных методов, а их результаты имеют практическую ценность только при наличии достоверных данных. Отсутствие промышленного прибора для экспериментального определения частотных характеристик автоматических систем создает определенные трудности. Особенно трудоемко получение логарифмических частотных характеристик.

В связи с этим спроектирован и изготовлен специальный прибор, который позволяет определять логарифмические амплитудные и фазовые частотные характеристики в инфранизкочастотном диапазоне сложных линейных и нелинейных звеньев и систем (например, электрогидравлических систем управления) при наличии значительных шумов [1, 2]. Для определения динамических характеристик с помощью данного прибора используется компенсационный метод измерения.

Основанное на применении компенсационного метода измерительное устройство должно содержать следующие основные узлы: генератор, вырабатывающий одновременно ток двух напряжений, сдвинутых по фазе на 90° и изменяющихся по гармоническому закону; калиброванный фазовращатель; низкочастотные фильтры; электронный коммутатор.

Блок-схема прибора с исследуемой системой приведена на рисунке. Входное гармоническое воздействие подается от низкочастотного генератора *1* гармонических колебаний в измерительный I и компенсационный II блоки. Блок II состоит из калиброванного фазовращателя *5*, калиброванного оттенюатора *6*, регулятора *7* и низкочастотного фильтра *8*, используемого для выделения основной

гармонической составляющей сигнала в случае исследования характеристик нелинейных элементов. Ограничение полосы пропускания частот при визуальном сравнении поступающих через коммутатор 9 сигналов на экране электронного осциллографа 10 необходимо также при наличии шумов в системе. Измерительный блок включает в себя регулятор 2 амплитуды, исследуемую систему 3 и фильтр 4, идентичный фильтру 8.

Низкочастотный генератор гармонических колебаний собран на трех операционных усилителях постоянного тока (УПТ) и представляет собой "электронный маятник".

Стабилизация амплитуды $U_{\rm Tp}$ осуществляется с помощью диодной схемы, ограничивающей сигнал на выходе УПТ 1 на требуемом уровне. Выбор диапазона частоты генерируемого сигнала производится переключением конденсаторов в цепях обратных связей усилителей УПТ 2 и УПТ 3. Перестройка по частоте в пределах одного диапазона осуществляется изменением сопротивлений резисторов и коэффициентов передачи входных делителей напряжения. Генератор позволяет снимать четыре напряжения: ($\pm U_0 \sin \omega t$, $\pm U_0 \cos \omega t$) с постоянной выбранной заранее амплитудой $U_{\rm Tp}$.

Эти сигналы используются в четырехквадрантном калиброванном фазовращателе 5 компенсатора. Кроме того, напряжение $A \sin \omega t$ подается на вход исследуемого устройства (системы) 3 через регулятор амплитуды 2, который выполняет грубую и плавную регулировку затухания изменением сопротивлений резисторов в цепи обратной связи усилителя.

Калиброванный фазовращатель 5 (переключатель квадрантов) инфранизкочастотного диапазона представляет собой потенциометр, на один конец которого подается напряжение $U_1 = U_0 sin\omega t$, а на другой — напряжение $U_2 = U_0 cos\omega t$. Фаза напряжения на выходе фазовращателя пропорциональна углу поворота и снимается с движка делителя относительно "земли". Схема позволяет создать компенсатор с раздельной регулировкой амплитуды и фазы напряжения, причем фазовый сдвиг не зави-



сит от частоты. Переключатель квадрантов 5 применен для расширения пределов регулирования фазы, он коммутирует выходные напряжения генератора $\pm U_0 \sin \omega t$, $\pm U_0 \cos \omega t$ в произвольной комбинации. С помощью переключателя квадрантов удается получить компенсирующие напряжения в любом из четырех квадрантов. Фильтры в обоих блоках собраны на УПТ и имеют передаточную функцию W(s) = 1/(Ts + 1), где *s* — оператор Лапласа. Постоянная времени *T* может изменяться в зависимости от желаемой полосы пропускания фильтров.

Для работы с однолучевым электронным осциллографом 10 (например С1-19) в приборе предусмотрен коммутатор 9 на два входа. Усилители прибора конструктивно расположены на плате с печатным монтажом. Для удобства работы с прибором и облегчения его наладки все прецизионные делители выполнены дискретными. Диапазон частот генератора 0,01÷100 рад/с. Шкала регулятора частоты генератора соответствует $lg\omega$, где $\omega = 2\pi f$ круговая частота, что упрощает построение логарифмических частотных характеристик автоматических систем.

Сопротивления регулятора 2 амплитуды выходного напряжения генератора рассчитаны так, чтобы затухание амплитуды можно было измерять в децибелах.

Питание прибора осуществляется от стандартного стабилизированного выпрямителя.

Определение амплитудной и фазовой логарифмических частотных характеристик заключается в следующем. После подключения к прибору входа и выхода исследуемого устройства и подключения коммутатора к электронному осциллографу устанавливают необходимую частоту генератора и регулируют изображение на экране осциллографа, добиваясь с помощью переключателей фазы и амплитуды выходного напряжения компенсатора полного совпадения сигналов с измерительного I и компенсационного II блоков. Полученные амплитуды (в децибелах) и фазы (в градусах) считывают по лимбам компенсатора.

При наличии на выходе исследуемой системы высокочастотной помехи включают фильтры. Постоянную времени фильтров следует выбрать так, чтобы обеспечить максимальную четкость на экране электронного осциллографа. Погрешность результатов измерений при исследовании линейных систем не превышает $2\div3\%$ и определяется точностью элементов прибора и осциллографического метода сравнения.

Эквивалентные частотные характеристики нелинейных автоматических систем определяют также с применением фильтров для выделения первой гармоники выходного сигнала. Точность отображения на экране электронного осциллографа происходящих процессов в этом случае зависит от вида нелинейности и выбора постоянной времени фильтра. Как правило, нетрудно получить результаты с погрешностью не более ±5 %.

Разработанный прибор позволяет значительно снизить трудоемкость определения логарифмических частотных характеристик электрогидравлических следящих систем.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Медведев Ю. А.** Анализатор передаточных функций электрогидравлических исполнительных механизмов // Тез. III науч.-техн. конф. Калужского филиала МВТУ. Калуга: КФ МВТУ. 1973. С. 88, 89.

2. **Медведев Ю. А.** Аналоговый прибор для повышения эффективности идентификации электрогидравлических систем в инфранизкочастотном диапазоне // Аннотированный библиографический указатель ВИНИТИ РАН "Депонированные научные работы" (№ 537-В2011). 2012. № 2. Б/о 25. 7 с.

УДК 536.5:621.9.08

Н. В. ДАРАСЕЛИЯ, А. А. ПЛУЖНИКОВ, И. В. ШВЕЦОВ, д-р техн. наук (Новгородский ГУ им. Ярослава Мудрого), e-mail: siv-62@mail.ru

Комплексное определение температуры и концентрации газов в газовоздушной среде

Представлен способ непрерывного контроля температурных полей в газовоздушной среде вблизи источников теплового излучения с целью определения оптимальных затрат энергии.

Ключевые слова: прибор, устройство, газовоздушная среда, температура, измерение.

The method of permanent monitoring temperature fields in the gas-air atmosphere nearby of heat emission sources with the object of determining optimum energy consumption was presented.

Keywords: device, widget, gas-air atmosphere, temperature, measuring.

В Новгородском государственном университете разработан способ бесконтактного определения температуры в рамках исследования процессов механической обработки [1]. На основании этого создана методика определения температурных полей в газовоздушной среде вблизи источников теплового излучения для оптимизации затрат энергии и предотвращения перегревов котельных установок или отдельных агрегатов.

В настоящее время для определения температуры используют термодатчики, термопары или оп-

тические пирометры. Последний способ наиболее универсален, но его недостаток — сложность полного учета связей между термодинамической температурой объекта и регистрируемой пирометром тепловой радиацией. Между пирометром и объектом не должно быть препятствий, непрозрачных в рабочей области спектра пирометра. В противном случае в результате уменьшения потока излучений показания пирометра будут занижены. Объект же измерения должен быть непрозрачным в данной области спектра.

Для корректного измерения необходимо, чтобы объект полностью перекрывал поле зрения. Иначе поток теплового излучения, попадающий на приемник (датчик) пирометра от объекта измерения, уменьшится пропорционально сокращению перекрываемой объектом площади и на приемник будет попадать излучение заднего фона (объектов, расположенных за объектом измерения). Кроме того, пирометром можно измерить только температуру поверхности объекта. Для настройки и поверки пирометров необходимо использовать модели абсолютно черного тела с близкой к единице излучательной способностью, которая и должна определяться с высокой точностью [2].

Технически наиболее близок этому способ бесконтактного определения температуры поверхности нагретых тел, при котором съемку объекта проводят в инфракрасном и/или видимом диапазонах спектра излучения. При этом цветное изображение объекта разлагают на три цветовых компоненты красную, зеленую и синюю. Затем преобразуют каждую компоненту в цифровую форму. Цифровые значения компонент сопоставляют с эталонными по температуре в градусах Цельсия в каждом элементе изображения и определяют температуру на поверхности объекта по ближайшим эталонным значениям [3].

Этот способ также имеет недостатки. В частности, много времени требуется на измерение и преобразование сигналов. Схема измерения достаточно сложна, в нее включено большое число устройств: видеокамера, видеоадаптер, эталоны, закаченные в образцы, что снижает точность результатов.

Разработанный способ комплексной оценки состояния газовоздушной среды заключается в том, что в исследуемую зону помещен зонд универсального газоанализатора, определяющего концентрацию газов в газовоздушной среде путем измерения четырех компонент (CO, CH, CO₂, O₂).

Температуру определяют по предварительно эмпирически найденной зависимости от концентрации образующихся газов. Для установления этой зависимости проводят серию измерений для определения температуры зоны газовоздушной среды традиционным способом (с помощью термометра или термопары), а концентрацию газа — газоанализатором. Полученное множество точек или построенный по точкам тренд являются искомой зависимостью концентрации от температуры. После этого установка калибруется для измерения концентрации газовоздушной среды.

Определяющим показателем образования сложной газовой среды является тепловая энергия. Данный способ позволяет осуществлять непрерывный контроль тепловых процессов в исследуемой зоне. При механической обработке происходят химические процессы, связанные с образованием новых соединений. В результате формируется газовоздушная среда, которая согласно работе [4] является информационным носителем любого термического или термодеформационного процессов. По параметрам, характеризующим процесс газообразования, оценивают температуру в исследуемой зоне. Данный способ применим в диапазоне температур, верхняя граница которого согласно проведенным исследованиям в реальных условиях составляет 1200 °C, и отличается высоким быстродействием и малой погрешностью измерений. Быстродействие определяется исключительно техническими возможностями газоанализатора, а погрешность измерений в газовых каналах составляет не более 10÷12 %. Полученный газоанализатором сигнал поступает в компьютер, который рассчитывает температуру, соответствующую концентрации газа.

Ниже представлены полученные экспериментально данные по концентрации СО в соответствии с температурой газовоздушной среды:

Температура в зоне						
резания, °С	370	410	440	480	520	620
Концентрация СО,						
мил ⁻¹	16,7	18,2	19,0	19,6	20,3	20,8

Анализ экспериментальных данных показал, что с увеличением температуры концентрация газов повышается, что свидетельствует о возможности промышленной реализации способа, где в качестве информационной среды используют газы, измерение концентрации которых позволяет определить температуру газовоздушной среды.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Пат. 2398659 Рос. Федерации. Способ бесконтактного определения температуры в зоне резания при механической обработке.

2. Неделько А. Преимущества и недостатки бесконтактного способа определения температуры // НМ-оборудование. 2005. Март. С. 50—53.

3. Сосновский А. Г., Столярова Н. И. Измерение температур. М.: 1970.

4. Швецов И. В. Газоаналитическое отображение процессов механической обработки. Новгород: НовГУ им. Ярослава Мудрого, 2004. 131 с.

Г. И. МАМИТИ, д-р техн. наук, С. Х. ПЛИЕВ, канд. техн. наук (Горский ГАУ, г. Владикавказ), e-mail: avtofak.ggau@yandex.ru

Устойчивость колесного трактора со стабилизацией остова

Впервые получены формулы для расчета статической и динамической устойчивости колесного трактора с качающейся передней осью и стабилизацией остова, позволяющие разработать рекомендации по его эксплуатации. Их можно использовать при проектировании тракторов с заданной устойчивостью к опрокидыванию.

Ключевые слова: колесный трактор, статическая и динамическая поперечная устойчивости, критическая скорость, опрокидывание.

For the first time static and dynamic stability of wheeled tractor having pivoted front axle and framework regulation design formulas were developed. These formulas enable to devise operational guidelines. These expressions can be applied to design tractors having defined stability against turnover.

Keywords: wheeled tractor, static transverse stability and dynamic transverse stability, stall speed, turnover.

Лучшим следует считать более производительный и экономичный трактор, отвечающий требованиям безопасной работы на нем и оказывающий при эксплуатации минимальное негативное воздействие на окружающую среду. Безопасность работы на тракторе обеспечивается, прежде всего, его статической и динамической устойчивостью к опрокидыванию.

Трактор с низким клиренсом отличается от колесного трактора с качающейся передней осью тем, что у него, как и у двухосного автомобиля, ось опрокидывания проходит через центры пятен контакта передней и задней шин одного борта, а у трактора с качающейся рамой — через центр пятна контакта одного из задних колес и ось качания переднего моста. Это значит, что у трактора с низким клиренсом ось опрокидывания находится в опорной плоскости, а у трактора с качающейся рамой в плоскости, пересекающей опорную плоскость под углом, определяемым высотой подвеса качающейся балки переднего моста трактора, его базой и колеей задних колес.

Это отличие стало непреодолимым препятствием к решению проблем статической и динамической устойчивости колесного трактора с качающейся передней осью. Обзор публикаций [1 и др.] показал, что несмотря на предпринимаемые попытки эта проблема не решена до сих пор, а без этого невозможно разработать научно обоснованные рекомендации по эксплуатации в горных условиях колесного трактора с передней качающейся осью и, следовательно, обеспечить безопасную работу.

Расчет колесного трактора с качающейся передней осью на устойчивость включает решение трех

основных задач: динамической устойчивости при движении по горизонтальной поверхности, статической устойчивости на уклоне, динамической устойчивости при движении по косогору.

В отличие от трицикла (трехколесного трактора), вопросы устойчивости которого в последнее время интенсивно разрабатываются [2—6], у рассматриваемого трактора положение оси опрокидывания зависит от самого процесса потери устойчивости: в начале опрокидывания она проходит через центр пятна заднего, наружного по отношению к боковой силе, колеса и центр качания балки переднего моста. После окончания качания балки переднего моста ось опрокидывания пройдет через центры пятен контакта заднего и переднего наружного колес трактора с опорной поверхностью.

Очевидно, что за расчетный режим опрокидывания следует принять режим начала потери устойчивости и, следовательно, осью опрокидывания считать ось, проходящую через центр пятна контакта заднего наружного колеса и центр качания балки переднего моста.

Так как самым трудным движением колесной машины с точки зрения устойчивости является криволинейное движение, рассмотрим поворот трактора с качающейся передней осью на горизонтальной опорной поверхности. В случае бокового увода центр поворота трактора сместится из точки O в точку O' (рис. 1) и расстояние от центра поворота до продольной оси трактора выразится как $R = L/[tg(\theta - \delta_1) + tg\delta_2]$, где $L - 6аза; \theta - средний угол поворота управляемых колес; <math>\delta_1, \delta_2 -$ углы увода переднего и заднего мостов трактора.

При равномерном движении трактора по дуге постоянного радиуса центробежная сила инерции, приложенная в центре *C* масс, $F = m\omega^2 \rho$, где m — масса трактора; ω — угловая скорость трактора на повороте; ρ — радиус вращения центра масс.

С учетом того, что $\omega = V/R$ и $\rho = R/\cos\gamma$, центробежную силу инерции, действующую на трактор, можно выразить как $F = mV^2/R\cos\gamma$, поперечная и продольная составляющие которой:

$$F_y = F \cos \gamma = m V^2 / R;$$

$$F_x = F \sin \gamma = m V^2 tg \gamma / R = F_y tg \gamma.$$
(1)

Здесь V— линейная скорость продольной оси трактора; γ — угол между радиусами R и ρ .

Условие устойчивости трактора к заносу (боковому скольжению) выразится формулой

$$F_{y} \leq (Y_{1}\cos\theta + Y_{2}) = \varphi_{y}(Z_{1}\cos\theta + Z_{2}), \qquad (2)$$



Рис. 1. Схема поворота колесного трактора с качающейся передней осью

где Y_1 , Y_2 и Z_1 , Z_2 – боковые и нормальные реакции дороги на передние и задние колеса трактора; φ_y – коэффициент поперечного сцепления (трения) шин с опорной поверхностью.

Подставив в выражение (2) значения нормальных реакций и поперечной составляющей силы инерции (1), найдем критическую скорость, превышение которой приводит к заносу трактора на повороте: $V_3 = \sqrt{\varphi_y g R(a + b \cos \theta)/L}$, где g — ускорение свободного падения; a, b — расстояния от центра масс до осей переднего и задних колес.

Для трактора с качающейся передней осью при повороте возможно опрокидывание относительно оси, проходящей через центр качания балки переднего моста и центр пятна контакта одного из задних колес (в зависимости от направления поворота), вызванное возникающей при криволинейном движении центробежной силой инерции. Это будет наружное по отношению к центру поворота трактора колесо.

Для расчета устойчивости колесного трактора с качающейся рамой к опрокидыванию используем пространственную расчетную схему (рис. 2) и определим плоскость, в которой действуют составляющие сил, стремящиеся опрокинуть или прижать трактор к поверхности, и плечи их приложения. Силой опрокидывания будет составляющая центробежной силы в нормальной к оси опрокидывания плоскости, а силой, противодействующей опрокидыванию, — составляющая силы тяжести, действующая в той же плоскости.

На рис. 2 обозначено: *G* — сила тяжести; *F_y* — центробежная сила инерции, возникающая при по-

вороте; C — центр масс; a, b, h — расстояния центра масс от осей вращения передних и задних колес и опорной поверхности; h_1 — высота оси качания балки переднего моста; B, L — колея задних колес и база трактора; L = a + b; 1 — центр качания балки переднего моста, расположенный на высоте h_1 от опорной поверхности; 2 — центр пятна контакта заднего, наружного относительно поперечной (боковой) силы, колеса; γ и ν — углы, определяющие положение оси опрокидывания и поперечной к ней плоскости; n_0 и h_0 — плечи приложения составляющих силы тяжести и центробежной силы инерции в поперечной к оси опрокидывания плоскости; $3\div7$ — вспомогательные точки, используемые для определения плеч приложения действующих сил.

Условие недопущения опрокидывания трактора можно записать в виде неравенства моментов

$$F_{v}\cos\gamma/h_{o} \leq G\cos\nu n_{o},$$
 (3)

где углы γ (см. рис. 2, *a*, *в*) и ν (см. рис. 2, *б*) можно найти из выражений: $tg\gamma = B/2L$ и $tg\nu = h_1/L$, а плечи определить по формулам:

$$h_{\rm o} = (h - b {\rm tgv}) {\rm cosv}; \qquad (4)$$

$$n_{\rm o} = [L - (b + h_{\rm o} {\rm sinv})] {\rm sin\gamma}/{\rm cosv}. \qquad (5)$$



Рис. 2. Расчетная схема составляющих действующих сил и плеч их приложения к оси опрокидывания (a), ее виды сбоку (δ) и в плане (s), расчет угла опрокидывания (z)

ISSN 0042-4633. ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ. 2012. № 10

Подставив формулы (1), (4) и (5) в неравенство (3), получим:

$$\frac{mV^2}{R}h_0\cos\gamma \le mgn_0\cos\gamma$$

или

$$\frac{mV^2}{R}\cos\gamma(h-b\mathrm{tgv})\cos\nu \leq mg\cos\nu \times \\ \times [L-(b-h_0\sin\nu)]\sin\gamma/\cos\nu.$$

Отсюда определим критическую скорость начала опрокидывания трактора с качающейся передней осью:

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR\cos\nu}{\cos\gamma}\frac{n_{\rm o}}{h_{\rm o}}},\tag{6}$$

или

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR[L - (b + h_{\rm o}\sin\nu)]tg\gamma}{(h - btg\nu)\cos^2\nu}},$$

где
$$R = L/[tg(\theta - \delta_1) + tg\delta_2]; \delta_1 = \frac{mb}{k_1L} \left(\frac{V^2}{R} + \psi g \sin\theta\right);$$

 $\delta_2 = \frac{ma}{k_2L} \frac{V^2}{R}; h_0 = (h - btgv) \cosv; n_0 = [L - (b + btgv) \cosv]; n_0 = [L - (b + btgv) \cosv];$

+ $h_0 \sin \nu$)]sin $\gamma/\cos \nu$.

Разработанная пространственная расчетная схема (см. рис. 2) позволяет решить и другую важную проблему — определить статическую устойчивость трактора. Предельный статический угол крена, при котором начнется опрокидывание трактора, можно найти из прямоугольного треугольника *C57* (см. рис. 2, *г*):

$$tg\beta_s = \frac{n_o}{h_o} = \frac{\{L - [b + (h - btgv)\cos v \sin v]\}\sin \gamma}{(h - btgv)\cos^2 v}.$$
 (7)

С учетом формулы (7) критическую скорость (6) начала опрокидывания на плоскости можно выразить через предельный статический угол β_s крена:

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR\cos\nu}{\cos\gamma}} tg\beta_s.$$

Полученные формулы позволяют рассчитать статическую и динамическую устойчивость трактора с качающейся передней осью при движении по плоской горизонтальной поверхности. Критерии статической и динамической устойчивости трактора с качающейся передней осью при движении по склону (косогору) будут отличаться, так как у крутосклонного трактора со стабилизацией остова оси вращения колес остаются горизонтальными и, следовательно, геометрические параметры, от которых зависит его устойчивость, будут другими. В этом



Рис. 3. Расчетная схема составляющих действующих сил и плеч их приложения к оси опрокидывания (a), ее виды сбоку (δ), в плане (b) и сзади (c), расчет угла опрокидывания (d)

случае для расчета разработана другая схема (рис. 3). Обозначения те же, что и на рис. 2, только изменившиеся параметры имеют индекс β — угол склона (см. рис. 3, h_{β} , n_{β} , v_{β}). Тогда условие недопущения опрокидывания трактора запишем в виде:

$$F_{\gamma} \cos\gamma h_{\beta} \leq G \cos\nu_{\beta} n_{\beta}, \qquad (8)$$

где углы ү и v_в (см. рис. 3) можно определить из

выражений: tgy = B/2L и tgv_β = $\left(h_1 + \frac{B}{2}$ tg $\beta\right)/L$, а плечи из выражений: $h_\beta = \left[\left(h + \frac{B}{2}$ tg $\beta\right) - b$ tgv_β $\right]$ cosv_β;

 $n_{\beta} = [L - (b + h_{\beta} \sin v_{\beta})] \sin \gamma / \cos v_{\beta}.$

Подставив уравнение (1) в неравенство (8), получим:

$$\begin{split} \frac{mV^2}{R}h_{\beta}\cos\gamma &\leq mgn_{\beta}\cos\nu_{\beta} \quad \text{или} \\ \frac{mV^2}{R}\cos\gamma \Big[\Big(h + \frac{B}{2}\text{tg}\beta\Big) - b\text{tg}\nu_{\beta} \Big]\cos\nu_{\beta} &\leq mg\cos\nu_{\beta} \times \\ &\times [L - (b + h_{\beta}\sin\nu_{\beta})]\sin\gamma/\cos\nu_{\beta}. \end{split}$$

Отсюда определим критическую скорость начала опрокидывания трактора с качающейся передней осью при работе на крутом склоне:

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR\cos\nu_{\beta}}{\cos\gamma}} \frac{n_{\beta}}{h_{\beta}}$$
(9)

или

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR[L - (b + h_{\beta}\sin\nu_{\beta})]tg\gamma}{\left[\left(h + \frac{B}{2}tg\beta\right) - btg\nu_{\beta}\right]\cos^{2}\nu_{\beta}}},$$

где $R = L/[tg(\theta - \delta_1) + tg\delta_2]; \delta_1 = \frac{mb}{k_1L} \left(\frac{V^2}{R} + \psi g \sin \theta\right);$

$$\delta_2 = \frac{ma}{k_2 L} \frac{V^2}{R}; \quad h_\beta = \left[\left(h + \frac{B}{2} tg\beta \right) - b tg v_\beta \right] \cos v_\beta;$$

 $n_{\beta} = [L - (b + h_{\beta} \sin \nu_{\beta})] \sin \gamma / \cos \nu_{\beta}.$

Расчетные схемы, приведенные на рис. 2 и 3, позволяют рассчитать статическую и динамическую устойчивость трактора с качающейся передней осью. Предельный статический угол крена, при котором трактор с качающейся передней осью и стабилизацией остова начнет опрокидываться на склоне, можно найти из прямоугольного треугольника C57 (см. рис. 3, ∂):

$$tg\beta'_{s} = \frac{n_{\beta}}{h_{\beta}} = \frac{\left\{L - \left[b + \left[\left(h + \frac{B}{2}tg\beta\right) - btg\nu_{\beta}\right]\cos\nu_{\beta}\sin\nu_{\beta}\right]\right\}\sin\gamma}{\left[\left(h + \frac{B}{2}tg\beta\right) - btg\nu_{\beta}\right]\cos^{2}\nu_{\beta}}.(10)$$

Формула (10) позволяет обосновать рекомендации по эксплуатации колесного трактора с качающейся передней осью и стабилизацией остова на полях с уклоном.

С учетом формулы (10) критическую скорость (9) начала опрокидывания на склоне можно выразить через предельный статический угол β'_s крена:

$$V_{\rm o} = \sqrt{\frac{gR\cos\nu_{\beta}}{\cos\gamma}} \mathrm{tg}\beta'_{s} \,.$$

Таким образом, полученные формулы позволяют рассчитать критическую и динамическую устойчивость колесного трактора с качающейся передней осью и стабилизацией остова при движении как по плоской горизонтальной поверхности, так и по склону. Рекомендуем из формул (7) и (10) использовать ту, которая дает минимальный результат.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Плиев С. Х. Проблемы устойчивости колесных машин и пути их решения // Изв. ФГОУ ВПО "Горский ГАУ". Т. 48. Ч. 1. Владикавказ, 2011.

2. Устойчивость трехколесного мотоцикла при повороте / Г. И. Мамити, М. С. Льянов, К. Е. Кониев, А. С. Мельников // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 2002. № 3. С. 24, 25. 3. Мамити Г. И. Устойчивость колесных машин с

3. **Мамити Г. И.** Устойчивость колесных машин с эластичными шинами на повороте // Вестник машиностроения. 2007. № 12. С. 25—28.

4. **Мамити Г. И., Плиев С. Х.** Формирование оптимальной устойчивости колесной машины на стадии проектирования // Вестник машиностроения. 2009. № 2. С. 84, 85.

5. **Расчет** критических скоростей трициклов / Г. И. Мамити, А. Е. Гагкуев, С. Х. Плиев, В. Б. Тедеев // Автомобильная промышленность. 2010. № 7. С. 33—35.

УДК 621.671

В. Г. ПЕШКОВ, канд. техн. наук, А. А. ПШЕНИЦЫН, д-р техн. наук, В. С. САМОХИН (Севмашвтуз, г. Северодвинск), e-mail: samokhinvs@yandex.ru

Моделирование течения жидкости в трубопроводных системах и их элементах

Выполнено моделирование течения жидкости через различные дроссельные устройства. Предложены технические решения, позволяющие снизить уровень шума и вибрации при дросселировании рабочих сред.

Ключевые слова: дроссельные устройства, пористые элементы, шум, вибрации, колебания.

Liquid flow through various throttling devices modeling was performed. Technology was suggested permitting to level down noise and vibration at operating environments part-throttling.

Keywords: throttling devices, porous elements, noise, vibrations, fluctuation.

Оборудование и трубопроводы энергетических установок являются источниками вибраций и шума при эксплуатации. Интенсивная и продолжительная вибрация сокращает срок службы деталей и нарушает их соединения. Поэтому проектировщики принимают меры для снижения уровня вибраций. Средства снижения вибрации, применяемые после окончания общего проектирования систем, во многих случаях лишь частично решают поставленную задачу и требуют больших затрат. Более эффективно и менее затратно, если уделять внимание этим вопросам еще на ранних стадиях проектирования. В борьбе с шумом и вибрацией клапанов накоплен определенный опыт. Например, выпускаются малошумные клапаны, в которых уровень шума снижается путем деления перепада давления на ряд последовательных ступеней или применением пористых или перфорированных элементов [1]. Такие клапаны способствуют снижению шума, но имеют высокую стоимость и большие размеры, так как усложняется конструкция. Кроме того, необходимо учитывать условия, при которых применение этих клапанов будет эффективным.

С целью снижения виброактивности трубопроводных систем и шумообразования при дросселировании рабочих сред исследовали их течение в пористых структурах. Были проведены сравнительные испытания акустических свойств дроссельной шайбы и пористого упругодемпфирующего элемента (УДЭ) из прессованной проволоки [2]. Элемент подбирали таким образом, чтобы перепад давления на нем был равен перепаду давления на дроссельной шайбе в сходных условиях. Все исследования проводили компьютерным моделированием в среде Solid Works COSMOS FloWorks [3]. На первом этапе была разработана трехмерная модель устройства для дросселирования потока и выполнена компьютерная продувка. Полученные результаты (рис. 1, см. обложку) показали, что распределение скоростей после УДЭ стало заметно равномернее, чем после дроссельной шайбы; отсутствуют отрывы потока, вызывающие вихри, приводящие к усилению пульсаций давления. В УДЭ прохождение жидкости через систему пор проволочного дроссельного элемента приводит к рассеянию энергии, благодаря чему снижается энергия образующейся звуковой волны.

Таким образом, чтобы получить равномерное распределение скоростей и снизить уровень гидродинамического шума при дросселировании, целесообразно применять пористые демпфирующие элементы из прессованной проволоки. Подобное малошумное дроссельное устройство было применено в целях модернизации судового проходного клапана [4]. Известно, что любой запорный клапан при открытии/закрытии проходит положение малого открытия, при котором возбуждаются колебания тарелки клапана под действием потока среды, в результате чего возможны удары тарелки о седло, что ведет к повышению виброактивности клапана. Как показано в работе [4], при малом открытии клапана взаимодействие тарелки и потока носит неустойчивый характер. Необходимо отметить, что результаты анализа устойчивости качественно зависят от характерного параметра исследуемой системы — в нашем случае зазора между тарелкой и седлом. Таким образом, в неустойчивой системе виброударные колебания будут происходить до тех пор, пока тарелка не поднимется на величину, превышающую критическую. Отметим, что полученный критический зазор соизмерим с зазором в паре "тарелка—шпиндель".

Для оценки динамических характеристик упругих элементов узла "седло—тарелка—шток" запишем дифференциальное уравнение движения [5]:

$$m\frac{\partial^2 z}{\partial t^2} = -R - F$$
, где m — масса тарелки; z — ко-

лебательное смещение; $R = \eta \frac{\partial z}{\partial t}$ — сила трения;

$$F = p \frac{\pi d^2}{4} \left[\left(\frac{y}{y-z} \right)^2 - 1 \right]$$
 w $F = p \frac{\pi d^2}{4} \left[\left(\frac{y}{y-z} \right)^2 - 1 \right] + kz - kz - kz$

восстанавливающие силы для узла соответственно без УДЭ и с УДЭ; *у* — величина открытия клапана; *k* — жесткость УДЭ.

Реализация предлагаемого решения показана на рис. 2 (см. обложку). Тарелка клапана изолирована от седла и штока упругодемпфирующими кольцами из прессованной проволоки, которые не только выполняют функцию виброизолятора, но и являются дросселирующим устройством. Особенностью конструкции является то, что она работает только до тех пор, пока тарелка находится в непосредственной близости от седла. При открытии клапана на величину, превышающую выступ кольца, последний уже не создает гидравлического сопротивления потоку.

Предлагаемая конструкция может быть оптимизирована для конкретной гидравлической системы путем изготовления виброизолирующего и дросселирующего кольца, имеющего необходимые плотность и жесткость.

Влияние УДЭ на течение сред исследовали на модели стандартного проходного клапана с $D_{\rm v} = 50$. Для исследования построили виртуальную твердотельную модель клапана в среде Solid Works COSMOS FloWorks. Задавали материал и шероховатость поверхности стенки, а УДЭ представили в виде пористой среды. Был выбран внутренний тип задачи и заданы начальные и конечные граничные условия на внутренних гранях входного и выходного сечений. Также были заданы теплофизические параметры среды: плотность, удельная теплоемкость, коэффициент динамической вязкости, коэффициент теплопроводности. Все расчеты проводили при одних и тех же граничных условиях: линейная скорость рабочей среды на входе — 3 м/с, статическое давление на выходе — 1 кгс/см². В разных вариантах расчета меняли положение тарелки по высоте подъема над седлом и угол поворота относительно горизонтальной плоскости в продольном и поперечном направлениях. Результаты компьютерного моделирования в виде траекторий движения потока, распределения давления и скорости приведены на рис. 1 и 2 (см. обложку). Зависимости возмущающих моментов, создаваемых потоком рабочей среды и действующих на тарелку, от угла ее установки показаны на рис. 3.

Из рис. 3, *а* видно, что при увеличении угла поворота момент возрастает, причем знаки углов и моментов совпадают, т. е. движение жидкости через клапан стремится вывести тарелку из устойчивого положения. Зависимость несимметрична относительно начала координат, так как в продольном сечении поток закручивается прогибом входного патрубка. На рис. 3, δ показан аналогичный результат, но зависимость симметрична, так как клапан в рассматриваемом сечении симметричен. Зависимости имеют максимумы и минимумы, причиной которых являются вихри, возникающие в потоке жидкости. На формирование вихрей в данном случае влияет близость стенок корпуса.

Рассмотрим изменение возмущающих сил потока в зависимости от высоты подъема тарелки над седлом (рис. 4). Видно, что усилия на тарелке существенно возрастают именно при малом открытии клапана. Следует отметить, что силы, действующие на модифицированный клапан, больше



Рис. 3. Зависимости момента силы, действующего на тарелку, от угла поворота в продольном (*a*) и поперечном (δ) сечениях



Рис. 4. Зависимости усилия на тарелке от высоты ее подъема над седлом для модифицированного (1) и стандартного (2) клапанов

сил, действующих на стандартный клапан, так как заметное влияние на течение воды УДЭ оказывает при малых открытиях клапана, создавая дополнительное гидравлическое сопротивление. При этом установка УДЭ обеспечивает более равномерный перепад давления по периметру тарелки, что, с одной стороны, уменьшает неравномерность силового воздействия потока на нее, а с другой, обеспечивает восстанавливающую силу, повышающую устойчивость системы.

Таким образом, подбирая элементы с необходимой жесткостью и пористостью, можно получить систему, в которой исключаются или в значительной степени уменьшаются процессы шумообразования, вызываемого ударами тарелки о седло и дросселированием потока в узкой щели. По сравнению с традиционными малошумными клапанами (со ступенчатым дросселированием) использование УДЭ снижает себестоимость изготовления, не увеличивает габаритные размеры и массу, снижает виброакустическую активность непосредственно самого источника.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Контроль шума в промышленности: Пер. с англ. / Под ред. Дж. Д. Вебба. Л.: Судостроение, 1981. 312 с.

2. **Лесняк А. Н., Пшеницын А. А.** Исследование нелинейности амортизаторов при статической и динамической нагрузке // Судостроение. 2005. № 2. С. 45—47.

3. Solid Works 2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике / А. А. Алямовский, А. А. Собачкин, Е. В. Одинцов и др. СПб.: БХВ-Петербург, 2008. 1040 с.

4. Пешков В. Г., Пшеницын А. А. Снижение активности виброударной системы путем применения дросселирующего и демпфирующего элемента // Судостроение. 2007. № 6. С. 50—52.

5. Пановко Я. Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. Л.: Машиностроение, 1976.

И. В. АНТОНЕЦ, д-р техн. наук, А. П. ТЕРЕШЕНОК (Ульяновский ГТУ), e-mail: Tweed.di@gmail.com

Анализ статических характеристик упругих чувствительных элементов весоизмерительных устройств

Предложен новый метод расчета деформации и чувствительности кольцевых элементов сило- и весоизмерительных устройств, а также статических характеристик одиночных колец и систем кольцевых элементов.

Ключевые слова: измерительное устройство, упругие кольцевые элементы, деформация, статические характеристики.

New deformation and response of ring cells of force measurement systems and weight measuring devices, and also of static characteristics of single rings and ring elements systems design method was suggested.

Keywords: measuring device, elastic ring elements, deformation, static characteristics.

Статические характеристики кольцевых упругих чувствительных элементов (УЧЭ), используемых в сило- и весоизмерительных устройствах, следует определять как функцию преобразования (ФП) их основных геометрических параметров и свойств материала [1]. Наиболее логично выбрать в качестве основных геометрических параметров УЧЭ высоту *b*, толщину *h*, средний радиус *R*, конструктивный угол α прилива (рис. 1), а в качестве свойств материала — модуль упругости *E* первого рода (модуль Юнга).

Необходимо отметить, что на геометрические параметры, от которых в большой степени зависят характеристики УЧЭ, влияет технология их изготовления, причем не только точность обработки, но и конфигурация формообразующего инструмента. Выбор инструмента позволяет увеличить число возможных геометрических параметров, наиболее влияющих на характеристики УЧЭ. Это усложняет задачу выбора, но делает ее более осмысленной.

Таким образом, в общем виде чувствительность УЧЭ можно выразить как функцию параметров: $S = f(b, h, R, \alpha, E)$. Средний радиус УЧЭ: $R = (R_{\text{внш}} - R_{\text{вн}})/2$, где $R_{\text{внш}}$ и $R_{\text{вн}}$ — внешний и внутренний радиусы УЧЭ, мм.

Для определения конструктивного угла α прилива обратимся к рис. 2, на котором изображена поверхность сопряжения основного сечения кольца с приливом. Она должна представлять дугу окружности, так как в этом случае, во-первых, происходит усиление опасного сечения без образования дополнительных концентраторов напряжений в виде резкого изменения радиуса кривизны поверхности, а, во-вторых, упрощается изготовление УЧЭ при использовании концевой фрезы. Обработка УЧЭ с внутренними приливами при заданном уровне качества наиболее эффективна на современных фрезерных обрабатывающих центрах концевыми фрезами, выбор диаметра которых влияет как на характеристики УЧЭ, так и на стоимость обработки.

По мере увеличения угла α площадь рассматриваемого сечения УЧЭ остается неизменной до точки *A*, в промежутке между точками *A* и *C* она увеличивается незначительно, а затем происходит резкое увеличение площади. Одновременно увеличиваются и моменты инерции сечения относительно всех осей, а также смещение нейтрального слоя, что приводит к практически скачкообразному изменению упругих свойств тела. В связи с этим представляется наиболее рациональным опреде-



Рис. 1. Геометрические параметры кольцевого УЧЭ



Рис. 2. Схема для определения конструктивного угла α прилива кольцевого УЧЭ



Рис. 3. Расчетная схема для УЧЭ с приливами

лять конструктивный угол прилива как угол, образованный следом горизонтальной плоскости симметрии УЧЭ в данной проекции и отрезком *OC*. Точка *C* располагается на переходном участке прилива и является наиболее удаленной от горизонтальной плоскости симметрии УЧЭ, а точка *O* — на пересечении следов горизонтальной и вертикальной плоскостей симметрии УЧЭ.

Таким образом, конструктивный угол прилива можно выразить через величины среднего радиуса УЧЭ, ширины прилива и радиуса кривизны переходной поверхности к приливу. Из треугольника OO_1Q определяем:

$$OQ = \sqrt{OO_1^2 - QO_1^2} = \sqrt{\left(R - \frac{h}{2} - r\right)^2 - \left(\frac{H}{2} + r\right)^2} = \sqrt{R^2 - Rh + \frac{h^2}{4} - 2Rr + hr - \frac{H^2}{4} - Hr}.$$

Из треугольника ОСВ определяем:

$$\alpha = \arcsin \frac{BC}{OB} = \arcsin \frac{BC}{OQ + QB}.$$

Окончательно угол α определяем по выражению:

$$\alpha = \arcsin \frac{H/2 + r}{\sqrt{R^2 - Rh + h^2/4 - 2Rr + hr - H^2/4 - Hr}}.$$

Выражение для определения чувствительности кольцевого УЧЭ без приливов было получено в работах [2, 3]. В предлагаемой работе определена чувствительность кольцевого УЧЭ с приливами.

С учетом того, что площадь сечения прилива намного больше площади сечения кольца, будем считать прилив недеформирующимся при приложении к УЧЭ нагрузки, что позволяет рассматривать деформацию кольца как совокупную деформацию двух криволинейных стержней большой кривизны (R/h > 5), закрепленных на приливах. Расчетная схема представлена на рис. 3, где жесткое закрепление заменено силой реакции опоры, равной приложенной нагрузке *P*.

Для определения перемещения вертикальных полюсов УЧЭ воспользуемся теоремой Кастилиано [4], согласно которой формула потенциальной энергии деформации системы имеет вид: $U = U_M + U_N + U_Q$, где U— потенциальная энергия деформации системы от действия силы P, Дж; U_M , U_N , U_Q — потенциальная энергия деформации системы от действия крутящего момента M, нормальной N и тангенциальной Q сил, Дж.

Для стержней большой кривизны деформацией от действия сил N и Q, возникающих при нагружении системы силой P, можно пренебречь, тогда вся деформация системы будет обусловлена действием момента M от силы P. В этом случае потенциальная энергия деформации системы

$$U = U_M = \int_0^s \frac{M^2 \mathrm{d}s}{2EJ_z}$$

где M — момент от действия силы P, $H \cdot M$; s — длина стержня, измеренная на среднем радиусе, мм; E — модуль упругости первого рода, Па; J_z — момент инерции сечения стержня, кг · м².

Представленная на рис. 3 система является трижды статически неопределимой. Для раскрытия статической неопределимости рассмотрим четвертую часть УЧЭ при условии жесткого закрепления со стороны прилива и действии силы P/2 и момента M_0 с другой стороны (рис. 4). Исходя из симметрии кольца, можно заключить, что при растяжении системы сечение 1—1 не будет иметь углового поворота. Следовательно, согласно теореме Кастилиано:

$$\partial U/\partial M = 0. \tag{1}$$

Далее определяем момент в любом сечении под углом ϕ :

$$M = M_0 - PR/2(1 - \cos\varphi).$$
 (2)



Рис. 4. Расчетная схема для раскрытия статической неопределимости системы

При $\varphi = 0$ имеем $M = M_0$. Следовательно, $dM = dM_0$ и $dM/dM_0 = 1$.

Пользуясь зависимостью (1), находим:

$$0 = \frac{\partial U}{\partial M} = \frac{\mathrm{d}U_M}{\mathrm{d}M_0} = \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}M_0} \int_0^s \frac{M^2 \mathrm{d}s}{2EJ_z} =$$
$$= \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}M_0} \int_0^\alpha \frac{M^2 R \mathrm{d}\varphi}{2EJ_z}.$$
(3)

Переходя к полярным координатам и упрощая выражение (3), получаем:

$$\alpha M_0 - \frac{\alpha PR}{2} + \frac{PR}{2}\sin\alpha = 0,$$

откуда $M_0 = \frac{PR(\alpha - \sin\alpha)}{\alpha}.$

Тогда согласно уравнению (2) получаем:

$$M_0 = PR(\alpha - \sin\alpha)/\alpha - PR/2(1 - \cos\varphi).$$
(4)

Согласно расчетной схеме на рис. 3 запишем выражение полной энергии деформации системы:

$$U_{M} = \int_{0}^{s} \frac{M^{2} ds}{2EJ_{z}} = 4 \int_{0}^{\alpha} \frac{M^{2} R d\phi}{2EJ_{z}}.$$
 (5)

Используя зависимость (5), получаем выражение для перемещения вертикальных полюсов УЧЭ:

$$\delta = \frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}P} = \frac{4}{EJ_z} \int_0^\alpha M \frac{\mathrm{d}M}{\mathrm{d}P} R \mathrm{d}\varphi.$$
(6)

Упростим выражение (6) и с учетом равенства (4) получим уравнение перемещения вертикальных полюсов УЧЭ с приливами:

$$\delta = \frac{PR^3}{2\alpha EJ_z} \left(\alpha^2 + \frac{\alpha}{2} \sin 2\alpha - 2\sin^2 \alpha \right).$$
(7)

Исключив из выражения (7) силу *P*, определим чувствительность УЧЭ с приливами:

$$S = \frac{R^3}{2\alpha E J_z} \left(\alpha^2 + \frac{\alpha}{2} \sin 2\alpha - 2\sin^2 \alpha \right).$$
(8)

Для подтверждения результата решим поставленную задачу также с помощью интеграла Мора, раскрыв статическую неопределимость системы методом сил. Используя интеграл Мора, перемещение точки криволинейного стержня можно получить как результат перемножения эпюр моментов от действия заданной силы и единичного силового фактора [2].



Рис. 5. Расчетная схема для раскрытия статической неопределимости при решении задачи с помощью интеграла Мора

Для расчетной схемы на рис. 3 перемещения вертикальных полюсов УЧЭ можно определить по формуле:

$$\delta = 2 \int_{0}^{\alpha} \frac{MM_1}{EJ_z} R d\phi, \qquad (9)$$

где M_1 — момент от действия единичного силового фактора; M — момент от действия заданных сил, который при данной постановке задачи неизвестен.

Чтобы найти момент M, раскроем статическую неопределимость расчетной схемы на рис. 3, для чего разделим систему пополам по горизонтальной плоскости симметрии и к концам половины кольца приложим реакции P/2 и моменты M_0 . Результат эквивалентного преобразования представлен на рис. 5. В соответствии с полученной схемой определим момент

$$M = M_P - M_0, \tag{10}$$

где M_P — момент, соответствующий моменту от действия заданной силы для исходной расчетной схемы на рис. 3.

Каноническое уравнение метода сил для момента M_0 запишем в виде:

$$M_0 = -\frac{\delta_{1P}}{\delta_{11}},\tag{11}$$

где δ_{1P} и δ_{11} — деформации от действия силы P и единичного силового фактора, которые определяем по формулам:

$$\delta_{1P} = \int_{0}^{\alpha} \frac{M_P M_1}{E J_z} R \mathrm{d}\varphi; \qquad (12)$$

$$\delta_{11} = \int_{0}^{\alpha} \frac{M_1^2}{EJ_z} R \mathrm{d}\varphi.$$
 (13)

Момент от действия силы *P* в любом сечении с угловой координатой φ определяем по формуле

$$M_P = PR/2(1 - \cos\varphi). \tag{14}$$

ISSN 0042-4633. ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ. 2012. № 10

Момент от действия единичного силового фактора

$$M_1 = -1.$$
 (15)

Подставив зависимости (14) и (15) в выражения (12) и (13), получим:

$$\delta_{1P} = \int_{0}^{\alpha} \frac{M_P M_1}{EJ_z} R d\phi = \int_{0}^{\alpha} \frac{\frac{PR}{2} (1 - \cos \phi)(-1)}{EJ_z} R d\phi =$$
$$= \frac{PR^2 (\sin \alpha - \alpha)}{2EJ_z}; \qquad (16)$$

$$\delta_{11} = \int_{0}^{\alpha} \frac{M_1^2}{EJ_z} R \mathrm{d}\varphi = \frac{\alpha R}{EJ_z}.$$
 (17)

Подставив зависимости (16) и (17) в уравнение (11), получим:

$$M_0 = PR(\alpha - \sin\alpha)/2\alpha. \tag{18}$$

Используя выражения (18) и (10), определим момент от действия силы P для исходной расчетной схемы на рис. 3:

$$M = M_P - M_0 = PR/2(1 - \cos\varphi) - PR(\alpha - \sin\alpha)/\alpha = PR(-\alpha \cos\varphi - \sin\alpha)/2\alpha.$$
 (19)

Затем определим момент от действия единичного силового фактора для расчетной схемы на рис. 3:

$$M_1 = 1R(1 - \cos\varphi),$$
 (20)

и получим перемещение вертикальных полюсов УЧЭ в соответствии с формулой (9):

$$\delta = 2 \int_{0}^{\alpha} \frac{MM_{1}}{EJ_{z}} R d\varphi =$$

$$= 2 \int_{0}^{\alpha} \frac{PR(-\alpha \cos\varphi - \sin\alpha)}{2\alpha} R(1 - \cos\varphi)}{EJ_{z}} R d\varphi. \quad (21)$$

Подставив выражения (19) и (20) в равенство (21), получим функцию преобразования УЧЭ с приливами:

$$\delta = \frac{PR^3}{2\alpha EJ_z} \left(\alpha^2 + \frac{\alpha}{2} \sin 2\alpha - 2\sin^2 \alpha \right), \qquad (22)$$

которая полностью совпадает с формулой (7).

Выражения (7) и (8) значительно проще аналогичных зависимостей работ [1, 2].

В частном случае при $\alpha = 90^{\circ}$ УЧЭ принимает форму кольца без приливов, при этом зависимости принимают вид обращений:

$$\delta = 0,149 \frac{PR^3}{EJ_z}; \quad S = 0,149 \frac{R^3}{EJ_z},$$



Рис. 6. Геометрические параметры системы кольцевых УЧЭ



Рис. 7. Расчетная схема системы кольцевых УЧЭ

которые полностью совпадают с аналогичными зависимостями работы [3].

Функцию преобразования системы кольцевых УЧЭ [геометрические параметры (рис. 6) и расчетная схема (рис. 7)] можно найти на основании полученных выражений, если рассматривать ее как систему параллельно соединенных пружин различной жесткости, но при этом используя вместо жесткости более подходящую для нашего случая характеристику — чувствительность.

При последовательной работе кольцевых УЧЭ функция преобразования имеет вид системы уравнений, каждое из которых будет соответствовать определенной фазе работы системы кольцевых УЧЭ, а при параллельной работе кольцевых УЧЭ — одного уравнения.

При последовательной работе кольцевых УЧЭ уравнение, соответствующее фазе работы внутреннего кольцевого УЧЭ, не будет отличаться от зависимости (7). При параллельной работе УЧЭ уравнение второй фазы работы системы будет:

$$\delta = \left(\frac{S_1 S_2}{S_1 + S_2}\right) P.$$

ISSN 0042-4633. ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ. 2012. № 10

Максимальную деформацию внутреннего кольца в первой фазе работы можно рассчитать по схеме на рис. 7: $\delta_{1\text{max}} = H_{\Pi 2} - (R_1 + h_1) - h_{\text{тех}}$, где $h_{\text{тех}}$ — расстояние, зависящее от состояния поверхностей сопряжения, а также способа соединения кольцевых УЧЭ в систему; $H_{\Pi 2}$ — расстояние между поверхностями прилива внешнего УЧЭ.

Максимальная деформация внутреннего кольцевого УЧЭ в системе до фазы совместной работы соответствует определенному силовому воздействию:

$$P_{\max} = \delta_{1\max} / \left(\frac{S_1 S_2}{S_1 + S_2} \right).$$

Тогда уравнение второй фазы работы системы кольцевых УЧЭ можно представить в виде:

$$\delta = \left(\frac{S_1 S_2}{S_1 + S_2}\right)(P - P_{\text{max}}) + \delta_{1\text{max}}.$$
 (23)

Подставив параметры системы УЧЭ (см. рис. 7) для каждого кольца в уравнение (7) и затем в уравнение (23), окончательно получим ФП для системы кольцевых УЧЭ из двух колец с приливами при последовательном их вступлении в работу:

$$\delta = \left\{ \begin{cases} \frac{PR_{1}^{3}}{2\alpha_{1}E_{1}J_{z1}} \left(\alpha_{1}^{2} + \frac{\alpha_{1}}{2}\sin 2\alpha_{1} - 2\sin^{2}\alpha_{1}\right) & \text{при } P < P_{\text{max}}; \\ \frac{R_{1}^{3}}{2\alpha_{1}E_{1}J_{z1}} \left(\alpha_{1}^{2} + \frac{\alpha_{1}}{2}\sin 2\alpha_{1} - 2\sin^{2}\alpha_{1}\right) \times \\ \frac{R_{1}^{3}}{2\alpha_{1}E_{1}J_{z1}} \left(\alpha_{1}^{2} + \frac{\alpha_{1}}{2}\sin 2\alpha_{1} - 2\sin^{2}\alpha_{1}\right) + \\ \frac{\times \frac{R_{2}^{3}}{2\alpha_{2}E_{2}J_{z2}} \left(\alpha_{2}^{2} + \frac{\alpha_{2}}{2}\sin 2\alpha_{2} - 2\sin^{2}\alpha_{2}\right) \\ + \frac{R_{2}^{3}}{2\alpha_{2}E_{2}J_{z2}} \left(\alpha_{2}^{2} + \frac{\alpha_{2}}{2}\sin 2\alpha_{2} - 2\sin^{2}\alpha_{2}\right) \\ \times (P - P_{\text{max}}) + \delta_{1\text{max}} & \text{при } P \ge P_{\text{max}}. \end{cases} \right\}$$

При одновременном вступлении в работу всех УЧЭ системы имеем $\delta_{1\text{max}} = 0$, следовательно, $P_{\text{max}} = 0$ и деформацию системы можно описать выражением, полученным из системы (24):

$$\delta = \left[\frac{\frac{R_1^3}{2\alpha_1 E_1 J_{z1}} \left(\alpha_1^2 + \frac{\alpha_1}{2} \sin 2\alpha_1 - 2\sin^2 \alpha_1 \right) \times}{\frac{R_1^3}{2\alpha_1 E_1 J_{z1}} \left(\alpha_1^2 + \frac{\alpha_1}{2} \sin 2\alpha_1 - 2\sin^2 \alpha_1 \right) +} \right. \\ \left. \rightarrow \frac{\times \frac{R_2^3}{2\alpha_2 E_2 J_{z2}} \left(\alpha_2^2 + \frac{\alpha_2}{2} \sin 2\alpha_2 - 2\sin^2 \alpha_2 \right)}{\frac{R_2^3}{2\alpha_2 E_2 J_{z2}} \left(\alpha_2^2 + \frac{\alpha_2}{2} \sin 2\alpha_2 - 2\sin^2 \alpha_2 \right)} \right] P.$$

Сравнение результатов проведенного авторами натурного эксперимента и теоретического расчета статических характеристик по полученным в статье выражениям показало, что для одиночных кольцевых УЧЭ погрешность расчета не превышает 12,2 %, а для системы кольцевых УЧЭ — 14,8 %. Установленная погрешность позволяет сделать вывод об адекватности деформации кольцевых УЧЭ, рассчитанных по приведенным в статье формулам, и деформации реальных кольцевых УЧЭ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Антонец И. В., Табаков В. П., Финогенов Д. Э. Весоизмерительные устройства с кольцевым упругим элементом и вторичным фотодатчиком // Сборка в машиностроении и приборостроении. 2006. № 12. С. 21–25.

2. Проектирование датчиков для измерения механических величин / Под ред. Н. П. Осадчего. М.: Машиностроение, 1979. 147 с.

3. Тихонов А. И., Кулагин Л. И. Функция преобразования кольцевых упругих элементов // Обработка информации в автоматических системах. Рязань: Рязанский радиотехнический институт, 1977. 286 с.

4. Беляев Н. М. Сопротивление материалов. М.: Наука, 1965. 856 с.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" –	_	индекс 70120;
"Пресса России" -	_	индекс 27841;
"Почта России" -	_	индекс 60264 .

Л. Т. РАЕВСКАЯ, канд. физ.-мат. наук, А. В. ШВЕЦ, канд. техн. наук, Ф. Ф. ДАХИЕВ (Уральский государственный лесотехнический университет, г. Екатеринбург), e-mail: raevskaya@usfeu.ru.

Исследование линейных и угловых скоростей звеньев манипулятора

Аналитически определены линейные и угловые характеристики точек и звеньев манипуляторов в зависимости от времени для общего случая движения. Ключевые слова: математическая модель, манипулятор, скорость точки подвеса захвата, угловая скорость, уравнение движения.

For general case of movement as applied to linear and angular characteristics of manipulator sites and links time laws were analytically defined.

Keywords: mathematical model, manipulator, grip support velocity, angular rate, motion equation.

Манипуляторы широко используются в горнодобывающей, лесной, строительной и других отраслях промышленности. Повышение их надежности и долговечности, а также разработка новых высокоэффективных машин требуют проведения фундаментальных исследований с использованием математического моделирования и современных численных методов, результаты которых используют уже на стадии проектирования, что позволяет добиться повышения технических, экологических, эргономических и других показателей. Улучшение показателей качества повышает конкурентоспособность.

В лесной отрасли машины, оснащенные манипулятором, применяют при заготовке и вывозке древесины, на линиях раскряжевки и сортировки, при погрузке, выгрузке, подаче в деревообрабатывающие цехи. На стадии проектирования важную роль играют кинематические характеристики. Например, зная ускорения отдельных точек и звеньев манипулятора, можно определить силы инерции и моменты сил инерции и оценить динамические нагрузки. Ранее авторами¹ был ис-

¹ Добрачев А. А., Раевская Л. Т., Швец А. В. Исследование кинематики работы звеньев манипулятора в обобщенном виде // Лесной вестник. 2008. № 3(60). С. 118—122.

следован манипулятор с целью определения закона движения точки подвеса захвата манипулятора. Но в этом случае ограничились перемещением стрелы и рукояти только в вертикальной плоскости — плоскости подъема и опускания груза, хотя и при сочетании разных совместных движений звеньев.

Учет вращения стойки манипулятора в горизонтальной плоскости усложняет задачу, но обеспечивает более полное исследование. В данной работе поставлена задача определения линейных и угловых характеристик точек и звеньев манипулятора в зависимости от времени для общего случая движения. Переход от технического объекта к расчетной схеме дан на рис. 1 (не показаны гидроцилиндры, стойка и непринципиальные для исследования кинематики звенья).

Вращения стойки и стрелы относительно стойки обеспечивает



Рис. 1. Расчетная схема механизма манипулятора

сферический шарнир в точке *О*. Плоскость, в которой расположены стрела и рукоять, поворачивается вокруг оси *Z* благодаря этому шарниру. На основании расчетной схемы построена математическая модель, которая исследована с использованием программного комплекса MAPLE 9.5.

В качестве первого шага исследования составляются уравнения движения точки подвеса груза в координатной форме. Для этого предпочтительнее использовать векторную модель механизма манипулятора. Запишем уравнение векторного контура *OAB* (см. рис. 1):

$$\vec{l}_1 + \vec{l}_2 - \vec{r}_B = 0, \qquad (1)$$

где \vec{r}_B — радиус-вектор точки подвеса груза.

Положение звеньев в пространстве задается угловыми координатами $\phi_1 \div \phi_3$, которые откладываются от оси X и линии *ОВ'* в направлении против хода часовой стрелки. Координаты точки $B - X_B$, Y_B , Z_B , являются основными, так как через них можно определить главные перемещения точки В при работе манипулятора. На расчетной схеме принято: О — точка крепления стрелы к стойке, начало отсчета; А — одноподвижная вращательная пара, соединяющая стрелу и рукоять. Шарниры стрелы и рукояти образуют одноподвижные вращательные пары. В самом общем случае, который реализуется, например, в кинематических схемах промышленных роботовманипуляторов, есть еще две поступательные пары, обеспечивающие изменение длин l₁ и l₂. Однако в манипуляторах для лесной отрасли чаще всего длина l_1 стрелы — постоянна. Добавим поступательную пару, которая обеспечивает изменение длины *l*₂. Проецируя соотношение (1) на координатные оси, получим уравнения для расчета функции положения механизма:

$$\begin{array}{c} (l_{1}\cos\varphi_{1}+l_{2}\cos\varphi_{2})\cos\varphi_{3}-\\ -X_{B} = 0;\\ (l_{1}\cos\varphi_{1}+l_{2}\cos\varphi_{2})\sin\varphi_{3}-\\ -Y_{B} = 0;\\ l_{1}\sin\varphi_{1}+l_{2}\sin\varphi_{2}-Z_{B} = 0. \end{array} \right\}$$
(2)

Если заданы длины l_1 , l_2 и углы φ_1 , φ_2 , φ_3 , то по уравнениям (2) можно определить координаты X_B , Y_B , Z_B в зависимости от времени. Если заданы координаты X_B , Y_B , Z_B и длины l_1 , l_2 , то по ним вычисляют углы, задающие положение механизма: φ_1 , φ_2 , φ_3 и т. д.

Систему уравнений (2) продифференцируем по времени t(при условии $l_1 = \text{const}$) и запишем уравнения, по которым можно рассчитать функции скоростей механизма:

$$(-l_{1}\sin\varphi_{1}\varphi_{1}' + l_{2}'\cos\varphi_{2} - l_{2}\sin\varphi_{2}\varphi_{2}')\cos\varphi_{3} - (l_{1}\cos\varphi_{1} + l_{2}\cos\varphi_{2})\sin\varphi_{3}\varphi_{3}' - X_{B}' = 0; (3)$$
$$(-l_{1}\sin\varphi_{1}\varphi_{1}' + l_{2}'\cos\varphi_{2} - l_{2}\sin\varphi_{2}\varphi_{2}')\sin\varphi_{3} + (l_{1}\cos\varphi_{1} + l_{2}'\cos\varphi_{2})\cos\varphi_{3}\varphi_{3}' - Y_{B}' = 0; (4)$$
$$l_{1}\cos\varphi_{1}\varphi_{1}' + l_{2}'\sin\varphi_{2} + l_{2}'\sin\varphi_{2}' + l_{2}'\sin\varphi_{2} + l_{2}'\sin\varphi_{2}' + l_{$$

 $+ l_2 \cos \varphi_2 \varphi'_2 - Z'_B = 0.$ (5)

В систему уравнений (3)÷(5) входят семь неизвестных параметров — функции скоростей механизма: ϕ'_1 , l'_2 , ϕ'_2 , ϕ'_3 , X'_B , Y'_B , Z'_B . Для того чтобы система была замкнута, необходимо составить еще четыре уравнения. Их составляют для каждого конкретного случая, задавая зависимости либо скорости точки В и длины рукояти, либо углов поворота и длины рукояти от времени, т. е. при заданных угловых скоростях и l₂ вычисляют скорости точки В относительно координатных осей, а при заданных скоростях X'_{B} , Y'_B, Z'_B и l'_2 находят угловые скорости $\phi'_1, \phi'_2, \phi'_3$.

Для абсолютной скорости точки подвеса в пространстве из



Рис. 2. Зависимости скорости V_B от времени *t* и угловой скорости $\varphi'_1(\omega_1)$ стрелы при заданной угловой скорости стойки (*a*) и от угловых координат φ_1 и φ_2 стрелы и рукояти (δ)

уравнений (3)÷(5) получено соотношение:

$$\begin{split} & \mathcal{V}_{B} = \\ & \left\{ (l_{2}^{\prime 2} + l_{1}^{2} \varphi_{1}^{\prime 2} + l_{2}^{2} \varphi_{2}^{\prime 2} + \\ & + 2(\cos(\varphi_{1} - \varphi_{2})) \times \\ & \times (l_{1} l_{2} \varphi_{1}^{\prime} \varphi_{2}^{\prime}) \right\}^{1/2}; \qquad (6) \\ & \left[- 2(\sin(\varphi_{1} - \varphi_{2}))(l_{1} l_{2}^{\prime} \varphi_{1}^{\prime}) + \\ & + \varphi_{3}^{\prime 2}(l_{1} \cos\varphi_{1} + l_{2} \cos\varphi_{2})^{2} \right]^{1/2}. \end{split}$$

Частным случаем соотношения (6) является выражение, полученное авторами (см. сноску на стр. 26) для скорости захвата манипулятора при движении в плоскости. По формулам (6) для скорости V_B можно построить зависимости скорости рабочего органа манипулятора от угловых скоростей или скоростей выдвижения секций рукояти для частных случаев. Задавая конкретную длину стрелы и выбирая функции длины рукояти l_2 и зависимости углов φ_1 , φ_2 от времени, получим скорость V_B точки B как функцию времени и угловой скорости стрелы $\varphi'_1(\omega_1)$ в вертикальной плоскости (рис. 2, *a*). В данном случае расстояние *OB* выбрано постоянным, равным 6 м, угол между стрелой и рукоятью не меняется.

На рис. 2, δ приняты: $l_1 = 5$ м и $l_2 = 8$ м; угловые скорости $\omega_2 = \omega_3 = 0,5$ рад/с. Графики построены в программном комплексе MAPLE 9.5. С увеличением угловой скорости стрелы скорость рабочего органа меняется по периодическому закону. Если нет вращения стойки, то при постоянных остальных параметрах скорость рабочего органа постоянна. Получены графики для различных сочетаний длин и угловых скоростей и для разных чисел степеней свободы.

Для расчета угловых скоростей уравнения (3)÷(5) запишем в удобном для решения по правилу Крамера виде:

$$\begin{array}{c} a_{11}\phi'_{1} + a_{12}\phi'_{2} + a_{13}\phi'_{3} = b_{1}; \\ a_{21}\phi'_{1} + a_{22}\phi'_{2} + a_{23}\phi'_{3} = b_{2}; \\ a_{31}\phi'_{1} + a_{32}\phi'_{2} + a_{33}\phi'_{3} = b_{3}, \end{array} \right\}$$
(7)

где a_{ij} — коэффициент перед неизвестными угловыми скоростями звеньев; b_i — свободные члены.

Значения коэффициентов a_{ij} и b_i определены из уравнений (3)÷(5):

$$\begin{aligned} a_{11} &= -l_1 \sin\varphi_1 \cos\varphi_3; \\ a_{12} &= -l_2 \sin\varphi_2 \cos\varphi_3; \\ a_{13} &= -(l_1 \cos\varphi_1 + l_2 \cos\varphi_2) \sin\varphi_3; \\ b_1 &= X'_B - l'_2 \cos\varphi_2 \cos\varphi_3; \\ a_{21} &= -l_1 \sin\varphi_1 \sin\varphi_3; \\ a_{22} &= -l_2 \sin\varphi_2 \sin\varphi_3; \\ a_{23} &= (l_1 \cos\varphi_1 + l_2 \cos\varphi_2) \cos\varphi_3; \\ b_2 &= Y'_B - l'_2 \cos\varphi_2 \sin\varphi_3; \\ a_{31} &= l_1 \cos\varphi_1; \quad a_{32} &= l_2 \cos\varphi_2; \\ a_{33} &= 0; \quad b_3 &= Z'_B - l'_2 \sin\varphi_2. \end{aligned}$$

Определитель матрицы исходной системы (7) отличен от нуля

при условии $\phi_1 \neq \phi_2$. Результаты расчета для угловых скоростей получили в виде:

$$\begin{split} \varphi_{1}^{'} &= \Delta_{1}/\Delta = [l_{2}^{'} - \cos\varphi_{2} \times \\ &\times (X_{B}^{'}\cos\varphi_{3} + Y_{B}^{'}\sin\varphi_{3}) - \\ &- Z_{B}^{'}\sin\varphi_{3}]/[l_{1}\sin(\varphi_{1} - \varphi_{2})]; \\ \varphi_{2}^{'} &= \Delta_{2}/\Delta = \\ &= [-l_{2}^{'}\cos(\varphi_{1} - \varphi_{2}) + \\ &+ \cos\varphi_{1}(X_{B}^{'}\cos\varphi_{3} + Y_{B}^{'}\sin\varphi_{3}) + \\ &+ Z_{B}^{'}\sin\varphi_{1}]/[l_{2}\sin(\varphi_{1} - \varphi_{2})]; \\ \varphi_{3}^{'} &= \Delta_{3}/\Delta = \\ &= \frac{-X_{B}^{'}\sin\varphi_{3} + Y_{B}^{'}\cos\varphi_{3}}{l_{1}\cos\varphi_{1} + l_{2}\cos\varphi_{2}}, \end{split}$$

где Δ_i — соответствующий определитель матрицы.



Рис. 3. Зависимости угловой скорости ω_1 от угловых координат φ_1 и φ_2 при углах поворота стойки $\varphi_3 = 0,1\pi$ (1), $\varphi_3 = 0,25\pi$ (2) и $\varphi_3 = 0,5\pi$ (3)

По уравнениям (8) для частных случаев построены и проанализированы зависимости угловых скоростей звеньев от линейных кинематических характеристик и времени. Если задать скорость выдвижения рукояти l'_2 равной

0,1 м/с, длину стрелы $l_1 = 5$ м, а составляющие скорости точки подвеса груза относительно координатных осей — $V_X = V_Y = 0.5$ м/с, $V_Z = 0,3$ м/с, то получим угловую скорость стрелы $\omega_1(\varphi'_1)$ как функцию угловых координат (рис. 3). Видим, что угловая скорость стрелы при заданных конкретных значениях кинематических характеристик растет по модулю с увеличением угла поворота рукояти: чем ближе стрела к горизонтальной плоскости (угол ω₁ меньше), тем быстрее изменяется угловая скорость.

Задавая разные углы поворота стойки, по уравнениям (8) легко построить зависимости угловых скоростей от линейных кинематических характеристик и углов поворота звеньев манипулятора.

УДК 539.3:669.018.95

В. В. БАРДУШКИН, д-р физ.-мат. наук (МИЭТ), И. В. КОЛЕСНИКОВ, канд. техн. наук, А. В. ЛАПИЦКИЙ (Ростовский государственный университет путей сообщения), А. П. СЫЧЕВ, канд. физ.-мат. наук (Южный научный центр РАН, г. Ростов-на-Дону), В. Б. ЯКОВЛЕВ, д-р физ.-мат. наук (МИЭТ), e-mail: bardushkin@mail.ru

Объемная плотность энергии деформации в волокнистых композитах на основе связующих с высоким содержанием эпоксидных групп*

Решена задача вычисления энергии упругого поля в однонаправленных композитах на эпоксидной основе с высоким содержанием эпоксидных групп. Исследовано влияние на данную энергетическую характеристику состава и концентрации изотропных компонентов, а также вида внешнего механического воздействия.

Ключевые слова: объемная плотность энергии деформации, матричный композит, включения, оператор концентраций напряжений, моделирование.

The problem of computation of elastic field energy in unidirectional composites based on epoxy framework, having epoxy groups high content, was resolved. Influence of content and concentration of isotropic components and also type of external mechanical attack on this energetic characteristic was analyzed.

Keywords: apparent density of strain energy, matrix-like composite, impurities, concentration of stress operator, modeling.

Высокопрочные и теплостойкие композитные материалы на полимерной основе находят широкое применение в различных отраслях промышленности. При этом особая роль отводится волокнистым композитам, которые используются в узлах трения и сопряжениях машин и механизмов. Создание нового композитного материала предполагает подбор состава и структуры компонентов, а также их концентрации с целью оптимизации физикомеханических характеристик материала с учетом действующих эксплуатационных факторов. Так, композиты антифрикционного и фрикционного назначений должны обладать высокими износостойкостью, механической прочностью при сжатии и сдвиге, демпфирующими свойствами и т. д. При разработке композитных материалов выполняется множество экспериментальных исследований, требующих больших временных и материальных за-

^{*} Работа выполнена при поддержке ФЦП "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России 2009—2013", грант РФФИ № 10-08-01163-а.

трат [1—3]. При этом нет уверенности в оптимальности эксплуатационных характеристик создаваемых композитов. Поэтому все большее значение приобретают аналитические методы прогнозирования физико-механических свойств композитных материалов [4, 5].

Моделирование и расчет показателей эксплуатационных свойств матричных композитов проводили многие исследователи [4, 5]. Однако прогнозированию локальных упругих характеристик данных материалов в публикациях уделено недостаточное внимание [5-10]. Между тем моделирование и расчет показателей свойств внутри отдельного элемента неоднородности в зависимости от структуры, состава и концентрации компонентов композита с учетом внешнего воздействия (нагружения) имеют большое практическое значение, так как позволяют вести целенаправленные исследования по созданию материалов с заданными свойствами.

Постановка задачи и построение модели

Для получения высокопрочных и теплостойких композитных материалов на основе полимерных матриц [11] наиболее перспективными связующими являются соединения с высоким содержанием (от 28 до 54 %) эпоксидных групп, что в 1,5÷2,5 раза выше их содержания в смоле ЭД-20 (американский аналог — DER-330). В работе [11] приведены результаты исследований прочностных и теплофизических показателей таких эпоксидных материалов на основе триглицидилпарааминофенола, как смолы ЭПАФ и ЭПАФ-м (модификация с диглицидиловым эфиром DL-камфорной кислоты в соотношении 60:40). В смоле ЭПАФ эпоксидные группы составляют 38 %, в ЭПАФ-м — 30 %. Отвержденные полимеры на основе исследованных эпоксидов имеют наилучшие из материалов этого класса физико-механические показатели. Данные составы связующих можно использовать для создания высокопрочных и теплостойких армированных пластиков и клеев.

Цель данного исследования моделирование локальных физико-механических свойств однонаправленно армированных композитов на полимерной основе для оценки свойств материалов, создаваемых на основе эпоксидных связующих ЭПАФ и ЭПАФ-м, в сравнении с традиционно применяемыми смолами УП-610 и ЭД-20.

Важной локальной характеристикой неоднородных сред является объемная плотность энергии деформации:

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

где **г** — радиус-вектор случайной точки среды; $\varepsilon_{ij}(\mathbf{r})$ и $\sigma_{ij}(r)$ — тензоры соответственно деформаций и напряжений, их произведение понимается как свертка по соответствующим индексам.

Моделирование закона изменения $E(\mathbf{r})$ позволяет уже на этапе проектирования композитов прогнозировать поведение материала при нагрузках, что особенно важно при экстремальном нагружении, и разрабатывать рекомендации по составу компонентов и их концентрации. Задача оценки данного показателя для двухфазных нетекстурированных композитных материалов решена в работе [9]. Аналогичная задача для матричных композитов, армированных металлическими волокнами, исследована в работе [10].

При определении объемной плотности энергии деформации необходимо учитывать множество факторов: физико-механические свойства компонентов, концентрацию волокон в матрице и т. п. При этом необходимо связать локальные характеристики композита с параметрами микроструктуры, которые можно измерить, не потеряв данные о строении материала. Решение этих задач следует искать при условии стохастичности структуры композита [4, 5].

Воспользуемся обобщенным законом Гука: $\varepsilon_{ij}(\mathbf{r}) = s_{ijkl}(\mathbf{r})\sigma_{kl}(\mathbf{r})$, где $s_{ijkl}(\mathbf{r})$ — тензор податливости. Тогда выражение (1) можно записать как

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

Основой анализа распределения локальных значений объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии деформации является установление связи между напряжениями $\sigma_{ij}(\mathbf{r})$ внутри элемента неоднородности и внешними напряжениями $\langle \sigma_{kl}(\mathbf{r}) \rangle$, приложенными ко всему композиту (здесь и далее угловые скобки указывают на усреднение по объему). Наиболее удобной характеристикой, позволяющей проводить подобный анализ, является оператор $K_{ijkl}^{\sigma}(\mathbf{r})$ концентраций напряжений (тензор четвертого ранга) [5]:

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

Тогда выражение (2) запишем как

$$E(\mathbf{r}) = \frac{1}{2} s_{ijkl}(\mathbf{r}) K_{klmn}^{\sigma}(\mathbf{r}) \times K_{ijpq}^{\sigma}(\mathbf{r}) \langle \sigma_{mn}(\mathbf{r}) \rangle \langle \sigma_{pq}(\mathbf{r}) \rangle.$$
(3)

Для определения $K_{ijkl}^{\sigma}(\mathbf{r})$ необходимо решить уравнения равновесия упругой неоднородной среды. Простейшим приближением, учитывающим взаимодействия включений, является обобщенное сингулярное приближение теории случайных полей [4]. В этом случае выражение для оператора $K_{ijkl}^{\sigma}(\mathbf{r})$ имеет вид (индексы опущены) [5]:

$$K^{\sigma}(\mathbf{r}) = c(\mathbf{r})(I - gc''(\mathbf{r}))^{-1} \times \langle c(\mathbf{r})(I - gc''(\mathbf{r}))^{-1} \rangle^{-1}.$$
 (4)

Здесь *с* — тензор модулей упругости; *I* — единичный тензор четвертого ранга; двумя штрихами обозначена разность между соответствующими параметрами неоднородной среды и однородного тела сравнения; *g* — интеграл от сингулярной составляющей второй производной тензора Грина уравнений равновесия [4], являющийся тензором четвертого ранга с компонентами

$$g_{ijkl} = a_{iklj}$$

где $a_{iklj} = -\frac{1}{4\pi} \int n_k n_j t_{il}^{-1} d\Omega$, здесь $d\Omega = \sin\theta d\theta d\varphi$; t_{il}^{-1} — элементы матрицы, обратной матрице **T** с элементами $t_{il} = c_{iklj}^c n_k n_j$; n_k и n_j (k, j = 1, 2, 3) — компоненты вектора внешней нормали к поверхности включения. Для эллипсоидальных включений с главными полуосями l_1 , l_2 и l_3 компоненты вектора нормали определяются как $n_1 = \frac{1}{l_1} \sin\theta \cos\varphi$, $n_2 = \frac{1}{l_2} \sin\theta \sin\varphi$, $n_3 = \frac{1}{l_2} \cos\theta$. По парам индексов i

и *j*, *k* и *l*, заключенным в выражении для компонент g_{ijkl} тензора *g* в круглые скобки, осуществляется операция симметризации. Верхний индекс "с" в записи компонент c_{iklj}^c тензора модулей упругости означает, что рассматриваются упругие характеристики однородного тела сравнения. Для матричной структуры параметры тела сравнения можно принять равными соответствующим характеристикам матрицы [12].

Рассмотрим подробнее процедуру усреднения. Для композита,



Рис. 1. Схема усредненного расположения волокон в композитном материале

содержащего изотропные включения и матрицу, процедура усреднения сводится [для некоторой случайной величины $a(\mathbf{r})$] к суммированию [4]:

$$\langle a(\mathbf{r})\rangle = v_{\rm B}a_{\rm B} + v_{\rm M}a_{\rm M},$$

где $v_{\rm B} + v_{\rm M} = 1$ (здесь и далее индексы "в" и "м" означают соответственно "включение" и "матрица").

При рассмотрении включений в форме волокон с главными полуосями $l_1 = l_2 = R$ и $l_3 \to \infty$ для компонент вектора нормали будут справедливы выражения $n_1 = \frac{1}{R}\sin\theta\cos\varphi; \quad n_2 = \frac{1}{R}\sin\theta\sin\varphi;$ $n_3 \to 0.$

Возьмем в качестве параметров тела сравнения упругие характеристики матрицы. Тогда в формуле (4) $c''(\mathbf{r}) = c(\mathbf{r}) - c_{\rm M}$, причем $c''(\mathbf{r}) = c_{\rm B} - c_{\rm M}$ при расчетах во включении, $c''(\mathbf{r}) = 0$ — в матрице. Отсюда выражение для оператора концентраций напряжений в волокне примет вид [5, 7]:

$$K_{\rm B}^{\sigma} = c_{\rm B} (I - g(c_{\rm B} - c_{\rm M}))^{-1} \times (v_{\rm B} c_{\rm B} (I - g(c_{\rm B} - c_{\rm M}))^{-1} + v_{\rm M} c_{\rm M})^{-1}.$$
(5)

Аналогично получим выражение для оператора концентраций напряжений в матрице:

$$K_{\rm M}^{\sigma} = c_{\rm M} (v_{\rm B} c_{\rm B} ((I - g(c_{\rm B} - c_{\rm M}))^{-1} + v_{\rm M} c_{\rm M})^{-1}.$$
(6)

Далее принимаем, что в рассматриваемом однонаправленно армированном композите положение волокон в объеме матрицы является случайным, однако в целом материал предполагается статистически однородным, что обусловливает наличие среднего расстояния между волокнами, которое можно связать с их концентрацией. Для введения в композите безразмерного микроструктурного параметра рассмотрим некоторый усредненный элементарный объем, в котором находится одно цилиндрическое волокно, ориентированное вдоль оси z. Среднее расстояние между волокнами найдем, анализируя расположение двух соседних элементарных объемов. На рис. 1 показано сечение двух соседних элементарных объемов, перпендикулярное оси *z*. Пусть отдельное волокно занимает объем прямоугольного параллелепипеда с квадратным основанием и ребром l = 2(h + R), тогда площадь основания элементарной ячейки $S = l^2 = 4(h + R)^2$, а площадь поперечного сечения волокна $S_{\rm R} = \pi R^2$. Тогда объемная концентрация волокон $v_{\rm B} = S_{\rm B}/S$ имеет вид:

$$v_{\rm B} = \frac{\pi}{4(1+h/R)^2}.$$

Следовательно, безразмерная величина h/R, характеризующая микроструктуру композита, выражается через $v_{\rm B}$ следующим образом:

$$\frac{h}{R} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi}{v_{\rm B}}} - 1.$$
 (7)

Максимально возможное значение $v_{\rm B}$ (в построенной модели) будет при h = 0: $v_{\rm B} = \pi/4 \approx 0,785$, минимальное — при $h \to \infty$, т. е. $v_{\rm B} \to 0$. Полученный диапазон изменения $v_{\rm B}$ соответствует границам применимости данного метода расчета локальных свойств

однонаправленно армированных композитов. В частности, в этом диапазоне можно исследовать зависимость объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии упругого поля [см. формулу (3)] от микроструктуры, т. е. от среднего расстояния h/R[см. формулу (7)] между волокнами в композитных материалах.

Результаты моделирования

С учетом результатов, приведенных в работах [10, 11], рассмотрим однонаправленно армированные композиты, упругие модули изотропных компонентов которых соответствуют материалам на основе полимерных связующих ЭПАФ, ЭПАФ-м, УП-610 и ЭД-20 с волокнами из стекла (таблица).

Пусть внешнее воздействие (о) описывается матрицей

$$\langle \sigma \rangle = \left| \begin{array}{ccc} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33} \end{array} \right| \, .$$

Для изучения зависимости $E(\mathbf{r})$ от параметра h/R, типа связующего и вида нагружения, используя выражение (3), с учетом формул (5) и (6), для данных композитов выполнены расчеты.

На рис. 2 представлены расчетные зависимости изменения объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии деформации от параметра h/R

Значение модуля Юнга и коэффициента Пуассона компонентов композита

Компонент	<i>Е</i> , ГПа	ν	
Стекло	7,0	0,20	
ЭПАФ	5,4	0,46	
ЭПАФ-м	4,6	0,42	
УП-610	5,2	0,41	
ЭД-20	3,8	0,39	



Рис. 2. Зависимости изменения $E(\mathbf{r})$ от параметра h/R при разных внешних воздействиях в стеклянном волокие (*a*) и матрице ЭПАФ (б): $1 - \sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$; $2 - \sigma_{11} = 1$, $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$; $3 - \sigma_{11} = \sigma_{22} = 1$, $\sigma_{33} = 0$;

для композита на основе связующего ЭПАФ при разных внешних воздействиях: осевом напряжении в направлениях, параллельном волокнам ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$) и перпендикулярном им ($\sigma_{11} = 1, \sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$); сдвиговом напряжении в плоскости, перпендикулярной волокнам ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 1, \sigma_{33} = 0$); объемном сжатии ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$).

 $4 - \sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$

Зависимости объемной плотности $E(\mathbf{r})$ энергии деформации при тех же нагрузках для композитов с остальными эпоксидными связующими (см. таблицу) имели аналогичный характер и отличались только по величине (рис. 3).

Таким образом, для однонаправленно армированных композитов со стеклянными волокнами зависимости $E(\mathbf{r})$ от параметра h/R имеют нелинейный характер; причем при 0 < h/R < 4 это проявляется в наибольшей степени, при h/R > 4 имеет место стабилизация *E*(**r**). Диапазон 0 < h/R < 4имеет наибольшее практическое значение. Так, для однонаправленно армированного композита на основе эпоксидного связующего ЭПАФ с плотностью 1,3 г/см³ данный диапазон соответствует показателю концентрации стеклянных волокон (с плотностью 2,5 г/см³) от 6 до 87 % по массе.

При осевых и сдвиговом нагружениях увеличение h/R приводит к увеличению $E(\mathbf{r})$ и в стеклянном волокне, и в матрице, а при объемном сжатии, наоборот, к ее уменьшению. Причем в волокне $E(\mathbf{r})$ в 1,5÷2 раза больше, чем в матрице, что свидетельствует о хорошем перераспределении нагрузки между компонентами, особенно при сдвиговом нагружении и объемном сжатии.

В композитах со связующим ЭПАФ-м (особенно в условиях объемного сжатия) $E(\mathbf{r})$ и в волокне, и в матрице незначительно превышают значения данных показателей в композитах на основе смолы УП-610. Материалы на основе ЭПАФ также не уступают или имеют лучшие значения по данным показателям относительно композитов на основе УП-610.

У волокнистых композитов на основе смол с высоким содержанием эпоксидных групп показатель $E(\mathbf{r})$ существенно меньше, чем у материалов на основе связующего ЭД-20, что важно, так как высокие значения $E(\mathbf{r})$, особенно для матрицы, при больших нагрузках могут привести к растрескиванию связующего при эксплуатации изделий из этих композитных материалов.



Рис. 3. Зависимости изменения $E(\mathbf{r})$ от параметра h/R при осевых ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$) (a, δ) и ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 0$, $\sigma_{33} = 1$) (e, z), сдвиговом ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = 1$, $\sigma_{33} = 0$) (d, e) нагружениях и объемном сжатии ($\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$) (\mathcal{K} , 3) в стеклянном волокне (a, e, d, \mathcal{K}) и матрице (δ , z, e, 3): $1 - \Im \Pi A \Phi$; $2 - \Im \Pi A \Phi$ -M; $3 - \Upsilon \Pi$ -610; $4 - \Im \Pi$ -20

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Колесников В. И.** Теплофизические процессы в металлополимерных трибосистемах. М.: Наука, 2003. 279 с.

2. Чичинадзе А. В., Матвеевский Р. М., Браун Э. Д. Материалы в триботехнике и в нестационарных процессах. М.: Наука, 1986. 240 с.

3. Полимерные композиционные материалы в триботехнике / Ю. К. Машков, З. Н. Овчар, М. Ю. Байбарацкая, О. А. Мамаев. М.: Недра, 2004. 261 с.

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

5. Бардушкин В., Яковлев В. Механика микроструктур: эффективные и локальные свойства текстурированных поликристаллов и композитов. Саарбрюккен: Ламберт, научные публикации, 2011. 164 с.

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

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

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

9. Сычев А. П. Влияние физикомеханических свойств компонентов и параметров структуры матричных композитов на энергию упругого поля // Экологический вестник научных центров ЧЭС. 2007. № 1. С. 60-64.

10. **Density** of deformation energy in fiber reinforced matrix composites under various external loadings / V. I. Kolesnikov, V. V. Bardushkin, A. P. Sychev, V. B. Yakovlev // Kybernetik@. 2011. N 6. P. 45–54.

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

12. Хорошун Л. П., Маслов Б. П., Лещенко П. В. Прогнозирование эффективных свойств пьезоактивных композитных материалов. Киев: Наукова думка, 1989. 207 с. В. И. ПЫНДАК, д-р техн. наук, А. В. ДЯШКИН (Волгоградская ГСХА), e-mail: sport2@vlpost.ru

Пакетные манжетные уплотнения высокого давления и их напряженно-деформированное состояние

Представлены пакетные уплотнения с М-образными манжетами, рассчитанные на давление рабочей среды до 70 МПа. Предложена методика определения напряженно-деформированного состояния пакета.

Ключевые слова: пакетные уплотнения, М-образные манжеты, высокое давление, напряжения, деформации.

Batched gaskets having M-shaped seals, stand the working medium pressure prior 70 MPa, were presented. Determining stress-strain state of batch method was suggested.

Keywords: batched gaskets, M-shaped seals, high pressure, stresses, strains.

Сегодня отмечается тенденция повышения рабочего давления в гидроприводах возвратнопоступательного действия, что обусловливает повышенное внимание к надежности и долговечности уплотнительных устройств. Современные гидроприводы в среднем рассчитаны на давление 40 МПа. Для повышения эксплуатационных показателей приводов в них устанавливают пакетные манжетные уплотнения [1], например пакет из резиновых U-образных манжет. Для снижения энергоемкости в полости между манжетами подают рабочую жидкость под давлением, однако данные уплотнения нельзя отнести к перспективным.

В современном оборудовании давление рабочей среды может быть более 70 МПа (испытательное давление ≥105 МПа), например в оборудовании, используемом для бурения морских скважин и, в частности, в уплотнениях линий манифольда, передающих выбросы скважины на платформу. Данные уплотнения должны сохранять работоспособность в условиях периодической стыковки оборудования, в агрессивной среде (нефть, газ, буровой раствор с абразивными включениями, специальные гидрожидкости на водной основе) при температуре от -40 до +120 °С.

Известно, что при высоком давлении применяют пакеты резинотканевых манжет шевронного типа (ГОСТ 22704—77), которые рассчитаны на давление гидрожидкости до 63 МПа, для других сред применение подобных манжет не предусмотрено. Поэтому были разработаны новые пакеты с резинотканевыми усиленными (условно отнесены к шевронным) и специальными М-образными манжетами. Проведены испытания пакетов, при которых варьировали число манжет в пакете и предварительное поджатие (рис. 1).

Каждый пакет содержал опорную 1, несколько рабочих 2 и нажимную 3 манжеты, а также бронзовое нажимное кольцо 4. Испытывали манжеты размером Ø90ר115 мм на специальных стендах, создавая условия, соответствующие эксплуатационным. В качестве рабочей среды использовали 0,5 %-й раствор бихромата калия. Нагружали манжеты ступенчато давлением от 2,5 до 70 МПа. Основные результаты испытаний приведены в таблице.

Анализ полученных данных показал следующее:

 манжеты по ГОСТ 22704—77
 шт.) выдерживают давление в 70 МПа лишь при поджатии пакета на 2,5 мм;

2) усиленные манжеты при любой компоновке (в том числе в



Рис. 1. Пакеты манжетных уплотнений как объекты испытаний: *а* – по ГОСТ 22704–77; *б* – усиленные; *в* – специальные М-образные

пакете из 7 шт.) при поджатии до 4 мм не удерживают давление 70 МПа;

3) М-образные манжеты (5 шт.) при поджатии 1 мм обеспечивают работоспособность уплотнения в диапазоне давлений 2,5÷70 МПа (при минимальном давлении возможны утечки).

Сила трения пакета с М-образными манжетами штока постоянна и составляет 4,6 кН. Сила трения пакета с манжетами по ГОСТ 22704—77 с поджатием 2,5 мм на первых циклах стыковки достигает 18,8 кН, затем стабилизируется до 13,6 кН (по условиям стыковки сила трения не должна превышать 10 кН).

По результатам циклических ресурсных испытаний пакетов с М-образными манжетами при давлении 70 МПа в названном диапазоне температур не установлено повреждений рабочих манжет. В нажимных манжетах *3* (см. рис. 1, *в*) наблюдались разрушения уплотняющих кромок (без нарушения герметичности пакета). Для устранения этого недостатка предложено заменить материал (бронзу) нажимного кольца *4* на резиноткань (материал, из которого изготовляли манжеты).

Данные уплотнения можно использовать в поршневых гидроприводах возвратно-поступательного действия, работающих на традиционных гидромаслах при давлении 25—40 МПа, и в поршнях буровых и нефтепромысловых насосов, в которых рабочая жидкость является абразивосодержащим материалом [2—4]. При этом число М-образных манжет можно уменьшить при упрощении нажимных и опорных деталей.



Рис. 2. Пакетные манжетные уплотнения для гидроприводов (a) и буровых насосов (б), сечение М-образной манжеты (в)

В гидроприводе с двусторонним повышенным давлением пакет включает в себя две оппозитно расположенные и поочередно действующие М-образные манжеты 1 (рис. 2, а). Кроме того, имеются металлические опорные кольца 2 и промежуточное оригинальное нажимное кольцо 3 из упругого материала. В сборном поршне одностороннего действия (рис. 2, б) наличие трех М-образных манжет обусловлено абразивной и агрессивной рабочей средой. Здесь эластичная деталь 4 выполняет функцию нажимной манжеты и нажимного кольца.

М-образная манжета в сечении (рис. 2, *в*) имеет центральный выступ 5 и два расположенных по бокам пружинистых лепе-

Манжеты	Число рабочих манжет в пакете	Поджа- тие, мм	Максималь- ное давление при опрессов- ке, МПа	Нали- чие утечек	Работоспо- собность при давлении 70 МПа
По ГОСТ 22704—77	6	1,00 2,50	70 70	+	- +
Усиленные	6	2,25 3,25	40 40	+ +	
М-образные	7 5	4,00 1,00	60 70	+ -	- +

стка 6, соединенных с выступом посредством "слабых" перемычек 7. На каждом лепестке предусмотрены опорная 8 и уплотняющая 9 плоскости, а также плоскости 10 возможного контакта с соседней манжетой или опорным кольцом.

При установке пакета в поршневой гидропривод или агрегат (см. рис. 2, *a*, *б*) лепестки М-образных манжет разворачиваются относительно "слабых" перемычек (но не деформируются), обеспечивая без "раздавливания" манжеты необходимую герметизацию. При повышении рабочего давления лепестки манжет дополнительно разворачиваются, приспосабливаясь к внешней нагрузке, вплоть до полного контакта уплотняющих плоскостей 9 с цилиндром агрегата. При этом опорные плоскости 8 взаимодействуют с соответствующими плоскостями соседних деталей и манжет. В этом случае основную нагрузку воспринимают центральные выступы 5, а лепестки 6 обеспечивают герметизацию. При некотором износе кромок лепестков происходит самокомпенсация уплотнения. При наличии в рабочей среде абразива кромки лепестков очищают стенки цилиндра. Данные конструктивные особенности и принцип работы М-образных манжет способствуют многократному повышению срока службы уплотнений в тяжелых эксплуатационных условиях.

Данные манжеты при давлении до 40 МПа и отсутствии в рабочей среде абразива можно изготовлять и из маслобензостойкой резины повышенной твердости. Перспективно изготовление всех эластичных деталей пакета из специальных полимерных материалов, например из термопластического полиуретана (твердость по Шору 95А) точением на токарном станке.

Дополним экспериментальные исследования расчетами напряженно-деформированного состояния (НДС) уплотнений. Для этого воспользуемся методами теории упругости и конечных элементов, часто применяемые при проектировании [5, 6], но не используемых при конструировании несплошных упругих устройств.

Данные НДС манжет будем использовать для прогнозирования ресурса уплотнений [7]. Объектом исследований является резиновое кольцо круглого сечения, которое применяют при давлении рабочей среды до 16 МПа вместе с защитными кольцами (в расчетах не учитываются).

Исследуем пакет из двух оппозитно расположенных и поочередно действующих М-образных манжет из резиноткани (см. рис. 2, *a*), который находится в осесимметричном напряженном состоянии. Деформации М-образных манжет сравнительно малы ($\varepsilon < 10 \div 15$ %), поэтому напряжения и деформации связаны линейным законом Гука [5]:

$$\sigma_r = G(2\varepsilon_r + s);$$

$$\sigma_{\theta} = G(2\varepsilon_{\theta} + s);$$

$$\sigma_z = G(2\varepsilon_z + s),$$

где σ_r , σ_{θ} , σ_z — радиальные, угловые и осевые напряжения соответственно; ε_r , ε_{θ} , ε_z — соответствующие им относительные деформации; *s* — функция гидро-



Рис. 3. Разбивка пакетного уплотнения на конечные элементы (*a*); схемы плоских конечных элементов (δ , δ)

статического давления; *G* — модуль упругости при сдвиге.

Связь модуля *G* упругости с модулем *E* продольной упругости имеет вид:

$$G = \frac{E}{2(1+\mu)} = \frac{1}{3} E.$$

Для определения упругих свойств резиноткани проведем эксперимент. Для этого из ткани Доместик и резины группы 2 методом вулканизации (под давлением 100 МПа при температуре 150 °С) были изготовлены образцы, которые ступенчато нагружали усилиями до 70 кН. Получены практически пропорциональные зависимости между силами и относительными деформациями образцов; модуль упругости Е резиноткани при усилиях 30÷70 кН составляет 580÷610 МПа.

НДС уплотнения получали при следующих режимах нагружения: установка манжет и сопутствующих деталей в привод; нагружение пакета давлением 10÷63 МПа плюс испытательное давление 105 МПа; перемещение поршня с пакетом под давлением до 63 МПа (наличие сил трения).

Потенциальная энергия при последнем режиме нагружения выражается итоговым уравнением:

$$W = \frac{1}{2} G \iiint_{V} \left[2 \left(u_{r}^{2} + \left(\frac{u}{r} \right)^{2} + \omega_{z}^{2} + (u_{z} + \omega_{r})^{2} + S \left(u_{z} + \frac{u}{r} + \omega_{z} \right) \right) \right] r dr d\theta dz + S \left(u_{z} + \frac{u}{r} + \omega_{z} \right) \right] r dr d\theta dz + S \left(u_{z} + \frac{u}{r} + \omega_{z} \right) dz$$

$$+ q \iint_{s} \omega_{z} = {}_{l} r dr d\theta + F_{TP} \omega_{z+l_{1}} = 0,$$

где V — объем пакета; S — площадь действия давления; q — нагрузка; u_z , u_r , ω_z , ω_r — перемещения по соответствующим осям координат; u/r — деформация по углу; r — текущая координата; $F_{\rm тp}$ — сила трения; l — смещение пакета от действия нагрузки q по оси z; l_1 — длина контакта при движении.

При осесимметричном относительно оси z нагружении пакета (рис. 3, a) конфигурация конечных элементов упрощается. Сечение эластичных деталей пакета условно разобьем на области — изометрические треугольные шестиузловые (рис. 3, e) и четырехугольные восьмиузловые (рис. 3, δ) элементы. Для определения напряжений и деформаций использовали программу ANSYS.

Пример определения напряжений в пакете из двух М-образных манжет и специального упругого нажимного кольца показан на рис. 4 (см. обложку). Давление рабочей среды 63 МПа.

Анализ полученных НДС показал, что основную осевую нагрузку от давления среды воспринимает центральный выступ манжеты в результате давления со стороны одного из металлических опорных колец, которая передается на выступы нажимного кольца, далее — на выступ второй, не задействованной в герме-

Цикл статей

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

УДК 539.3:[620.17+624.014]

Н. М. ЯКУПОВ, д-р техн. наук, А. Р. НУРГАЛИЕВ, Р. Р. ГИНИЯТУЛЛИН, С. Н. ЯКУПОВ (Институт механики и машиностроения Казанского научного центра РАН, г. Казань), e-mail: yzsrr@kfti.knc.ru

Методика анализа работы конструкций, подверженных коррозионному изнашиванию

Разработан экспериментально-теоретический метод определения механических свойств конструкций, подверженных коррозионному изнашиванию, и установки для их исследования.

Ключевые слова: коррозионное изнашивание, приведенные механические характеристики, напряжения, деформации, внешние факторы.

Experimental and theoretical method of mechanical properties specifying of structures, exposed to corrosion wear was developed. Also devices for investigation of these structures were developed.

Keywords: corrosion wear, modified mechanical properties, stresses, strains, external factors.

Защита элементов конструкций и сооружений от коррозионного разрушения — одна из важнейших технологических задач. Современные конструкции и сооружения способны воспринимать большие механические нагрузки, однако взаимодействуя с окружающей средой, они подвергаются коррозионному изнашиванию, что существенно снижает их ресурс и приводит к техногенным и экологическим катастрофам.

Для конструкций особенно опасно наличие двух и более разрушающих фактов [1—3], например сочетание значительных механических напряжений и коррозии. При этом имеет место не просто сложение негативных последствий, а происходит многократное возрастание интенсивности изнашивания, в частности, концентраторы напряжений активизируют и ускоряют коррозионный процесс.

При коррозионном изнашивании наряду с геометрическими параметрами вследствие "разрыхления" материала изменяются и механические характеристики элементов конструкций, что приводит к изменению свойств материала, например умень-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 33)

тизации манжеты и на второе опорное кольцо, т. е. нагрузка рассеивается в поршне привода.

Несмотря на высокое давление рабочей среды напряжение в центральных выступах рассредоточивается и в отдельных местах составляет 110÷130 МПа, что значительно меньше модуля упругости Е, поэтому не влияет на износостойкость и уплотнительные свойства манжет. Контактные напряжения — давление на уплотняющих плоскостях лепестков манжет, составляет всего $40 \div 70$ МПа. Это указывает на то, что М-образные манжеты не "раздавливаются", а герметизирующие свойства уплотнения обеспечиваются ограниченными плоскостями лепестков при контактных давлениях, соизмеримых с

давлением рабочей среды. В традиционных манжетах условием герметизации является передача почти суммы всех усилий через уплотняющие плоскости.

Таким образом, накоплены конструктивные, экспериментальные и теоретические данные для разработки и внедрения новых пакетных манжетных уплотнений высокой износостойкости.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Буренин В. В.** Новые уплотнения для поршня и штока силовых гидроцилиндров // Тракторы и сельхозмашины. 2011. № 1. С. 12—15.

2. Пындак В. И., Дяшкин А. В., Лапынин Ю. Г. Перспективные уплотнения в блочно-модульном исполнении // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2005. № 10. С. 35—37.

3. Пындак В. И., Дяшкин А. В., Лапынин Ю. Г. Уплотнительные устройства высокого давления для наземного и морского нефтегазового оборудования // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море. 2011. № 5. С. 5–7.

4. Пындак В. И. Современные поршни буровых и нефтепромысловых насосов // Нефтяное хозяйство. 2008. № 2. С. 92, 93.

5. **Бредихин Б. А.** Основы теории упругости. Краснодар: КГАУ, 2001. 206 с.

6. Тимошенко С. П., Гудьер Дж. Теория упругости: Пер. с англ. М.: Наука, 1975. 576 с.

7. Березин М. А., Кузнецов В. В., Водяков В. Н. Прогнозирование ресурса уплотнительных соединений в гидросистемах // Тракторы и сельхозмашины. 2006. № 10. С. 36—41.
шается модуль упругости. На изменение геометрических и механических характеристик материала конструкции влияют напряжения, вид (знак) деформаций, наличие физических полей.

Распределенные поверхностные дефекты (царапины и трещины), появляющиеся, например, при коррозии элемента конструкции в результате механического напряжения, также изменяют механические свойства поверхностного слоя. Изменение механических характеристик материала некоторых элементов в нагруженной конструкции может привести к перераспределению усилий, снижению прочности и долговечности всей конструкции. Учет факторов, влияющих на изменение свойств материала элементов конструкций, при их проектировании и эксплуатации позволяет предотвратить их разрушение, а нередко предотвратить катастрофы.

Дефекты. Коррозионные дефекты имеют сложную пространственно-неоднородную структуру (рис. 1, *a*). Достоверное описание геометрии поверхности образца с коррозионными дефектами по результатам измерений вызывает большие трудности. Так, при измерении толщины дефектного элемента (рис. 1, δ) можно получить разные значения в одной и той же точке замера в зависимости от базы (d_1 , d_2) микрометра.

Достоверное описание геометрии распределенных трещин и царапин также является сложной задачей, как и описание вмятин, в области которых происходят изменения структуры материала из-за локальных пластических деформаций.

В области коррозионного дефекта также происходит изменение структуры материала и геометрии поверхностного слоя, что вызывает изменение механических характеристик этой области. Эти факторы в расчетах практически не учитываются, хотя их влияние может быть существенным. В общепринятых расчетах для учета коррозионного износа конструкции в зависимости от условий ее эксплуатации, а также от состава и свойств материала задают его коррозионный износ за определенное время (например за год) и исходя из этого рассчитывают примерную долговечность того или иного элемента или конструкции в целом. Такой подход правомерен только для оценочных расчетов влияния коррозии. Так как коррозионное изнашивание наиболее опасно для тонкостенных элементов, то



Рис. 1. Поверхность тонкостенного элемента (*a*) и измерение глубин дефекта микрометрами с базами d_1 и d_2 (б)

для их расчета следует определять приведенные (интегральные) характеристики исследуемых деформированных тонкостенных элементов конструкций [4].

Двумерный подход к определению приведенных механических характеристик тонкостенных элементов со сложной структурой. При стандартном одноосном испытании полос, вырезанных из тонкостенных элементов со сложной структурой, различными дефектами и повреждениями, наблюдается разброс результатов. В данном случае это особенно нежелательно, так как влияние различных дефектов на долговечность таких объектов весьма значительно. Поэтому необходим двумерный подход к их исследованию.

Разработаны экспериментально-теоретический метод определения механических характеристик тонкостенных элементов, подверженных коррозионному изнашиванию, и установки для исследования механических характеристик тонкостенных элементов переменной толщины со сложной поверхностной структурой, в том числе нагруженных тонкостенных элементов, находящихся в агрессивной среде и под воздействием различных физических полей [5—12].

Сначала из исследуемого тонкостенного элемента вырезают круглые образцы, которые закрепляют по контуру на установке и нагружают равномерным давлением р, при увеличении которого осуществляется постоянное наблюдение за формой образующегося купола, в частности для вершины купола снимаются данные о зависимости прогиба Н от давления *р*. Далее полученные данные обрабатывают для определения модуля упругости (при упругих деформациях) или условного модуля упругости (при пластических деформациях), используя соотношения нелинейной теории оболочек. При этом определяют приведенные (интегральные) характеристики, например приведенный модуль упругости и кривые деформирования для тонкостенного элемента с поверхностными дефектами.

Влияние механических напряжений на коррозионное изнашивание. При анализе работы конструкций, подвергающихся коррозионному изнашиванию, необходимо учитывать напряжения и деформации, возникающие в рассматриваемом элементе конструкции. Коррозия металлических материалов при одновременном воздействии агрессивной среды и механических напряжений называется коррозией под напряжением. Модели, учитывающие напряжения при коррозионном изнашивании, рассмотрены в работах [13, 14].

В монографии Э. М. Гутмана [13] предложена экспоненциальная зависимость коррозионного процесса по времени от напряжения:

$$\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t} = v_0 \mathrm{exp}\Big(\frac{V\sigma}{RT}\Big),\tag{1}$$

где V — мольный объем материала; R — газовая постоянная; T — абсолютная температура; v_0 — скорость коррозии ненагруженного материала.

Глубина коррозионного износа как функция времени, учитывающая влияние напряжения, рассмотрена в работе [14]:

$$\delta(t_{i+1}) = \delta_{\text{K},\text{y}}(1+k\sigma_i) \frac{t_{i+1}^2}{T_2^2 + T_1 t_{i+1} + t_{i+1}^2}, \quad (2)$$

где t — время в годах; k — коэффициент влияния напряжения на коррозионное изнашивание; T_1 — коэффициент затухания коррозионного изнашивания; T_2 — коэффициент инерции коррозии металла в данной среде; $\delta_{\text{K}.\text{y}}$ — установившаяся глубина коррозии.

Из формул (1) и (2) видно, что с ростом напряжений скорость коррозии и глубина коррозионного износа увеличиваются.

В работе [15] проанализированы публикации, в которых учитывается влияние на коррозионное изнашивание таких параметров, как механические напряжения и поврежденность материала. Для исследования влияния механических напряжений на коррозионное изнашивание разработаны способы и устройство [17] для испытания образцов под напряжением.

Согласно способу [16] изгибающую нагрузку на образец создают путем стягивания его двух противоположных кромок. При необходимости наносят антикоррозионное защитное покрытие на одну из поверхностей образца и выдерживают образец в агрессивной среде или в заданном физическом поле. Определяют величину коррозионного износа, используя экспериментально-теоретический метод.

Согласно способу [17] между круглыми образцами помещают нагрузочное тело. При стягивании по контуру образцы деформируются, образуя испытательный узел. В корпусе имеются каналы, соединяющие полости узла с источником давления. Узел выдерживают в течение заданного времени в исследуемых агрессивной среде и физическом поле. Геометрические параметры измеряют до и после испытаний. Экспериментально-теоретическим методом определяют величину коррозии и изменение механических характеристик.

Предлагаемый метод позволяет определить изменения механических характеристик нагруженных тонкостенных элементов, находящихся в агрессивных средах и под воздействием различных физических полей, и в соответствии с этим принимать конкретные меры по защите конструкции.

Влияние поверхностных дефектов на механические свойства нагруженных тонкостенных элементов. В работах [5—9] приведены результаты исследования влияния поверхностных дефектов в виде вмятин и царапин на механические характеристи-



Рис. 2. Зависимости условного модуля упругости $E_{\rm дc}$ от продолжительности *t* эксперимента для образцов с царапинами без коррозии (1) и с коррозией (2); с вмятинами без коррозии (3) и с коррозией (4) и для неповрежденного образца без коррозии (5)

ки нагруженных тонкостенных элементов, подверженных коррозионному изнашиванию и находящихся в агрессивной среде. При этом для оценки коррозионного износа и механических характеристик образцов, выдержанных в течение заданного времени в агрессивной среде, использовали экспериментально-теоретический метод [10]. В частности, были рассмотрены образцы: бездефектные; с дефектами в виде царапин; с дефектами в виде вмятин, которые были подвержены воздействию 10 %-й хлорной извести. В течение эксперимента измеряли высоту подъема купола образца. Толщина образцов, подверженных коррозионному изнашиванию, в конце эксперимента уменьшилась. Определены условные модули упругости (рис. 2). Установлено, что механические дефекты типа царапин и вмятин снижают модуль упругости материала, при этом коррозионное изнашивание влияет не только на уточнение образцов, но и на механические характеристики материала.

Влияние характера деформирования поверхности на коррозионный износ. Согласно электрохимической теории коррозионного изнашивания на поверхности металла, находящегося в агрессивной среде, образуется тонкая защитная пленка, разрушение которой приводит к интенсивному коррозионному изнашиванию. Одним из факторов, способствующего разрушению защитной пленки, является деформация. Очевидно, что пассивирующий слой при деформации элемента также подвергается деформации, что в электрохимической теории коррозионного изнашивания, как правило, не учитывается.

В работе [1] сделано предположение, что толщину пассивирующего слоя можно определить по формуле

$$\delta_e(\varphi) = \delta(\varphi)(1 \mp v e_i \mp k_e e_i^2)(1 - k_y), \qquad (3)$$

где $\delta(\varphi)$ — толщина пассивирующего слоя без учета механических деформаций; e_i — интенсивность деформации; v — коэффициент Пуассона; k_e — коэффициент динамичности, учитывающий волновые процессы и ударные явления; k_y — коэффициент, учитывающий упругость пассивирующего слоя: $0 \le k_y \le 1$ ($k_y = 0$ соответствует образованию упругого налета, $k_y = 1$ — образованию хрупкого слоя); при растягивающих усилиях в выражении в скобках используют знак "-", при сжимающих — "+".

В работах [18, 19] приведены некоторые результаты исследований влияния вида деформации (растяжение или сжатие) поверхности на коррозионное изнашивание (рис. 3), согласно которым сжатые поверхности изнашиваются медленнее, чем недеформированные (рис. 3, a), а растянутые быстрее (рис. 3, δ), т. е. формула (3) правомерна.

Анализ напряженно-деформированного состояния. В статьях [20, 21] приведены результаты анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) крупногабаритной градирни с учетом кор-



Рис. 3. Зависимости прогиба H от давления p для недеформированных (1) и деформированных (2) образцов при деформации сжатия (a) и растяжения (б)



Рис. 4. Схема градирни (1÷6 — линии расчетных сечений)



Рис. 5. Зависимости напряжений δ_i от угловой координаты θ для сечений по линиям 2 (*a*) и 5 (*b*) (см. рис. 4) в исходном (1) состоянии, с износом, при E = var (2) и E = const (3)

розионного износа. Для анализа использовали метод определения НДС оболочечных конструкций сложной геометрии [22, 23], основанный на синтезе предварительной параметризации срединной поверхности оболочки и метода конечных элементов. Искомые величины в пределах конечного элемента представляются в виде интерполяционных кубических сплайнов от двух переменных.

Для участка от линии 1 до линии 6 (рис. 4) конструкции крупногабаритной градирни СК-1200, подвергшегося сильному коррозионному изнашиванию, экспериментально-теоретическим методом определен модуль упругости: E = 24 970 МПа. Это значение и было задано для обечайки в области горловины при расчетах НДС металлической части градирни. Для анализа НДС конструкции градирни рассмотрены три состояния: исходное (без коррозионного износа); изношенное без учета изменения модуля упругости; изношенное (реальное) с учетом изменения в дефектной области модуля упругости. Зависимости напряжений σ от угловой координаты θ в сечениях по линиям 2 и 5 представлены на рис. 5, *а* и *б*. Выявлены концентрации напряжений в области коррозионного износа. С учетом изменения модуля упругости в дефектной области получены результаты, свидетельствующие о существенном перераспределении напряжений.

Выводы

При анализе НДС конструкций, имеющих коррозионные и механические дефекты необходимо: использовать приведенные механические характеристики; учитывать изменения геометрических и механических характеристик; учитывать напряжения и вид деформаций в рассматриваемом элементе конструкции.

Для определения приведенных механических характеристик тонких образцов разработан двумерный экспериментально-теоретический метод, позволяющий исследовать напряженные тонкостенные элементы в процессе коррозионного изнашивания. Учет изменения модуля упругости существенно уточняет НДС конструкции.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Сидоренко С. Н., Якупов Н. М. Коррозия — союзник аварий и катастроф. М.: РУДН, 2002. 93 с.

2. Низамов Х. Н., Сидоренко С. Н., Якупов Н. М. Прогнозирование и предупреждение коррозионного разрушения конструкций. М.: РУДН, 2006. 355 с.

3. **Якупов Н. М.** Лаборатория нелинейной механики оболочек: история и разработки последних лет. Казань: ИММ КазНЦ РАН, 2006. 98 с.

4. Якупов Н. М., Нургалиев А. Р., Якупов С. Н. Приведенные механические характеристики элементов конструкций со сложной структурой // Тр. междунар. науч.-практ. конф. "Инженерные системы — 2010". М.: РУДН, 2010. С. 156—159.

5. **Пат. 2296976 Рос. Федерации:** МПК⁷ G01N17/00. Способ испытаний образцов металлических мембран под напряжением и устройство для его осуществления.

6. Якупов Н. М., Нургалиев А. Р. Исследование механических характеристик тонкостенных элементов конструкций, подверженных коррозионному износу и находящихся под воздействием нагрузки // Актуальные проблемы механики сплошной среды. Казань: КГУ, 2006. С. 244—254.

7. **Состояние** конструкций градирен и предотвращение их разрушения / Н. М. Якупов, Ш. Ш. Галявиев, А. Р. Нургалиев, С. Н. Якупов // Изв. вузов. Сер. Проблемы энергетики. 2006. № 7—8. С. 36—42.

8. **Якупов Н. М., Нургалиев А. Р.** О влиянии дефектов на механические характеристики мембран, работающих в агрессивной среде // Изв. КГАСУ. 2007. № 1(7). С. 56—59.

9. **Якупов Н. М., Нургалиев А. Р.** Влияние механических дефектов на свойства нагруженных тонкостенных элементов конструкций в агрессивной среде // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. 2008. № 3. С. 14—18.

10. **Якупов Н. М., Нургалиев А. Р., Якупов С. Н.** Методика испытания пленок и мембран в условиях равномерного распределенного поверхностного давления // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2008. № 11(74). С. 54—56.

11. **Якупов Н. М., Галимов Н. К., Леонтьев А. А.** Экспериментально-теоретический метод исследования прочности полимерных пленок // Механика композиционных материалов и конструкций. 2000. Т. 6. № 2. С. 238—243.

12. Галимов Н. К., Якупов Н. М., Якупов С. Н. Экспериментально-теоретический метод определения механических характеристик сферических пленок и мембран со сложной структурой // МТТ. 2011. № 3. С. 58—66.

13. Гутман Э. М. Механохимия металлов и защита от коррозии. М.: Металлургия, 1981. 271 с.

14. **Якупов Н. М., Гатауллин И. Н., Хисматуллин Р. Н.** Обследование, анализ и прогнозирование долговечности строительных конструкций и рекомендации по их восстановлению. Казань: ИММ РАН, 1996. 208 с.

15. **Лукошенко А. М.** Методы моделирования влияния окружающей среды на ползучесть и длительную прочность металлов // Успехи механики. 2002. № 4. С. 90–120.

16. Пат. 2439537 Рос. Федерации. Способ испытания тонкостенных образцов под напряжением.

17. Пат. 2437077 Рос. Федерации. Способ испытания тонкостенных образцов под напряжением и устройство "летающая тарелка" для его осуществления.

18. **Якупов Н. И., Гиниятуллин Р. Р.** К исследованию коррозионного износа на растянутых и сжатых поверхностях // Тр. междунар. науч.-практ. конф. "Инженерные системы—2010". М.: РУДН, 2010. С. 160—162.

19. **Якупов Н. М., Гиниятуллин Р. Р., Якупов С. Н.** Коррозионный износ на деформирование поверхности // Современные проблемы механики сплошной среды. Тр. XIV междунар. конф. Ростов н/Д: ЮФУ, 2010. Т. 2. С. 327—330.

20. Нургалиев А. Р., Нуруллин Р. Г., Якупов Н. М., Якупов С. Н. Предотвращение разрушения строительных конструкций крупногабаритной градирни СК-1200 // IX всероссийский съезд по теоретической и прикладной механике. Аннот. докл. Н. Новгород: ННГУ, 2006. С. 160, 161.

21. Нургалиев А. Р., Якупов Н. М. Исследование механических характеристик тонкостенных элементов конструкций, подверженных коррозионному износу и находящихся под воздействием нагрузки // Актуальные проблемы механики сплошной среды. Казань: ИММ КазНЦ РАН, 2006. С. 244—254.

22. **Якупов Н. М.** Об одном методе расчета оболочек сложной геометрии // Тр. семинара "Исследования по теории оболочек". Казань: КФТИ КФАН СССР, 1984. Вып. 17. Ч. II. С. 4–17.

23. Корнишин М. С., Якупов Н. М. Сплайновый вариант метода конечных элементов для расчета оболочек сложной геометрии // Прикладная механика. 1987. Т. 23. № 3. С. 38—44.

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.023

Б. Я. МОКРИЦКИЙ, д-р техн. наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), А. В. КИРИЧЕК, д-р техн. наук (Госуниверситет — УНПК, г. Орел), А. М. ШПИЛЕВ, д-р техн. наук, Д. А. ПУСТОВАЛОВ, П. А. САБЛИН (Комсомольский-на-Амуре ГТУ) e-mail: boris@knastu.m

Использование акустической эмиссии для оценки качества инструмента

Рассмотрен метод маятникового скрайбирования с регистрацией нескольких параметров акустической эмиссии для исследования кинетики разрушения инструментальных материалов и прогнозирования качества инструмента.

Ключевые слова: акустическая эмиссия, эксплуатационные характеристики материала, инструмент.

The pendulum scribing procedure with several parameters of acoustic emission log for analysis of the fracture kinetics of tool materials and tool quality forecasting was considered.

Keywords: acoustic emission, material operational characteristics, tool.

Применение метода акустической эмиссии (АЭ) для оценки механизмов разрушения инструментальных материалов давно известно. Его недостатком является локальность нагружения внедряемым индентором. Частично этот недостаток нивелируется при скрайбировании индентором с постоянной глубиной внедрения. Маятниковое скрайбирование [1—3] позволяет исследовать кинетику разрушения образца при дугообразном углублении индентора.

Методика исследований

В соответствии с ГОСТ 25.002—80 к основным параметрам метода относятся: N_{Σ} — число зарегистрированных импульсов дискретной АЭ за время наблюдения; N — суммарное число зарегистрированных превышений импульсами АЭ установленного уровня дискриминации за время наблюдения; dN_{Σ}/dt — активность, отношение числа импульсов АЭ к интервалу времени наблюдения; dN/dt — скорость счета, отношение суммарного числа зарегистрированных импульсов АЭ к интервалу времени аблюдения; dN/dt — скорость счета, отношение суммарного числа зарегистрированных импульсов АЭ к интервалу времени наблюдения; E — энергия источника АЭ, переносимая упругими волнами в материале; $E_{\rm c}$ — энергия сигнала АЭ в месте измерения.

Обобщенная структурная схема комплекта аппаратуры установок, использованных для оценки физико-механических параметров инструментальных материалов методом АЭ, представлена на рис. 1. Аппаратура может меняться в соответствии с конкретно решаемой задачей.

Акустический метод был выбран в результате его сравнения с коэрцитивным методом, традиционно применяемым для контроля качества твердосплавного инструмента. При одинаковых условиях резания испытывали партию из 20 твердосплавных пластин, каждую из которых оценивали акустическим и коэрцитивным методом. Определяли средний период стойкости инструмента, в зависимости от разброса значений которого инструменты разделили на три группы: с доверительным интервалом разброса значений периода стойкости ±15 % от его 10 %-го среднего значения и с интервалом, не превышающем 15 и 25 %. Оценивали также разброс значений коэрцитивной силы и АЭ для каждого инструмента. Сравнение разброса значений периода стойкости (табл. 1) показало большую достоверность оценки методом АЭ, чем коэрцитивным методом, по сравнению с результатами эксплуатационных испытаний при резании.

Результаты исследований

Для промышленных и лабораторных исследований был разработан комплекс портативных приборов для оценки качества инструментальных материалов методом АЭ [4]. Более информативной ока-



Рис. 1. Обобщенная структурная схема комплекта аппаратуры для АЭ:

1 – преобразователь; 2 – предусилитель; 3 – блок фильтров;
 4 – усилитель; 5 – дискриминатор-формирователь; 6 – интенсиметр;
 7 – осциллограф;
 8 – счетчик;
 9 и 14 – цифропечатающие устройства;
 10 и 13 – потенциометры;
 11 – детектор;
 12 – анализатор импульсов

Таблица 1

Распределение инструмента по интервалам контролируемых параметров

Метод контроля	Число инструментов, попавших в	Число инструментов, превышающих довери- тельный интервал на			
	интервал	15 %	25 %		
Резание	15	2	3		
Коэрцитивный	12	4	2		
AЭ	14	1	5		
Примеча мерениям.	н и е: Приведены ср	редние значени	ия по 7÷9 из-		

залась схема маятникового нагружения (рис. 2). Установка для ее реализации создана на базе предметного столика микротвердомера с двухкоординатным микрометрическим перемещением образцов и микрометрическим механизмом изменения глубины скрайбирования. Сигналы АЭ считываются и обрабатываются в ПЭВМ с помощью пакета прикладных программ, что исключает влияние исследователя на получаемые результаты.

На рис. 3 приведены схема прохождения индентора в материале образца и изменения параметров АЭ при скрайбировании материала BK8 + Zr + ZrN. На рис. 4 и 5 приведены изменения параметров АЭ при скрайбировании материалов BK8 и BK8 + + TiC + TiCN + TiN соответственно. Для разных материалов получены существенно различные результаты. Это потребовало установления корреляционных связей между параметрами АЭ и свойствами или эксплуатационными показателями инструментального материала.

Использование пакета программ для регистрации и обработки сигналов АЭ позволяет также оптически исследовать поверхности образца по длине следа разрушения и сопоставить результаты с параметрами АЭ.

Проанализируем результаты АЭ материалов ВК8 и BK8 + TiC + TiCN + TiN с покрытием толщиной 9÷11 мкм, полученные при идентичных условиях нагружения без нагревания образцов. Изменение энергии Есигнала (см. рис. 4, а и 5, а) (площадь под кривой равна накопленной работе разрушения) при нагружении образца показывает, что работа, затрачиваемая на разрушение покрытия, невелика. Но при наличии покрытия на твердосплавном материале разрушение начинается позже (оказывает влияние коэффициент трения покрытия). Сравнивая графики безразмерного коэффициента K_n оценки долей вязкого и хрупкого разрушений (см. рис. 4, δ и 5, δ) и распределения амплитуд А (см. рис. 4, в и 5, в), видим, что наличие покрытия (точки на графике $K_{\rm p}$, в том числе расположенные выше значения $K_{\rm p\ \kappa p}$) стимулирует хрупкое разрушение материала, которое протекает с большими амплитудами сигналов, число N таких событий велико (см. рис. 4, e и 5, e), а интенсивность \dot{N} сигналов (см. рис. 4, ∂ и 5, ∂) значительная. Это еще раз подтверждает неоднозначное влияние покры-



Рис. 2. Принципиальная схема устройства для маятникового скрайбирования:

1 — маятник; 2 — устройство регулирования массы маятника; 3 — индентор; 4 — покрытие; 5 — основа инструментального материала; Π_1 , Π_2 — перемещения столика с образцом; Q — теплота



Рис. 3. Схема нагружения (*a*) и изменения параметров АЭ при скрайбировании материала BK8 + Zr + ZrN: δ — энергии *E* акустических сигналов во времени; *в* — распределения коэффициента K_p ; *г* — интенсивности *N* сигналов по событиям



Рис. 4. Изменения параметров АЭ при скрайбировании материала BK8:

a — энергии *E* акустических сигналов; δ — распределения коэффициента K_p ; s — распределения амплитуды *A*; e — накопления *N* событий; ∂ — интенсивности \dot{N} сигналов по событиям

тия: при общем повышении работоспособности инструмента покрытие следует рассматривать как очаг дефектности — начало разрушения инструмента при эксплуатации.

Процесс разрушения, величины и параметры сигналов АЭ значительно изменяются при нагревании образца до начала нагружения маятниковым скрайбированием. Установлено, что нагревание даже не выше 600 °С снижает долю хрупкого разрушения материала в целом и повышает трещиностойкость материала с покрытием.

Маятниково-акустический метод использовали для разработки методов оценки свойств инструментальных материалов потому, что он обеспечивает оперативную и объективную оценку бо́льшего числа параметров АЭ, чем обычный акустический метод.

Разработанные методы подразделяются по назначению и используемому параметру АЭ. По на-



Рис. 5. Изменения параметров АЭ при скрайбировании материала BK8 + TiC + TiCN + TiN: a — энергии *E* акустических сигналов; δ — распределения ко-

и эперінії D акустических сипталов, о распределення коэффициента $K_{\rm p}$; s — распределения амплитуды A; z — накопления N событий; ∂ — интенсивности \dot{N} сигналов по событиям

значению используют методы оценки трещиностойкости, качества сцепления покрытия с основой, идентификации материала, отбраковки и сортировки изделий, выявления превалирующего механизма разрушения, прогнозирования работоспособности. По параметру АЭ оценивают: накопление энергии сигналов; частоту; спектральную плотность; скорость счета; интенсивность сигналов; скорость изменения плотности энергии по коэффициенту K_p . Каждый метод использует свои параметры АЭ.

Метод [7] оценки трещиностойкости инструментального материала основан на сравнительном анализе зависимости спектральной плотности АЭ (спектр мощности) от частоты f сигналов (рис. 6). Установлено, что частота, характеризующая пик спектральной плотности (f_1 для кривой $1, f_2 -$ для кривой 2 и т. д.), коррелирует с трещиностойко-



Рис. 6. Изменения спектральной плотности сигналов АЭ при маятниковом скрайбировании материалов BK8 (1); BK8 + Zr + ZrN (2); BK8 + TiC + TiCN + NiN (3)

стью инструментального материала: чем больше f, тем выше работоспособность инструмента, что обусловлено способностью материала сопротивляться образованию и росту трещин.

Физический смысл установленных зависимостей состоит в следующем: образование и рост мелких трещин сопровождается генерацией сигналов АЭ высокой частоты, больших трещин — генерацией сигналов низкой частоты. Из механики разрушения твердого тела априори известно, что чем прочнее материал, тем мельче трещины, образующиеся при разрушении. Образование и рост больших магистральных трещин свидетельствует о низкой прочности материала и неудовлетворительной способности сопротивляться данному виду нагружения. Для получения указанных зависимостей исследовали несколько образцов инструмента. Каждый образец испытывали методом маятникового скрайбирования при одинаковых условиях нагружения и для каждого определяли характеристическую частоту f_i . Одновременно с этим регистрировали:

максимальную ширину зоны разрушения образца, так как косвенно предполагалось, что чем шире зона выкрашивания по следу взаимодействия индентора и образца, тем хуже материал сопротивляется образованию и росту трещин;

накопление событий в процессе маятникового скрайбирования, так как априори предполагалось, что чем меньше накопилось значимых событий (фактов образования и роста магистральных трещин), тем меньше образовалось крупных трещин и тем выше работоспособность материала;

интенсивность сигнала по событиям, так как априори предполагалось, что мелкая трещина (событие) сопровождается малой интенсивностью акустического сигнала высокой частоты, большая трещина — большой интенсивностью сигнала с более низкой частотой.

Эта часть работы позволила создать акустический образ (паспорт, свидетельство) каждого образца.

Затем эти же образцы оценивали на трещиностойкость методом микромеханических испытаний до образования трещины в углу отпечатка пирамиды. По результатам испытаний образцы располагали в рандометрический ряд по номерам в порядке убывания трещиностойкости. Далее эти же образцы испытывали при резании с циклическим нагружением (токарная обработка прерывистой цилиндрической поверхности детали из высокопрочного спецчугуна и цилиндра с двумя продольными пазами из стали ШХ15), провоцирующим превалирующий механизм разрушения путем образования и роста трещин. Образцы испытывали равное время, контролировали величину разрушения. По результатам контроля образцы располагали в рандометрический ряд по номерам в порядке увеличения разрушения.

Полученные рандометрические ряды сравнили на соответствие с параметрами акустических сигналов (табл. 2). Исследования показали, что маятниково-акустический метод только в одном случае, а микромеханический — в двух случаях дали неверную оценку качества инструмента (образец 9 оценен с лучшим качеством, чем образец 8) по частоте пиковой спектральной плотности, что было принято за погрешность эксперимента (метод не оценил раз-

Таблица 2

Сопоставление эксплуатационных свойств инструмента и оценки его качества маятниково-акустическим методом [3] по характеристической частоте сигналов

	Расположение инструмента в порядке убывания					
Инструментальный ма- териал	перио- да стой- кости при экс- плуа- тации	трещино- стойко- сти, опре- деленной методом микроме- ханиче- ских ис- пытаний [3]	частоты пика спектраль- ной плотности			
BK8 + Ti + Zr + (TiZr)N Ионное азотирование BK8 + Ti + Zr + (TiZr)N BK8 + Ti + Zr + (TiZr) BK8 + Ti + Zr + ZrN BK8 + Zr + TiN BK8 + Ti + TiN BK8 + TiN	1 2 3 4 5 6 7 8	1 2 3 4 5 7 6 9	1 2 3 4 5 6 7 9			
BK8 + Zr BR8 + Ti + BK8	9 10 Приня- то за базо- вый вариант	8 10 Два откло- нения по сравнению с базовым вариантом (номера 7 с 6 и 9 с 8)	8 10 Одно от- клонение по сравне- нию с базо- вым вари- антом (но- мер 9 с 8)			
Примечание. При рениям.	ведены ре	езультаты по	трем изме-			



Рис. 7. Следы воздействия импульсного лазерного излучения на твердосплавный инструмент с покрытием

ницу между покрытиями из титана и циркония). Были испытаны и несколько образцов с одинаковым покрытием. Установлено: чем выше частота пиковой плотности энергии акустических сигналов, тем больше трещиностойкость (сопротивляемость образованию и росту трещин) материала, тем выше работоспособность (период стойкости) инструмента.

Следовательно, чем выше частота, соответствующая максимальному пику спектральной плотности, тем больше трещиностойкость инструментального материала, тем более высокую работоспособность инструмента можно прогнозировать при равных условиях эксплуатации. При близких значениях частот дополнительным разделительным признаком следует считать число значимых событий и интенсивность (суммарный счет) сигналов АЭ, исходя из условия, что эксплуатационные свойства будут выше у того материала, при нагружении которого образовалось больше мелких трещин.

Лазерно-акустический метод во многом схож с описанным выше инденторно-акустическим методом, но отличается тем, что при некоторых видах механической обработки имеет место термоциклическое нагружение инструмента. Интенсивный подвод теплоты к инструментальному материалу в этом случае реализуется импульсным воздействием лазерного луча. За время его действия поверхность материала нагревается (диаметр луча, время действия, частота импульсов и энергия импульса варьируются), а по окончании — быстро охлаждается в результате теплоотвода (рис. 7).

Если зарегистрировать АЭ при лазерном воздействии, то можно оценить термическую стойкость (и трещиностойкость) инструментального материала [6]. Особенностью такой оценки является локальное тепловое воздействие лазерного луча, что значительно приближает условия испытания к температурным условиям при эксплуатации инструмента. При воздействии лазерного излучения в покрытии одновременно протекают несколько процессов, в том числе и пластическая деформация, но основным является термическое воздействие. При увеличении мощности лазерного излучения в покрытии инструментального материала возникают разрушения в виде термических трещин. Начало интенсивного растрескивания покрытия соответствует некоторому пороговому значению энергии лазерного луча, которое может служить критерием сравнительной оценки качества и свойств различных износостойких покрытий.

В большинстве случаев, особенно при оценке прочности сцепления покрытия с основой или определении толщины покрытий, импульсное действие лазера удобнее, чем непрерывное. Чаще используют импульсный лазер Квант-15, основное достоинство которого применительно к лазерноакустическому методу заключается в возможности плавного и контролируемого изменения энергии импульса. Скорость счета акустических сигналов удобно записывать с помощью осциллографа типа С8-13, пуск которого синхронизируется квантовым генератором. Особенно удобно регистрировать акустическую информацию с помощью двухлучевого осциллографа типа С8-17: на одном канале записываются сигналы АЭ с выхода предварительного усилителя, а на втором — скорость счета сигналов АЭ. Обработка данных по качеству сцепления покрытия с основой, полученных инденторно-акустическим и лазерно-акустическим методами для одних и тех же покрытий, показала идентичность результатов. Однако лазерно-акустический метод проще с точки зрения проведения измерений и обеспечивает большие возможности автоматизации контроля и комплексного измерения ряда параметров инструментального материала.

Термостойкость инструментального материала оценивали пороговой плотностью E_c энергии лазерного импульса, т. е. плотностью энергии, при которой начинается интенсивное трещинообразование на поверхности образца (рис. 8). Для определения пороговой плотности лазерного импульса строили зависимость суммарного счета N_{Σ} за время импульса от плотности E_c энергии лазерного импульса (или температуры нагревания образца). За



Рис. 8. Осциллограммы мощности лазерного излучения (*a*) и суммарного счета сигналов АЭ при разовом воздействии луча на инструмент с покрытием (δ)

Ф. С. ЮНУСОВ, академик РАТН, д-р техн. наук, Р. Ф. ЮНУСОВ, канд. техн. наук (КГТУ им. А. Н. Туполева, г. Казань), e-mail: ramilbox@mail.ru

Исследование полусвободного шлифования локальных дефектов

Рассмотрено шлифование локальных дефектов изделия полусвободным методом с целью установления точности формообразования и уменьшения разнотолщинности стенок изделия.

Ключевые слова: полусвободное шлифование, локальные дефекты, точность, разнотолщинность.

Local defects of product glazing based on semifree method with aim to specify precision of shapig and to decrease variations in thickness of product walls was considered.

Keywords: semifree glazing, local defects, precision, variations in thickness.

На металлургическом прокате часто наблюдаются локальные дефекты, не превышающие допуск на толщину листа. Согласно ГОСТ 19903—87 для горячекатаного листа толщиной $14\div20$ мм этот допуск составляет 0,8 мм, по ГОСТ 19904—90 для холоднокатаного листа толщиной до 5 мм допуск находится в пределах $\pm 0,25$ мм. Дефекты могут быть выпуклыми и вогнутыми. Протяженность таких дефектов не регламентируется. При изготовлении крупногабаритных деталей

на их рабочих поверхностях могут быть сварные швы в виде цилиндрического сегмента, высота усиления которого зависит от толщины свариваемого металла, а также локальные выступы в виде сферических сегментов, образовавшиеся в результате подварки таких дефектов металлургического проката, как раковины, рябь, глубокие забоины, вмятины и т. п.

На рис. 1 показана схема полусвободного шлифования горизонтальной поверхности с локальным выпуклым дефектом высотой h_i и протяженностью $l'_{\rm n}$. Производящая поверхность инструмента имеет радиус *r*. Шлифование осуществляли по схеме с перпендикулярным направлением векторов рабочей скорости резания и скорости детали $(V \perp V_{\rm A})$. В режиме установившегося шлифования инструмент снимает припуск t_i . При попадании выпуклого локального дефекта в зону резания радиальное давление увеличивается, что приводит, согласно уравнениям: $Q_0 = K P_{\rm VA}^n V$; $dt_t/d\tau = KK_1 P_{\rm VA}^n V -$

 $t^{1/2}V_{\rm g}(1 \pm r/\rho)^{1/2}/d^{1/2}$, к увеличению скорости $V_{\rm Bp}$ врезания. Здесь: *К* и K_1 — коэффициенты, характеризующие влияние инст-



Рис. 1. Схема для расчета глубины шлифования локальных дефектов

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 41)

пороговую принимали плотность энергии E импульса, при которой зависимость суммарного счета N_{Σ} от E резко отклоняется от прямолинейного закона. Энергию лазерного излучения варьировали в диапазоне $E = 0,5 \div 80$ Дж. Соответствующую ей температуру T_{Π} , К, поверхности после лазерного воздействия определяли по известной формуле

$$T_{\Pi} = 2g_{\Pi}(t/\lambda_{\rm T}C_V\pi)^{1/2} + T_0,$$

где $g_{\Pi} = 4AE/t\pi d^2$ — поглощенная плотность мощности лазерного излучения, Вт/м²; t — длительность импульса, c; λ_{T} — теплопроводность, Дж/(м · c · градус); C_V — объемная теплоемкость, Дж/(м³ · градус); T_0 — начальная температура; A коэффициент поглощения лазерного излучения; E — энергия лазерного импульса, Дж; d — диаметр пятна лазерного луча, м.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Пат. Рос. Федерации 2147737. Устройство для испытания материалов.

2. Пат. Рос. Федерации 2147735. Прибор для склерометрических исследований.

3. Мокрицкий Б. Я. Повышение работоспособности металлорежущего инструмента путем управления свойствами инструментального материала: моногр. Владивосток: Дальнаука, 2010. 232 с.

4. Кабалдин Ю. Г., Мокрицкий Б. Я. Приборы для контроля качества инструмента // Станки и инструмент. 1990. № 8. С. 18, 19.

5. Пат. Рос. Федерации 2140076: Способ акустического контроля трещиностойкости изделий.

6. Современные методы конструирования, контроля качества и прогнозирования работоспособности режущего инструмента / Ю. Г. Кабалдин, Б. Я. Мокрицкий, Н. А. Семашко, С. П. Тараев. Владивосток: ДВГУ, 1990. 122 с.

румента, скорости резания и продольной подачи; P_{yd}^n — удельная сила резания; V и V_d — скорости резания и детали; r и d — радиус и диаметр инструмента.

В результате инструмент, пройдя путь $l'_{\Pi}/2$, снимет припуск t_2 с вершины дефекта, который на величину Δt_i больше припуска, снимаемого с плоской поверхности. После шлифования высота локального дефекта $h_2 = h_i - \Delta t_i$. Приняв в первом приближении локальный выступ в виде шарового сегмента высотой h_i с радиусом основания $l'_{\Pi}/2$, из треугольника O_2BC (см. рис. 1) найдем кривизну сегмента $\rho \approx l'_{\Pi}/8h_i$.

При установившемся шлифовании произведение средней скорости $V_{\rm sp.cp1}$ врезания на его время $\Delta \tau_1$ будет равно глубине t_1 снимаемого за проход слоя металла:

$$V_{\rm Bp.cp1}\Delta\tau_1 = t_1. \tag{1}$$

При резании локального дефекта аналогично имеем:

$$V_{\rm Bp.cp2}\Delta\tau = \Delta t_i.$$
 (2)

Составим отношение уравнений (2) и (1):

$$V_{\rm Bp.cp2}\Delta\tau_2/V_{\rm Bp.cp1}\Delta\tau_1 = \Delta t_i/t_1 \quad (3)$$

и примем $\Delta\tau_2/\Delta\tau_1 = i; V_{\rm Bp.cp1} =$
= $KK_1 P_{\rm yq}^n V/2 F_{K_1}^n; V_{\rm Bp.cp2} =$
= $KK_1 P_{\rm yq}^n V/2 F_{K_2}^n.$

Подставив $F_{K_1}^n$ и $F_{K_2}^n$, взятые из работы [3], в уравнение (3), получим:

$$\frac{\Delta t_i}{t_1} = i \frac{(1 \pm r/\rho)^{5/4} t^{3/4}}{(t_1 + \Delta t)^{3/4}}.$$

Решив это уравнение относительно Δt_i при n = 3/4 [6], получим:

$$\Delta t_i = t_i (1 \pm 4dh_i / {l'_{\Pi}}^2).$$
 (4)

При этом принято допущение: $\Delta t_i = \pm 1$, $\Delta t \approx 0$. Знак "+" относится к выпуклому, "-" — к вогнутому дефекту. Для нор-

мальной проходимости инструмента по вогнутому дефекту необходимо, чтобы соблюдалось условие $1 - (4dh_i/{l_{\pi}'}^2) > 0$. Отсюда определяем $l'_{\Pi \min} > 2 \sqrt{dh_i}$. В этом случае съем металла в середине вогнутого дефекта будет значительно меньше, чем с обрабатываемой поверхности, т. е. относительная глубина дефекта уменьшится. Если $l'_{\Pi \min} < 2\sqrt{dh_i}$, то инструмент не впишется в углубление дефекта, и съема металла не будет. В этом случае высота h_i дефекта уменьшится из-за снятия припуска с обрабатываемой поверхности.

Значение τ_i находим из работы

], полагая
$$\left[1 - \frac{2}{\tau_i \sqrt{B_1^3/A + 1}}\right] =$$

= 0,98. Это значит, что процесс врезания за время τ_i на 98 % завершился. Решив это уравнение относительно τ_i , получим:

 $\tau_i = 3.9 / \sqrt{B_1^3 / A_1} = 3.9 (t_i d)^{1/3} / V_{\rm d}$, где t_i — полная глубина врезания инструмента при установившемся режиме шлифования. Время, необходимое для её достижения при нахождении инструмента на вершине дефекта, определим по формуле

$$\Delta \tau_{\rm V} = 3.9 (\Delta t_i d)^{1/2} / V_{\rm A},$$
 (5)

где $\Delta t_i = t_2 - t_1$.

[6

Значения t_1 и t_2 найдем по формуле (2) работы [6]: $\Delta t_i = KK_1 \times VP_{yd}^{3/4} / V_{\pi}S_1^{1/2} [\pm (1 \pm r/\rho)^{1/2} \mp 1].$ Подставив значение Δt_i в уравнение (5), найдем $\Delta \tau_v$ для устано-

вившегося режима шлифования. Фактическое время врезания инструмента в середине дефекта $\Delta \tau' = l'_{\Pi}/2V_{\Lambda}$. Сравнив значения $\Delta \tau_y$ и $\Delta \tau'$, определим глубину врезания инструмента в середине дефекта. Если $\Delta \tau_y > \Delta \tau'$, то эта глубина будет меньше Δt_i и в этом случае $i = l'_{\Pi}/2V_{\Pi}\tau_1$. Если $\Delta \tau_y < \Delta \tau'$, инструмент за время шлифования успеет врезаться в середине дефекта на полную глубину Δt_i . Тогда получим:

$$i = \Delta \tau_y / \tau_i =$$

= $[\pm (1 \pm r/\rho)^{1/2} \mp 1]^{1/2}$. (6)

Подставим значение *i* из равенства (6) в уравнение (4) и для условия $\Delta \tau_y < \Delta \tau'$ получим:

$$\Delta t_i = t_1 (1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^2) \times \\ \times [\pm (1 \pm r/\rho)^{1/2} \mp 1]^{1/2}.$$

Если дефект имеет форму цилиндрического сегмента высотой h_i протяженностью l'_{Π} и неограниченной длины, то согласно ра-

fore [4]:
$$F_K = f_K \left(\frac{S_c}{2}\right) \frac{(dt_i)^{3/4}}{1 \pm r/\rho}$$
.

Тогда формулу (3) при n = 3/4 можно привести к виду:

$$\frac{\Delta t_i}{t_1} \approx i \frac{(1 \pm r/\rho)^{3/4}}{(1 + \Delta t/t_1)^{1/2}}.$$
 (7)

Решив уравнение (7) относительно Δt_i , получим: $\Delta t_i =$

$$= t_i (1 \pm 4dh/l_{\Pi}^{\prime 2})^{3/4}.$$

При этом имеем: $t_1 = KK_1 \times VP_{yd}^{3/4} / V_{d}S_c^{1/2}$; $t_2 = t_1(1 \pm r/\rho)^{1/4}$.

Для установившегося процесса шлифования $\Delta t_i = t_1(\pm (1 \pm r/\rho)^{1/4} \mp 1).$

Для этого случая в соответствии с приведенной методикой получим:

$$i = [\pm (1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^2)^{1/2} \mp 1]^{1/2};$$

$$\Delta t_i = t_1 (1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^2)^{3/4} \times [\pm (1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^2) \mp 1]^{1/2}.$$
 (8)

На рис. 2 приведены зависимости $\Delta t_i = f(l'_{\Pi})$, рассчитанные при следующих условиях шлифования локальных выпуклых дефектов в виде шарового и цилиндрического сегментов: высота $h_i = 0.8$ мм; протяженность $l'_{\Pi} = 2.5 \div 60$ мм; шлифовальный



Рис. 2. Зависимости $\Delta t_i = f(l'_n)$ для дефектов в виде шарового (1) и цилиндрического (2) сегментов

круг марки 14А80СТ1Б; обрабатываемый материал — сталь 12X18H10T; K = 0,0041; $K_1 = 1,2$; м/с; $S_{\rm c} = 0.64$ см; V = 30 $P_{\rm yg} = 200$ H; d = 200 mm; $V_{\rm g} =$ = 200 мм/мин. Видно, что при прочих равных условиях дефект в виде шарового сегмента сошлифовывается значительно интенсивнее цилиндрического. Увеличение протяженности l'_{Π} дефекта приводит к резкому уменьшению съема припуска с вершины выпуклого локального дефекта, особенно с вершины дефекта при отношении $h_i/l'_{\Pi} < 0.04$. Это объясняется тем, что площадка контакта при шлифовании более длинного дефекта уменьшается в меньшей степени, чем при шлифовании дефекта меньшей длины. Следовательно, и радиальное давление будет возрастать меньше, что приведет к снижению скорости врезания на вершине дефекта.

На рис. 3 приведены зависимости уменьшения высоты h_i от числа N проходов инструмента при шлифовании дефекта в виде шарового и цилиндрического сегментов протяженностью $l'_{\Pi} = 5$ мм при указанных выше режимах. Видно, что высота шарового дефекта больше всего уменьшается за первые пять проходов: за каждый проход h_i уменьшается на 0,21÷0,06 мм. Далее темп уменьшения высоты h_i снижается и с 6-го по 10-й проход составляет от 0,05 до 0,01 мм. Это указывает на то, что дефект небольшой высоты практически копируется инструментом при минимальном съеме металла. При шлифовании цилиндрического дефекта в течение первых пяти проходов его высота уменьшается менее интенсивно: за каждый проход на 0,09÷0,06 мм. Далее темп снижается до 0,05÷0,03 мм за проход. В целом за 10 проходов исходная высота дефекта уменьшилась в 5 раз. При шлифовании периферией абразивного инструмента по схеме с коллинеарным направлением скорости резания и скорости детали ($V \| V_{I}$) расчет Δt_i аналогичен. При этом согласно работе [5] $F_K = B_0 \sqrt{t_i d / (1 \pm r/\rho)}$, а коэффициент K = 1. В этом случае

$$\Delta t_i = t_i (1 \pm 4dh/{l_{\Pi}'}^2)^{1/2}.$$
 (9)

Значения t_1 и t_2 для установившегося режима шлифования определяем по формуле (3) работы [6]. Тогда $\Delta t_i = t_1 [\pm (1 \pm 4dh/{l_{\Pi}'}^2)^{1/8} \mp 1].$ Подставив найденное значе-

ние Δt_i в формулу (6), получим для этой схемы шлифования в установившемся режиме:

$$i = [\pm (1 \pm 4dh/l'_{\Pi}^{2})^{1/8} \mp 1]^{1/2};$$

$$\Delta t_{i} = t_{1}(1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^{2})^{1/2} \times [1 \pm 4dh/{l'_{\Pi}}^{2} \mp 1]^{1/2}.$$



Рис. 3. Изменение высоты h_i в зависимости от числа N проходов при дефекте в виле:

I — шарового сегмента; 2 и 3 — цилиндрического сегмента соответственно при $V \perp V_{\rm A}$ и $V \parallel V_{\rm A}$



Рис. 4. Зависимости $\Delta t_i = f(l'_n)$: 1 — экспериментальная; 2 — расчетная

На рис. 4 приведена зависимость $\Delta t_i = f(l'_{\pi})$ (кривая 2), рассчитанная для следующих условий шлифования: сталь 12X18H10T с локальными дефектами в виде цилиндрических сегментов высотой $h_i = 0,8$ мм, протяженностью $l'_{\Pi} = 2,5 \div 60$ мм, неограниченной лины; $P_{y_{\pi}} = 200$ H; K = 0,0041(n = 3/4); V = 30 м/с; $V_{\pi} =$ = 200 мм/мин; $B_0 = 40$ мм; d == 200 мм. Как видно из рис. 4, абсолютные значения Δt_i значительно меньше, чем при шлифовании аналогичных дефектов с перпендикулярным направлением векторов V и V_д (см. рис. 2, кривая 2), и Δt_i при увеличении l'_{π} уменьшается менее значительно, чем согласно кривой 2 на рис. 2.

Рассчитанные данные проверяли на установке, описанной в работе [3], на образцах из стали 12X18H10T, имеющих на поверхности ряд выпуклых дефектов с исходной высотой 0,8 мм и протяженностью $l'_{\rm n} = 2,5$; 5; 10; 20 мм. Инструмент и режимы шлифования соответствовали указанным выше. Высоту каждого дефекта измеряли до и после шлифования индикатором часового типа И410MH с ценой деления 0,01 мм. По средним значениям трех из-

мерений высоты каждого дефекта определяли Δt_i (см. рис. 4, линия *1*). Как следует из полученных экспериментальных данных, сходимость результатов удовлетворительная.

Сравнивая зависимости (4), (8) и (9), видим, что они отличаются показателем степени величины $(1 \pm 4dh/l'_{\Pi})$. Это указывает на разные темпы уменьшения высоты дефекта в зависимости от его типа и схемы шлифования.

Проведенные исследования показали, что шлифование с перпендикулярным направлением векторов V и V_д жестким абразивным инструментом поверхностей, имеющих локальные дефекты с отношением $h_i/l'_{\Pi} > 0,04$, позволяет за пять-шесть проходов уменьшить высоту дефекта с 0,8 до 0,11 мм, т. е. в 5÷7 раз. При $h_i/l'_{\Pi} < 0.04 \div 0.02$ — значения Δt_i малы, а снижение h_i весьма незначительно, и инструмент копирует профиль дефекта. При шлифовании с коллинеарным направлением векторов V и V_л исходная высота дефекта уменьшается медленнее: за 10 проходов лишь в 1,7 раз. Поэтому при больших локальных дефектах малой протяженности целесообразно использовать схему шлифования с перпендикулярным направлением векторов V и V_д. Это сокращает необходимое число проходов инструмента при значительном снижении исходной высоты дефекта.

Что касается шлифования эластичным инструментом, в частности ленточным с обрезиненным контактным роликом, то оно используется в основном на чистовых и финишных операциях, когда локальные дефекты уже сняты.

Точность полусвободного шлифования определяли по разнотолщинности стенки изделия, для чего провели серию экспериментов [5] с использованием методов математической статистики [1, 2]. В работе [4] приведен нижний предел разнотолщинности для ленточного шлифования. Поэтому были проведены эксперименты по определению точности при шлифовании жестким инструментом образцов с размерами 250×50×12 из стали 12Х18Н10Т инструментом ПП 250×40×32 14А40НСТ1Б4. Подготовили 100 пластин с определенными интервалами разнотолщинности, из которых составили шесть групп по 25 образцов. Образцы измеряли в пяти фиксированных точках до и после шлифования. В таблице приведены экспериментальные данные: разнотолщинность образцов до $(X_1 = X_{\max 1} - C_{\min 1})$ и после $(X_2 = X_{\max 2} - X_{\min 2})$ шлифования; средняя толщина стенки до (X_{1cp}) и после (X_{2cp}) шлифования; средняя толщина t_{ср} снятого слоя металла.

Точность обработки исследуемым методом оценивали сравнением коэффициентов запаса точности до (ψ_1) и после (ψ_2) шлифования. Согласно работе [6] $\psi = \delta/\Delta$, где δ — допуск на толщину стенки изделия из листового проката (ГОСТ 19903—87); Δ фактическое поле рассеяния размеров. Если отношение $\psi_1/\psi_2 < 1$, то при полусвободном шлифовании точность обработки по сравнению с исходной снижается; если $\psi_1/\psi_2 = 1$, точность обработки остается на исходном уровне; если $\psi_1/\psi_2 > 1$ — повышается.

Так как в процессе полусвободного шлифования инструмент копирует профиль обрабатываемой поверхности, рассеяние размеров толщины стенки после шлифования будет аналогично рассеянию размеров листовой заготовки. Таким образом, технологическая наследуемость колебания толщины стенки изделия будет сохранена после полусвободного шлифования. В этом случае можно записать: $\Delta_1 = A\delta_1$; $\Delta_2 = A\delta_2$, где A -коэффициент, зависящий от рассеяния размеров (согласно работе [6] A = 3); среднее квадратичное отклоне-

ние
$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{U} \sum_{1}^{U} (X_i - X)^2}$$
, где U —

число деталей в партии; X_i — текущий действительный размер; X — среднее арифметическое размеров деталей данной партии.

Результаты, приведенные в таблице, показали, что при постоянных условиях шлифования и исходной разнотолщинности стенки менее 0,02 мм точность исходных размеров уменьшается (см. графу ψ_1/ψ_2). При разнотолщинности стенки изделия от 0,021 до 0,03 мм точность размеров остается исходной. При исходной разнотолщинности более 0,03 мм точность после шлифования увеличивается. Можно констатировать, что полусвободное шлифование как жестким, так и эластичным инструментом повышает точность обработки деталей с исходной погрешностью более 0,03÷0,05 мм.

Отметим, что погрешности обработки при полусвободном шли-

Номер группы	<i>X</i> ₁	<i>X</i> ₂	X _{lcp}	X _{2cp}	t _{cp}	σ_{cp}	σ_2	ψ_1	Ψ2	ψ_1/ψ_2
1	0÷0,02	0,013÷0,020	11,65	11,54	0,055	0,01634	0,1670	3,26	3,19	0,97
2	0,02÷0,04	0,023÷0,038	11,76	11,67	0,041	0,252	0,2527	2,12	2,11	0,99
3	0,04÷0,06	0,041÷0,052	11,73	11,62	0,057	0,2776	0,2740	1,91	1,95	1,04
4	0,06÷0,10	0,06÷0,09	11,68	11,60	0,042	0,2957	0,2718	1,80	1,96	1,08
5	0,10÷0,20	0,09÷0,18	11,54	11,54	0,043	0,3600	0,3300	1,48	1,62	1,09
6	0,20÷0,30	0,12÷0,21	11,65	11,50	0,055	0,3600	0,3900	1,37	1,44	1,05
6	0,20÷0,30	0,12÷0,21	11,65	11,50	0,055	0,3600	0,3900	1,37	1,44	1,05

В. И. МАЛЫГИН, д-р техн. наук, Ф. В. ЧЕРЕПЕНИН, С. М. СКОВПЕНЬ, Н. В. ЛОБАНОВ, кандидаты технических наук; Д. А. УЛЬЯНИЧЕВ (Севмаш ВТУЗ, г. Северодвинск), e-mail: udakotlas@rambler.ru

Цифровые методы управления одноприводными токарно-карусельными станками

Рассмотрены основные особенности методов цифрового управления одноприводными мехатронными системами слежения за профилем изделия.

Ключевые слова: одноприводные станки, электромагнитная муфта, методы управления, траектория движения, автоматическое слежение, элементарный отрезок

Main features of numerical of control of turning-andboring mono driving mechanotronical systems meant for product profile tracking were considered.

Keywords: mono driving machines, electromagnetic muff, control methods, guidepath, autotracking, line element.

В металлообрабатывающей промышленности широко используется технологическое оборудование с одним главным электроприводом и автоматической коробкой скоростей с электромагнитными муфтами (ЭМ), обеспечивающими как раздельную, так и одновременную управляемую подачу инструмента по двум координатам. К такому оборудованию, в частности, относятся токарно-карусельные копировальные станки, например мод. 1525. При обработке на таких станках сложнопрофильных деталей используют жесткие копиры с электромеханическими системами слежения за профилем посредством электрощупа, движущегося по копиру синхронно с резцом. При этом подвижный шток электрощупа вырабатывает сигналы управления "меньше", "равно", "больше", которые включают или отключают ЭМ следующей подачи, — резец перемещается по координатным осям. Ряд недостатков жестких копиров с электромеханическими системами слежения за профилем не позволяют получать сложнопрофильные изделия, соответствующие современным требованиям по точности и качеству обработанной поверхности и использовать информационные технологии. Поэтому актуальна разработка новых методов цифрового управления одноприводными мехатронными системами слежения за профилем. Рассмотрим некоторые разработки данных методов управления.

Суть предлагаемого метода цифрового управления процессом обработки сложнопрофильных тел вращения на токарно-карусельных станках с одним главным электроприводом и автоматической коробкой скоростей, управляющей подачей инструмента по осям координат, заключается в следующем:

1. На основе исходного чертежа обрабатываемой детали вместо жесткого копира создается теоретическая цифровая модель профиля. При этом профиль детали произвольной формы разбивается на *n* последовательно сопрягаемых элементарных от-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 46)

фовании не зависят от деформации системы "станок — приспособление — инструмент — деталь" (СПИД). При этом методе шлифования обрабатываемая поверхность, особенно менее жесткая, деформируется на некоторую величину Δf под действием силы Р_{пр} шлифовальной головки. Но на эту же величину опустится и шлифовальный инструмент при повороте маятниковой головки на оси шарнира. Поэтому можно считать, что деформация системы СПИД при полусвободном шлифовании не вызывает погрешностей обработки. Локальные дефекты, имеющие протяженность, соизмеримую с длиной контакта инструмента, способствуют повышению точности формообразования и уменьшению разнотолщинности стенок изделия. Аналитические зависимости для расчета толщины металла, снимаемого с вершины дефекта, позволяют определить необходимое число проходов инструмента, при котором обеспечивается заданная разнотолщинность стенки изделия.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Алабин Н. А., Ройтман А. Б. Корреляционно-регрессивный анализ статических данных в двигателестроении. М.: Машиностроение, 1974. 123 с.

2. Колкер Я. Д. Математический анализ точности механической обработки. М.: Техника, 1976. 199 с.

3. Фельдман Е. Ю. Разработка и внедрение метода бескопирного шлифования крупногабаритных деталей ГТД качающимся инструментом: Дис. ... канд. техн. наук. Казань, 1989. 189 с. Машинопись.

4. **Чамин А. Ф.** Исследование бескопирного ленточного шлифования с качательными движениями инструмента: Дис. ... канд. техн. наук. Казань, 1979. 176 с. Машинопись.

5. Юнусов Ф. С., Фельдман Ю. Я. Шлифование крупногабаритных деталей маятниковыми головками. М.: Машиностроение, 1981. 120 с.

6. Юнусов Ф. С., Юнусов Р. Ф. Исследование точности обработки и стабилизации силы резания при полусвободном шлифовании // Вестник машиностроения. 2012. № 9. С. 52—57.

резков. Каждый *i*-й отрезок задается начальной и конечной точками в декартовых координатах соответственно $X_{\rm Hi}$, $Z_{\rm Hi}$ и $X_{\rm Ki}$, $Z_{\rm Ki}$, которые и образуют исходную матрицу цифровой модели. Шаг разбиения профиля на отрезки может быть различным и зависит от кривизны поверхности и требований к качеству обрабатываемой поверхности. С увеличением кривизны должно увеличиться и число элементарных отрезков.

2. Цифровая модель профиля вводится в память устройства числового программного управления (УЧПУ) и используется специально разработанной управляющей программой для формирования сигналов управления, обеспечивающих последовательное движение рабочего органа станка по всем элементарным отрезкам. При этом на каждом *i*-м отрезке определяется величина рассогласования между координатами X_{ki} , Z_{ki} исходной матрицы цифровой модели и текущими координатами X_{Ti} , Z_{Ti} резца, поступающими в УЧПУ с высокоточных линейных датчиков обратной связи (энкодеров): $\Delta X_i = X_{ki} - X_{Ti}$ — по оси X; $\Delta Z_i = Z_{Ki} - Z_{Ti}$ — по оси Z.

В соответствии с сигналами рассогласования и обеспечивается точный выход резца в точку координат исходной матрицы цифровой модели.

3. В зависимости от угла наклона каждого эле-

ментарного отрезка
$$\alpha_i = \arctan \frac{Z_{\kappa i} - Z_{Hi}}{X_{\kappa i} - X_{Hi}}$$
 в программе

автоматически выбирается один из восьми секторов обработки (аналогично одной из восьми гистограмм при использовании жестких копиров), внутри которого однозначно задаются направление движения и ось ведущей подачи (ВП) и следящей подачи (СП).

4. Траектория движения резца внутри каждого элементарного отрезка задается программно — путем формирования управляющих импульсов, поступающих на соответствующие ЭМ управления движения рабочего органа по осям X и Z. При этом электромагнитная муфта ВП включена постоянно и обеспечивает движение резца с постоянной заданной подачей S_3 , а электромагнитная муфта СП включается и выключается периодически в зависимости от величины сигнала рассогласования между координатами положения резца и точки его пересечения с элементарным отрезком. Этим обеспечивается режим автоматического слежения траектории движения резца за исходной линией элементарного отрезка.

Разработка и выбор оптимального метода управления траекторий движения внутри каждого элементарного отрезка — наиболее интересная и сложная задача реализации систем цифрового управления одноприводными станками с ЭМ управления движением по координатным осям. При использовании станков с автономными электроприводами



Рис. 1. Простейшие траектории движения резца без слежения за положением элементарного отрезка при раздельном (*a*) и совместном (δ) управлении ЭМ

для каждой координатной оси переход резца из точки *а* в точку *b* можно задать по любой траектории, используя различные интерполяторы (линейные, круговые, сплайновые и т. д.), позволяющие отдельно задать подачу по каждой оси — S_X и S_Z . В одноприводных станках с ЭМ применение интерполяторов невозможно, так как подачи по обеим координатным осям равны и зависят от частоты вращения главного привода. Поэтому траектория движения резца может быть двух видов (рис. 1).

При совместном управлении электромагнитными муфтами (см. рис. 1, б) вначале происходит только ВП (по оси X), а затем при достижении координаты $X_{B\Pi} = X_{K} - Z_{K}$ включается СП (по оси Z) и резец движется под углом 45° к оси X до прихода в точку b. Такой способ управления неприемлем, так как не обеспечивает высокое качество обрабатываемой поверхности и требует разбивки профиля на бо́льшее число элементарных отрезков. Поэтому целесообразно при движении резца внутри каждого элементарного отрезка дополнительно ввести автоматическое слежение за его положением. При этом также возможны два варианта траектории движения резца (рис. 2) — при раздельном и совместном управлении ЭМ, включающими подачу по координатным осям. На рис. 2 показаны также временные диаграммы напряжений u_{vX} и u_{vY} управления, поступающих на соответствующие ЭМ.

При данном методе оператор задает глубину t_p резания и ширину δ зоны слежения, которая может быть достаточно малой (1÷100 мкм).

Рассмотрим особенности траектории движения резца от начальной точки *a* к конечной точке *b* вдоль элементарного отрезка с углом наклона $\alpha_i \approx 30^\circ$ при раздельном управлении ЭМ (см. рис. 2, *a*). После команды "Пуск" формируется сигнал управления u_{yX} , который подается на электромагнитную муфту оси *X*; при этом включается подача и начинается заглубление резца от точки касания (TK) до начальной координаты отрезка (точка *a*). После этого подача S_X отключается и включается подача S_Z . При движении резца по оси *Z* программно (с заданной точностью) определяется точка *2* его пересечения с границей зоны слежения. При отклонении $\Delta Z = -\frac{\delta}{2\pi} - Z_T \leq \Delta Z_2$ снимается сигнал управ-

нии $\Delta Z = \frac{\delta}{\sin \alpha_i} - Z_{\rm T} \leq \Delta Z_3$ снимается сигнал управления с ЭМ, т. е. отключается подача, и в



Рис. 2. Траектории движения резца с использованием слежения за положением элементарного отрезка при раздельном (*a*) и совместном (*б*) управлении ЭМ и временные диаграммы напряжений управления ЭМ

результате выбега при торможении резец попадает в точку 2. Затем подается сигнал управления на включение подачи S_X , при движении по которой аналогично определяются точка 3 пересечения резца с линией исходного элементарного отрезка и от-

клонение $\Delta X = \frac{\delta}{\sin \varphi_i} - X_{\rm T} \leq \Delta X_3$. При выполнении

последнего условия выключается подача S_X и вновь включается подача S_Z и т. д. Таким образом, при раздельном управлении ЭМ система управления формирует импульсы u_y определенной продолжительности $t_u = f(S_3, \alpha_i, \delta, \tau_{ЭМ}, ...)$, зависящей от заданной подачи S_3 угла α_i наклона элементарного отрезка, ширины δ зоны слежения выбегов привода по осям X и Z и т. д.

Основные недостатки метода слежения с раздельным управлением подачами S_X и S_Z :

1) сравнительно большая шероховатость обрабатываемой поверхности (зависит в основном от α_i и δ);

2) ухудшение динамики работы подач из-за периодического включения ЭМ управления движением по координатным осям (частота переключений зависит от S_3 , α_i и δ);

3) сложность попадания резца в расчетные точки траектории из-за инерционности привода подач и выбега после отключения подачи: возможны перебеги при больших подачах S_3 и, как следствие, пропуски отдельных циклов слежения, что негативно влияет на качество обработанной поверхности. При совместном движении инструмента по координатным осям X и Z (см. рис. 2, δ) указанные недостатки проявляются меньше. Качество обработанной поверхности повышается. Ведущая и следящая подачи однозначно определяются углом α_i наклона элементарного отрезка: при $\alpha_i < 45^\circ$ ведущей является подача по оси X (ВП_X), следящей по оси Z (СП_Z); при $\alpha_i > 45^\circ$ наоборот — ведущей будет подача по оси Z (ВП_Z), следящей — по оси X (СП_X). Чередование ВП и СП происходит во всех восьми секторах обработки. При $\alpha_i = 45$, 135; 225 и 315° совершаются одновременно равные подачи по обеим осям и резец перемещается под углом, кратным 45°.

Основная особенность данного метода состоит в непрерывности ВП. На ЭМ управления ВП подается постоянное напряжение $U_{\Pi} = 24$ В, и резец перемещается с постоянной заданной подачей S_3 . СП включается и выключается периодически в расчетных точках 1, 2, 3 и т. д. траектории резца. При этом на ЭМ управления СП подаются импульсы u_y напряжения продолжительностью t_{μ} с частотой

 $f_{\rm C\Pi} = \frac{1}{t_{\rm u} + t_{\rm n}} (t_{\rm n} - {\rm продолжительность паузы}).$ Ко-

ординаты расчетных точек определяются как координаты точек пересечения траектории резца с исходной линией обрабатываемого отрезка (см. рис. 2, точки 1, 3, 5 и т. д.) и с границей зоны слежения (точки 2, 4, 6 и т. д.).

Импульсный метод управления СП (см. рис. 2, *б*) обеспечивает более плавную траекторию резца

вдоль линии обрабатываемого отрезка (здесь угол перехода от точки к точке составляет ≈135° вместо 90° в предыдущем методе, вследствие чего улучшается качество обрабатываемой поверхности). Кроме того, увеличивается продолжительность СП, что улучшает динамику работы привода.

Продолжительность $t_{\rm u}$ формируемых импульсов управления в общем случае зависит от многих факторов: заданной оператором подачи S_3 ; угла α_i наклона отрезка; ширины δ зоны слежения; электромагнитной постоянной $\tau_{\rm ЭМ}$ привода СП и т. д. Функциональную зависимость $t_{\rm u} = f(S_3, \alpha_i, \delta, \tau_{\rm ЭМ}, ...)$ можно получить, рассмотрев траекторию резца в зоне слежения (см. рис. 2, δ , треугольник, образованный точками 1, 2, 3). При известных (заданных) значениях S_3 , α_i и δ получим:

$$t_{\mu} = \frac{d_{12}}{S_3} = \frac{\delta}{S_3 \sin(45^\circ - \alpha_i)};$$

$$t_{\Pi} = \frac{d_{23}}{S_3} = \frac{\delta}{S_3 \sin \alpha_i};$$

$$f_{\Pi} = \frac{1}{(t_{\mu} + t_{\Pi})},$$
(1)

где $d_{12} = \delta/\sin\varphi_i = \delta/\sin(45^\circ - \alpha_i)$ — перемещение резца между точками *1* и *2* за время t_{μ} ; $d_{23} = \delta/\sin\alpha_i$ — перемещение резца между точками *2* и *3* за время t_{Π} .

Например, при $\alpha_i = 30^\circ$, $\delta = 10$ мкм и $S_3 = 11$ мм/мин = 0,183 мм/с получим: $t_{\rm H} = 0,211$ с; $t_{\rm II} = 0,11$ с; $f_{\rm CII} = 3,125$ Гц. Согласно зависимостям (1) с увеличением α_i время $t_{\rm H}$ увеличивается, время $t_{\rm II}$ уменьшается, а частота $f_{\rm CII}$ изменяется по синусоидальному закону. При этом максимальная частота $f_{\rm CII} = 3,5$ Гц соответствует углу $\alpha_i = 22,5^\circ$, при котором $t_{\rm H} = t_{\rm II} = 0,142$ с. При $\alpha_i = 0$ имеем $t_{\rm II} \rightarrow \infty$ и $f_{\rm CII} = 0$, т. е. СП включена и резец перемещается по си X. При $\alpha_i = 45^\circ$ наоборот $t_{\rm H} \rightarrow \infty$ и $f_{\rm CII} = 0$, т. е. СП включена постоянно и совместно с ВП, поэтому резец перемещается под углом 45°.

Как показали экспериментальные исследования, такой метод слежения за линией обрабатываемого отрезка обеспечивает высокие точность и качество обработанной поверхности при малых подачах S_3 . С увеличением S_3 из-за сравнительно большого выбега по координатной оси СП после снятия сигнала управления наблюдаются перебеги резцом точек пересечения 2, 4, 6 и т. д. и, как следствие, пропуски отдельных циклов слежения, что ухудшает качество обработки. Для устранения указанного недостатка в интервалах $t_{\rm u}$ работы СП предлагается дополнительно использовать широтно-импульсный метод (ШИМ) регулирования подачи.

Рассмотрим особенности метода слежения за линией обрабатываемого отрезка траектории резца с использованием ШИМ регулирования $C\Pi_Z$, при котором система управления СП формирует



Рис. 3. Траектория движения резца на элементарном отрезке *ab* и временные диаграммы сигналов управления при использовании ШИМ регулирования СП_Z

импульсы $u_{y C\Pi}$ управления (рис. 3). При этом первый форсирующий импульс должен иметь продолжительность $t_{\Phi} \approx \tau_{\Im M}$. В течение этого времени рабочий орган начинает движение по оси Z и достигает подачи, примерно равной $0.55S_{Z ycT}$ ($S_{Z ycT}$ — установившаяся подача по оси Z). Затем вступает в работу широтно-импульсный регулятор, который формирует импульсы управления продолжительностью t_{μ} с частотой следования $f_{\Pi UM} = 1/T_{\Pi UM} = \text{const.}$

Продолжительность формируемых импульсов зависит от многих факторов, в том числе в значительной мере от конкретных индивидуальных особенностей станка и состояния механических узлов его электропривода, учесть которые можно только экспериментально. При малых значениях α_i время $t_{\rm u}$ также мало, при увеличении α_i значение $t_{\rm u}$ возрастает и при $\alpha_i \approx 45^\circ$ имеем $t_{\rm u} \approx T_{\rm ШИМ}$. При этом частоту $f_{\rm ШИМ}$ следует выбирать такой, чтобы обеспечить режим непрерывного тока в обмотке ЭМ и чтобы в интервале $t_{\rm u} \, {\rm CH}$ уложилось порядка 50÷100 периодов $T_{\rm ШИМ}$. Для данного случая оптимальной можно считать частоту $f_{\rm ШИM} = 1\div5$ кГц.

Напряжение $u_{y \ \Im M}$, поступающее на ЭМ, вначале имеет максимальное (форсированное) значение $U_{\phi} = U_{\Pi} = 24$ В, а затем уменьшается до среднего значения $U_{cp} = \frac{t_{\mu}}{T_{\Pi \Pi M}} U_{\Pi}$. При этом аналогично

изменяется момент M вращения, передаваемый ЭМ на выходной вал СП. Поэтому средняя подача S_Z будет уменьшаться пропорционально умень-



Рис. 4. Траектория движения резца и временные диаграммы сигналов управления при использовании ЧИМ регулирования средней СП $_Z$

шению $U_{\rm cp}$. Следовательно, резец будет перемещаться не под углом 45°, как при предыдущем методе, а под меньшим углом, близким к углу α наклона отрезка.

Таким образом, предлагаемый метод слежения за линией обрабатываемого отрезка с использованием ШИМ регулирования среднего напряжения $U_{\rm cp}$, поступающего на ЭМ, позволяет регулировать среднюю СП в широких пределах и по своей эффективности приближается к работе линейных интерполяторов в станках с автономными электроприводами по каждой оси. При оптимальной зависимости изменения $t_{\rm u}$ от различных факторов можно получить траекторию резца, близкую к линии обрабатываемого отрезка, а следовательно, и высокое качество обработанной поверхности.

Недостатком рассмотренного метода является сложность его аппаратной и программной реализации, так как требуется учитывать многие факторы и индивидуальные особенности работы каждого конкретного станка. При этом существенно усложняется структура управляющей программы из-за необходимости проведения большого числа дополнительных расчетов. Этот метод требует дальнейшего исследования.

Более универсальным и простым в реализации является способ слежения за положением обрабатываемого отрезка с использованием частотно-импульсного метода (ЧИМ) регулирования средней подачи следящей оси. Траектория движения резца и временные диаграммы формируемых сигналов управления при использовании ЧИМ показаны на рис. 4.

Особенность данного метода слежения за отрезком ab заключается в том, что на ЭМ управления СП_Z подаются импульсы напряжения с постоянной минимальной продолжительностью $t_{\mu} = \text{const},$ которая определяется экспериментально для каждого станка и каждой оси с учетом особенностей динамики работы их электроприводов. При этом продолжительность t_и следует выбирать так, чтобы за время действия этого импульса ось успела тронуться с места и отойти на минимальное расстояние от линии отрезка ab (точки 2, 5, 8 и т. д.). При этом ток в ЭМ не успевает достигнуть максимального значения. Затем СП отключается и после определенного небольшого выбега (интервалы между точками 2-3, 5-6, 8-9, 11-12) останавливается, а ведущая ось продолжает движение с постоянной подачей S₃ до точки пересечения резца с исходной линией отрезка (точки 4, 7, 10 и т. д.) и в момент ее пересечения вновь включается на короткое время *t*_и следящая ось, осуществляется очередной отскок и т. д. до конечной точки b обрабатываемого отрезка. Следует отметить, что в данном методе используют только участки разгона и выбега (торможения) оси, на которых подача непостоянна и всегда меньше S_3 , поэтому траектория резца будет сглаженной в отличие от остальных методов, что улучшает качество обработанной поверхности вследствие уменьшения шероховатости. Интервал t_{Π} ВП на каждом такте не остается постоянным и зависит от многих факторов: $t_{\Pi} = f(S_3, \alpha_i, \tau_{\Im M}, ...).$

Однако в отличие от предыдущего метода учитывать все эти факторы нет необходимости, так как начало очередного такта слежения строго синхронизировано с моментом прихода резца в точку пересечения с отрезком *ab* (точки *1*, *4*, 7 и т. д.), т. е. в этом отношении данный метод — адаптивен. При этом автоматически меняется частота работы

системы управления
$$f_{C\Pi} = \frac{1}{t_{\mu} + t_{\Pi}}$$
, где $t_{\mu} = \text{const}$, а

 t_{Π} = var. Если рассматривать зависимость $t_{\Pi} = f(\alpha_i)$, то при $\alpha_i \approx 0$ имеем $t_{\Pi} \rightarrow \infty$ и $f_{C\Pi} = 0$, т. е. действует только ВП; при $\alpha_i \approx 45^\circ$ имеем $t_{\Pi} \rightarrow 0$ и $f_{C\Pi} = 1/t_{\Pi} = \text{const}$, следовательно, обе оси постоянно движутся и резец перемещается под углом 45°.

Средняя подача S_3 следящей оси определяется суммарной продолжительностью работы и рассчитывается по формуле

$$S_{\rm cp} = \frac{Z_b - Z_a}{\Sigma t_{\rm w}} = \frac{\Delta Z_{ba}}{n t_{\rm w}}$$

где n — число включений СП при движении резца от начала (точка a) до конца (точка b) элементарного отрезка.

Достоинства данного метода управления:

1) упрощаются система управления и управляющая программа, так как в каждом такте слежения рассчитывается и контролируется только одна точка пересечения резца с отрезком *ab*. При этом формируется одиночный импульс управления с калиброванной продолжительностью $t_{\rm H}$ = const;

2) не требуется задавать ширину δ зоны слежения и частоту работы $f_{\rm ШИМ}$ — здесь зона слежения определяется автоматически и зависит от динамики работы электропривода следящей оси;

3) можно получить высокое качество обработанной поверхности. Максимальная величина (δ_Z) зубца при оптимальном $t_{\rm H}$ составляет 3÷10 мкм, что вполне приемлемо для копировальных станков;

4) по эффективности система слежения за линией обрабатываемого отрезка с использованием ЧИМ регулирования средней подачи следящей оси приближается к системам управления электроприводами с линейными интерполяторами.

К недостаткам следует отнести необходимость экспериментального определения минимально необходимой продолжительности $t_{\rm H}$ для конкретного станка и каждой оси СП. Кроме того, шероховатость обработанной поверхности несколько хуже, чем при методе с использованием ШИМ регулятора.

Оценку эффективности исследуемых методов слежения за профилем обрабатываемых деталей с

использованием цифровых моделей проводили на модернизированном токарно-карусельном станке мод. 1525, на котором и была дополнительно установлена цифровая система управления левым суппортом, реализованная на базе УЧПУ NC-201М с модулем NC210-401 релейной коммутации (24 выхода) и модулем NC210-402 (32 выхода) с индикацией, включая выносной станочный пульт NC-110-78В. В качестве датчиков обратной связи по осям Х и Z использовали оптоэлектронные преобразователи линейных перемещений ЛИР-8 с разрешающей способностью 1 мкм, с помощью которых с высокой точностью контролировали все перемещения рабочего органа станка. С учетом особенностей базового программного обеспечения УЧПУ NC-201М и одиночного привода станка 1525 разработана методика создания цифровых моделей копиров с применением современных информационных технологий.

Применение разработанных цифровых методов управления траекторией резца в одноприводных станках позволяет приблизить качество обработки деталей к обработке на станках с автономными электроприводами для каждой координатной оси, а также расширить их функциональность и повысить производительность.

УДК 621.762.22

В. П. РЕВА, канд. техн. наук, Д. В. МОИСЕЕНКО (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), e-mail: festurvp@mail.ru

Технологические свойства порошковой быстрорежущей стали, полученной на основе стружкоотходов, измельченных в присутствии высокомолекулярного соединения

Рассмотрены технологические особенности порошковой быстрорежущей стали, полученной диспергированием отходов стали Р6М5 в присутствии механически деструктируемого полимера. Показана целесообразность максимального сокращения времени между диспергированием металла и спеканием изделия для достижения максимальной плотности.

Ключевые слова: быстрорежущая сталь, стружка, высокомолекулярное соединение, механодеструкция, виброобработка, полиметилметакрилат, коррозия, прессуемость, спекаемость, пористость.

Technological features of powdered metal high-speed steel, produced by dispergating P6M5 steel off-cuts in the presence of mechanically degradable polymer substance were considered. It was shown practicability of maximal reduce time interval between metal dispergating and product sintering with aim in mind the maximum solidness.

Keywords: high-speed steel, chip scrap, high-molecular compound, mechano-destruction, vibro-processing, polymethyl methacrylate, corrosion, compactibility, sinterability, sponginess.

Значительное увеличение потребления жаропрочных и высокопрочных сталей в машиностроении, автоматизация обработки резанием обусловливают высокие требования к стойкости режущего инструмента. Поставленная задача отчасти может быть решена существенным увеличением объема производства комплексно легированных быстрорежущих сталей, однако возможности повышения механических свойств сталей только путем легирования уже во многом исчерпаны.

Механическая обработка металлов резанием — один из самых надежных методов размерной обработки. Точность и чистота поверхности деталей машин, как правило, обеспечиваются только обработкой резанием на металлорежущих станках, при этом в металлообрабатывающих производствах ежегодно накапливаются миллионы тонн стружки. Технология порошковой металлургии для получения быстрорежущих сталей открывает перспективы как в области утилизации отходов металлообработки, так и для повышения эксплуатационных свойств порошковых сталей [1]. В отличие от традиционной технологии переплава механохимическая технология не приводит к угару дефицитных легирующих элементов.

Размол металлов требует больших энергетических затрат. Снижение последних и повышение производительности оборудования достигается использованием поверхностно-активных веществ (ПАВ), применение которых обусловлено необходимостью предотвращения интенсивного агрегатирования высокоактивных частиц и ускорения процесса измельчения. В практике измельчения материалов, как правило, используют жидкие ПАВ [2].

В качестве высокомолекулярной среды, расположенной к механодеструкции и генерированию низкомолекулярных активных компонентов, выбран полиметилметакрилат (ПММА), который характеризуется дефицитом связанного кислорода, является крупнотоннажным продуктом высокомолекулярной химии, обладает относительно низкой энергией активации термодеструкции (60 ккал/моль), а следовательно, и механодеструкции. Принято считать, что загрязняющим компонентом в ПММА является мономер [3]. В данном случае присутствие метилметакрилата не является вредным, так как последний активно участвует в механокрекинге — механосинтезе и тем самым способствует диспергированию сплава. ПММА в условиях вибрационной обработки подвергается механокрекингу с образованием летучих (водорода, мономеров) и других составляющих [4]. Эти компоненты активно участвуют в диспергировании металла, так как продукты механокрекинга высокомолекулярного соединения проникают в поверхностные трещины, формируя на гранях тонкие пленки и предотвращая их смыкание [5].

Поставлена задача — исследовать технологические свойства порошковой быстрорежущей стали, полученной диспергированием стружки стали Р6М5 в присутствии механически деструктируемого полимера. Объект исследований — стружка быстрорежущей стали Р6М5 (таблица). В качестве твердофазного ПАВ использовали эмульсионный полиметилметакрилат с молекулярной массой $6 \cdot 10^5$ (0,1÷5 % по массе).

Размол стружки выполняли в энергонапряженной вибромельнице [6, 7] при частоте колебаний контейнера 650÷850 мин⁻¹ и амплитуде 90 мм. Интенсивность измельчения (отношение массы исходных материалов к массе размалывающих шаров) 1:20, время размола 3÷21 мин. Измельчающие тела — шары из стали ШХ-15. Перед измельчением стружку предварительно центрифугировали, затем промывали в бензине Б-70 и ацетоне, после чего просушивали при температуре 60÷80 °С в течение 2 ч.

Степень измельчения отходов стали P6M5 оценивалась по гранулометрическому составу получаемых порошков по ГОСТ 18318—94. Удельную поверхность порошков определяли методом газопроницаемости на приборе Т-3; топографию поверхности агрегатов и морфологию частиц — на растровом электронном микроскопе JSM-25SII (Япония); распределение разме-

Химический состав стружки стали Р6М5, %

Химический элемент										
С	W	Cr	Ni	V	Мо	Mn	Si	S	Р	Fe
0,82÷0,90	5,5÷6,5	3,8÷4,4	≤0,4	1,7÷2,1	5,0÷5,5	0,4	0,5	≤0,03	≤0,035	Оста- ток



Рис. 1. Зависимость изменения удельной поверхности S_{уд} порошка быстрорежущей стали от содержания С полимера

ров частиц — с помощью лазерного анализатора частиц Анализетте 22 фирмы "Fritsch" (Германия).

Окисляемость порошков в зависимости от содержания органической среды в системе металл—полимер и времени хранения порошка исследовали путем коррозионных испытаний. Навески порошка помещали в керамические лотки, которые устанавливали в эксикатор, содержащий открытые емкости с концентрированной серной кислотой, углекислым аммонием и водой. О скорости окисления судили по увеличению массы исследуемых порошков.

Для определения оптимального содержания полимера, необходимого для интенсификации диспергирования стружки, исследовано изменение удельной поверхности порошка быстрорежущей стали в зависимости от концентрации ПММА в системе "стружка стали Р6М5—полимер" (рис. 1). Содержание ПММА варьировалось от 0,1 до 5 %, время обработки составляло 10 мин.

Максимальная удельная поверхность соответствует введению в стружку 2 % ПММА, поэтому данная концентрация полимера принята за оптимальную. Последний при дальнейшем увеличении содержания полимера выполняет функцию демпфера, в результате чего происходит рассеяние подводимой механической энергии и, соответственно, уменьшение удельной поверхности.

Представлена зависимость изменения удельной поверхности порошка от времени вибрационной обработки стружкоотходов стали P6M5 в присутствии ПММА и без введения органической среды (рис. 2). Введение полимера позволило получить на всех этапах измельчения более высокую удельную поверхность. Так, через 21 мин обработки удельная поверхность порошков, измельчавшихся с полимером, составляет 0,4 м²/г, а без него — 0,13 м²/г, т. е. в 3 раза больше.

Увеличение времени измельчения стружки приводит к более полному протеканию механодеструкции полимера, повышению концентрации свободных макрорадикалов, проникающих в поры и микротрещины порошка и способствующих (в результате расклинивающего действия) интенсивному измельчению стружки и получению высокодисперсного порошка. Наиболее интенсивно порошок измельчается в течение 12-15 мин виброобработки, затем скорость прироста удельной поверхности снижается. Это связано с тем, что при уменьшении размера частиц возрастает вероятность появления бездефектной структуры металла, а так как величина подводимой энергии постоянна, то интенсивность измельчения снижается.

На рис. 3 показаны зависимости изменения процентного содержания Φ_{Σ} фракций (по диаметру *d* частиц) порошка быстрорежущей стали от времени диспергирования стружки в присутствии 2 % ПММА.

После 12 мин виброобработки происходит увеличение доли крупных фракций, что связано с агрегатированием высокодисперсных (менее 5 мкм) частиц порошка. Полимер в этих агрегатах является связующим, а высокодисперсный порошок — наполнителем (рис. 4).

Морфология частиц порошка стали Р6М5, полученного из-



Рис. 2. Зависимости изменения удельной поверхности порошка от времени τ виброобработки стружки стали P6M5 в отсутствие полимерной среды (1) и при 2 % ПММА (2)



Рис. 3. Зависимости изменения процентного содержания Φ_{Σ} фракций порошка быстрорежущей стали по диаметру *d* частиц от времени $\tau = 3$ (*1*); 12 (*2*); 20 мин (*3*) диспергирования стружки в присутствии 2 % ПММА

мельчением стружковых отходов в присутствии 2 % ПММА и без него в течение 3, 12 и 20 мин вибрационной обработки, представлена на рис. 5.

При измельчении стружки в отсутствие полимера металлический порошок через 20 мин виброобработки представляет собой наклепанные пластины, дефектность поверхности которых уступает даже порошку, полученному через 3 мин виброобработки стружки с полимером. Порошок, полученный измельчением стружки в течение 12÷20 мин с ПММА, имеет высокоразвитую поверхность. Размеры частиц порошка не превышают 50 мкм.

Увеличение времени вибрационной обработки стружки быстрорежущей стали в присутствии 2 % ПММА приводит к повышению насыпной плотности (рис. 6). Если дисперсный порошок подвергнуть отмывке ацетоном от продуктов механодеструкции ПММА, то насыпная плотность увеличивается.

При увеличении времени вибрационной обработки увеличивается пикнометрическая плотность (с 6,65 г/см³ при 3 мин диспергирования системы "металлполимер" до 7 г/см³ при 21 мин обработки), что обусловлено механокрекингом высокомолекулярного соединения при диспергировании стружкоотходов. Соответственно, чем больше время обработки, тем выше концентрация газообразных продуктов механодеструкции органического соединения и меньше молекулярный вес полимера, следовательно, меньше влияние массы ПММА на пикнометрическую плотность системы "быстрорежущая сталь-полимер". Если после виброобработки удалить продукты механодеструкции полимера, то пикнометрическая плотность снижается (с 7,72 г/см³ при 3 мин диспергирования до 7,15 г/см³ при 21 мин обработки), так как увеличение времени виброобработки приводит к повышению дисперсности порошка, развитию его поверхности и увеличению количества продуктов механодеструкции полимера, находящихся в поверхностных дефектах металлических частиц. Полностью удалить эти продукты из порошка с помощью растворителя практически невозможно.

Серьезные трудности в технологии диспергирования металлов вызывает защита активированных порошков от окисления. На рис. 7 представлены результаты коррозионных испытаний порош-



Рис. 4. Структура порошка (a, ×70), полученного измельчением стружки стали Р6М5 с ПММА, поверхность брикета (δ , ×1500) и излом (e, ×2000)



Рис. 5. Морфология частиц порошка, полученного измельчением стружки стали P6M5 в отсутствие полимерной среды (a, 6, d), при ПММА (δ, c, e) и времени обработки $\tau = 3$ (a, δ) ; 12 (e, c); 20 мин (d, e)

ков после вибрационной обработки стружки в течение 12 мин в отсутствие полимерной среды и с добавкой ПММА.

При любом содержании ПММА относительный привес ΔP порошка меньше, чем без введения полимера. Причем, чем выше концентрация высокомолекулярного соединения, тем выше защита металла от окисления. Это объясняется тем, что метилметакрилат — один из продуктов механодеструкции полиметилметакрилата, способен полимеризоваться на ювенильных поверхностях металла (привитая полимеризация), образуя защитные пленки органического вещества на частицах диспергируемого металла. Увеличение содержания полимера в гетерофазной системе способствует образованию равномерного защитного слоя на частицах металла, что снижает относительный привес металла в агрессивной среде. Увеличение содержания ПММА от 2 до 5 % приводит к некоторому снижению относительного привеса порошка, но из-за демпфирующих свойств и самого полимера, и привитых полимерных пленок повышенное содержание полимера резко снижает эффективность диспергирования металла. Порошки, обработанные с полимером, наиболее интенсивно корродируют в первые 100 ч. В дальнейшем происходит незначительное увеличение относительного привеса.

На рис. 8 представлены зависимости изменения плотности р и пористости П прессовок из порошка, полученного измельчением стружки стали P6M5 с 2 % ПММА от времени измельчения и давления прессования. Плотность прессовок с увеличением давления прессования увеличивается линейно, а пористость соответственно снижается.

Увеличение времени вибрационной обработки снижает плотность прессовок и увеличивает пористость. Видимо, причина заключается в том, что с развитием поверхности порошка большое количество продуктов механодеструкции полимера проникает в поверхностные дефекты металлических частиц. При малом времени размола полимер находится между частицами порошка и играет роль смазочного материала. При увеличении времени диспергирования полимер проникает в микротрещины частиц металла, что увеличивает эффект упругого последействия и, соответственно, снижает плотность прессовок. Это подтверждает давление выпрессовки, которое возрастает с увеличением продолжительности вибрационной обработки стружкоотходов (рис. 9). Причем увеличение времени виброобработки стружки в 2,5 раза (с 4 до 10 мин) увеличивает давление выпрессовки в 4÷6 раз.

При работе с порошками, полученными в результате диспергирования стружкоотходов совместно с механически деструктируемым полимером, необходимо учитывать, что при нагревании до температуры спекания происходит термодеструкция ПММА с образованием летучих веществ. Повыше-



Рис. 6. Зависимости изменения насыпной плотности ρ порошка быстрорежущей стали от времени виброобработки τ при использовании полимера, отмытого (1) и неотмытого (2) растворителем



Рис. 7. Зависимости изменения относительного привеса ΔP порошка стали P6M5 от времени $t_{\rm k}$ коррозионных испытаний и содержания полимера C = 0 (1); 1 (2); 2 (3); 5 % ПММА (4)

ние плотности брикетов путем увеличения давления прессования может привести к образованию закрытых пор, ухудшающих процесс восстановления порошка при спекании. Кроме того, затрудняется выход газообразных продуктов термодеструкции, что может привести к разбуханию брикетов при спекании.

Для исследования на спекаемость использовали прессовки из порошка, полученного измельчением в течение 12 мин стружки стали Р6М5 в присутствии 2 % ПММА. Давление прессования 800 МПа. На рис. 10 показаны зависимости изменения плотности и пористости образцов от температуры *T* спекания. Так как при нагревании от 120 до 450 °С происходит термодеструкция полиметилметакрилата с образованием газообразных продуктов, обладающих восстановительными свойствами, спекание проводилось в герметичном контейнере в среде собственных продуктов термодеструкции полимера. При температуре спекания T > 1220 °C пористость спеченных образцов не превышала 3 %; при T = 1250 °C — 0,5÷1 %. Максимальная объемная усадка (30-32 %) реализуется в интервале температур 1220÷1250 °С. Порошки, полученные диспергированием стружкоотходов, обладают высокой активностью. что связано с увеличением свободной энергии металла в условиях высокой механической энергии.

Построены зависимости изменения плотности и пористо-



Рис. 8. Зависимости изменения плотности ρ (—) и пористости Π (---) прессовок из порошка стали P6M5 от давления *р* прессования и времени $\tau = 4$ (1); 12 мин (2) измельчения стружки



Рис. 9. Зависимости изменения давления $p_{\rm B}$ выпрессовки от давления pпрессования и времени $\tau = 4$ (1); 6 (2); 8 (3); 10 мин (4) диспергирования порошка быстрорежущей стали



Рис. 10. Зависимости изменения плотности ρ и пористости П образцов из порошка стали P6M5 от температуры T спекания



Рис. 11. Зависимости изменения плотности ρ и пористости П образцов из порошковой быстрорежущей стали от времени t_x хранения порошка

сти спеченных при температуре 1220 °С образцов из порошка, полученного диспергированием в течение 12 мин стружки стали P6M5 в присутствии 2 % ПММА, от времени хранения порошка (рис. 11). Порошок хранился в герметичной таре, что исключало взаимодействие с окружающей средой. При хранении порошок дезактивирует из-за релаксации микронапряжений в металле, в результате чего снижается плотность (увеличивается пористость) спеченных образцов.

Таким образом, высокомолекулярные органические вещества можно использовать в качестве ПАВ при диспергировании отходов металлообработки. Полимер предохраняет поверхность активированного металла от окисления, что обеспечивает длительное хранение порошка, полученного механохимической обработ-

Серия статей "Моделирование технологических процессов обработки материалов в системе Marc (CAD/CAE)"

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

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

Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Часть 3. Двухугловая гибка с прижимом заготовки*

Представлены аналитические зависимости для расчета напряженно-деформированного состояния заготовки при двухугловой гибке с прижимом заготовки и методология моделирования данного процесса в системе Marc.

Ключевые слова: двухугловая гибка, заготовка, напряженно-деформированное состояние, моделирование, система Marc.

Mathematic laws for design of stress-strain state of blank part at doubleangle bending with blank holding and modeling methodology of this process in Marc system were presented.

Keywords: double-angle bending, blank part, stressstrain state, modeling, Marc system.

Форму и размеры заготовки изогнутой детали определим по формулам из справочников. Для первой стадии обработки — охват заготовкой скругленной кромки инструмента, решаем упругую за-

* Продолжение. Начало в № 8, 9 за 2012 г.

дачу до начала перехода элементов в пластическое состояние, для второй стадии решаем упругопластическую задачу до перехода всех элементов по толщине заготовки в пластическое состояние, для третьей стадии — пластическую задачу до окончания обработки. Сначала участок I (рис. 1), находящийся под плоским торцом пуансона, отходит от него (прогиб f), если сила Q прижима мала и предусматривается правка участка І в нижнем крайнем положении штампа; имеет место выпучивание с радиусом кривизны R_1 . Если сила Q велика, то выпучивания не происходит. Участок II между нормалями CG и DH в граничных точках C и D охвата заготовкой кромки пуансона изгибается по кромке с радиусом r кривизны. Участок III между нормалями DH и KJ из точек D и K изгибается с радиусом кривизны нейтрального слоя $\rho_{nIII} = (R_3 + R_4)/2.$ Участок IV остается недеформированным (см. рис. 1, ввиду симметрии показана только правая часть). Упругая задача для участка II имеет аналитическое решение в полярных координатах (ρ , θ) с полюсом в центре скругления пуансона, которое будем ис-

кой отходов металлообработки. При хранении порошка происходит дезактивация металла, поэтому для достижения максимальной плотности порошковой быстрорежущей стали следует максимально сокращать время между диспергированием металла и спеканием изделий. Быстрорежущая сталь, полученная диспергированием стружки стали Р6М5 в присутствии ПММА, обладает приемлемыми технологическими свойствами для изготовления компактных изделий инструментального и композиционного назначения.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 55)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Кипарисов С. С., Андреалян А. А. Получение порошковой быстрорежущей стали из отходов инструментального производства // Технология производства, научная организация труда и управления. М.; 1980. Вып. 10. С. 4—6.

2. Кипарисов С. С., Падалко О. В. Проблемы получения порошков и изделий из них с использованием в качестве сырья стружковых отходов // Порошковая металлургия. 1979. № 9. С. 56—64.

3. Гороховский Г.А., Граевская Л. М. К вопросу о циклической прочности металлопластов // Докл. АН УРСР. Сер. Б. 1980. № 3. С. 34—36. 4. Гороховский Г. А., Дмитриева Т. В., Граевская Л. М. Встречные процессы механодеструкции и механополимеризации, сопровождающие механообработку системы ПММА-А и ММА-А // УХЖ. Вып. 43. 1979. № 6. С. 618—621.

5. Получение металлических порошков методом измельчения стружкоотходов / Г. А. Гороховский, В. Г. Чернышев, В. П. Рева и др. // Порошковая металлургия. 1988. № 12. С. 1—8.

6. А. с. 1573612 СССР. Вибрационная мельница.

7. Онищенко Д. В., Рева В. П. Получение нанопорошка карбида вольфрама методом механической активации // Физика и химия обработки материалов. 2011. № 2. С. 71—77.



Рис. 1. Схема упругого изгиба:

1 — заготовка; 2 — пуансон; 3 — прижим; 4 — матрица; 5 — плита для индикаторов; 6 — верхняя плита штампа; 7 и 8 — индикаторы

пользовать для сравнения с численным решением. Для листовой заготовки толщиной s и шириной b по закону упругости тангенциальное напряжение изменяется по зависимости (см. эпюру на рис. 1)

$$\sigma_{\theta} = E\delta_{\theta} = E\frac{\rho - (r + s/2)}{r + s/2}$$

Угол изгиба, при котором элементы в наружном слое заготовки или начинают переходить в пластическое состояние (для пластичных металлов), или разрушаться (для хрупких металлов), находим по формуле $d\theta_{pl} = \frac{\sigma_{0,2}}{E} \frac{l_{03}}{(s/2)}$ [1]. Изгибающий $M_{e\sigma_{T}} = \sigma_{T}W$, где W — момент сопротивления сечения; для листовой заготовки $W = bs^{2}/6$; $M_{e\sigma_{T}} = \sigma_{T}bs^{2}/6$.

Теория упругопластического изгиба

По мере перемещения пуансона все больше элементов самого нагруженного участка II переходят в пластическое состояние, начиная с наружной и внутренней поверхностей заготовки к середине и частично захватывая смежные участки I и III по длине. Это подтверждает и компьютерное моделирование. Участок *е* по толщине заготовки (рис. 2), испытывающий только упругие деформации, уменьшается. Решая совместно уравнения равновесия

$$\frac{\mathrm{d}\sigma_{\rho}}{\mathrm{d}\rho} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0 \tag{1}$$

и пластичности

$$\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta} = \pm \sigma_s \tag{2}$$

для зон растяжения [знак минус в уравнении (2)] и сжатия по толщине заготовки и используя для определения постоянной интегрирования граничные условия, в соответствии с которыми для зон растяжения на наружной поверхности заготовки при $\rho = R = r + s$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $\rho = r$ радиальное напряжение $\sigma_{\rho} = 0$. Для элементов, перешедших в пластическое состояние, получим распределения напряжений:

в зоне растяжения:

$$\sigma_{\rho} = -\sigma_s \ln \frac{R}{\rho}; \quad \sigma_{\theta} = \sigma_s \left(1 - \ln \frac{R}{\rho}\right),$$
 (3)

где $R = \rho_n + s/2 \ge \rho \ge \rho_n + e/2;$ в зоне сжатия:

$$\sigma_{\rho} = -\sigma_{s} \ln \frac{\rho}{r}; \quad \sigma_{\theta} = -\sigma_{s} \left(1 + \ln \frac{\rho}{r} \right), \tag{4}$$

где $\rho_n - e/2 \ge \rho \ge r = \rho_n - s/2; \ \rho_n = \rho_m = (r+R)/2 = r + s/2.$



Рис. 2. Схема упругопластического изгиба

Момент определяем из условия равновесия *s*/2

$$M_{e-p} = \int_{-s/2} \sigma_{\theta} by dy$$
(см. эпюру на рис. 2):

$$M_{e-p} = \sigma_{s} e^{2} b/6 + \sigma_{s} (s^{2} - e^{2}) b/4 =$$

$$= (\sigma_{s} s^{2} b/12) [3 - (e/s)^{2}].$$

Относительное удлинение граничного слоя между упругой и пластической областями в зоне растяжения составило $\delta = (e/2)/\rho_n$. Аналогично находим относительное удлинение δ в зоне сжатия. На заключительном этапе данной стадии изгиба в зоне контакта пуансона с заготовкой практически все элементы по толщине заготовки перешли в пластическое состояние ($e \approx 0$), максимальный момент пластического изгиба без учета упрочнения заготовки ($\sigma_s = \sigma_T$) имеет вид: $M_{p\sigma_T} = \sigma_T bs^2/4$, в то время как участки I и III остаются в упругом состоянии.

Теория пластического изгиба

На начальных этапах третьей стадии гибки очаг деформации на участке II по линии контакта заготовки со скругленной кромкой пуансона радиуса r увеличивается, толщина упругодеформируемого нейтрального слоя становится крайне малой, пластические деформации распространяются практически по всей толщине заготовки на участке II и частично на участки I и III. Поэтому на участке II решаем пластическую задачу для увеличивающегося угла а охвата заготовкой скругленной кромки пуансона до окончания охвата. Решая в полярных координатах с полюсом в центре скругления кромки пуансона совместно уравнения равновесия (1) и пластичности (2) для зон растяжения и сжатия по толщине заготовки и используя для определения постоянной интегрирования граничные условия, по которым для зоны растяжения на наружной поверхности заготовки при $\rho = R = r + s$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $\rho = r$ радиальное напряжение $\sigma_{\rho} = 0$ (контактное напряжение $\sigma_{\rm K}$ значительно меньше $\sigma_{\rm T}$, поэтому его не учитываем). Получим распределение напряжений по толщине заготовки в зоне растяжения (3) при $\rho_n \leq \rho \leq R$ и в зоне сжатия (4) при $r \leq \rho \leq \rho_n$.

Приравняв напряжения оо для растяжения и сжа-

тия, получим радиус нейтрального слоя $\rho_n = \sqrt{rR}$, который смещен от срединного слоя радиуса $\rho_m = (r + R)/2$ к внутренней поверхности заготовки. Изгибающий момент определяем как сумму моментов, создаваемых напряжением σ_{θ} в зонах растяжения (σ'_{θ}) и сжатия (σ''_{θ}) относительно центра кривизны очага деформации:

$$M_{\rm p} = b \int_{\rho_n}^R \sigma'_{\theta} \rho d\rho + b \int_r^{\rho_n} (-\sigma''_{\theta}) \rho d\rho.$$

Подставив в последнее выражение σ'_{θ} , σ''_{θ} и ρ_n , получим: $M_p = \sigma_s bs^2/4 = 1,5\sigma_s W$. Видно, что даже без учета упрочнения заготовки ($\sigma_s = \sigma_T$) момент пластического изгиба в 1,5 раза больше момента $M_{e\sigma_T}$ упругого изгиба, а с учетом упрочнения эта разница еще больше. Напряжение σ_s текучести рассчитываем с учетом упрочнения по формуле [2]

$$\sigma_s = \sigma_{\rm T} + \sigma_{\rm B} (1 + \delta_{\rm p}) \varepsilon_i^n. \tag{5}$$

Показатель *n* упрочения определяем из условия, что при испытании на растяжение в момент начала образования шейки на образце $\sigma_s = \sigma_{B,A} = \sigma_B (1 + \delta_p)$ и $\varepsilon_i = \ln(1 + \delta_p)$. Логарифмированием получим:

$$n = \ln\{1 - \sigma_{\rm T} / [\sigma_{\rm B}(1 + \delta_{\rm p})]\} / \ln[\ln(1 + \delta_{\rm p})].$$
(6)

Интенсивность деформаций ε_i на наружном слое заготовки приближенно равна тангенциальной деформации ε_{θ} [3]: $\varepsilon_i = \varepsilon_{\theta} = s/(2r+s)$. Модуль упругости *E*, предел прочности $\sigma_{\rm B}$, предел текучести $\sigma_{\rm T}$ (или $\sigma_{0,2}$) и относительное равномерное удлинение $\delta_{\rm p}$ определяем по ГОСТ 11701—84 и ГОСТ 1497—84; действительный предел прочности $\sigma_{\rm B,g} = \sigma_{\rm B}(1 + \delta_{\rm p})$. Методика расчета деформаций заготовки приведена в работе [4].

На всех этапах на участке III между нормалями *DH* и *KJ* (рис. 3) изгибающий момент, кривизна и напряжения плавно уменьшаются от рассчитанных для участка II значений до нуля на границе *KJ* с участком IV. После охвата заготовкой кромки пуансона при дальнейшем ходе пуансона происходит



Рис. 3. Схема пластического изгиба

пластическое спрямление искривленного на предыдущих этапах участка III между пуансоном и матрицей (z = s) (рис. 4). На каждом этапе, зная контуры внутреннего слоя заготовки и пуансона, можно определить координаты точек контакта пуансона и матрицы с заготовкой и угол наклона $\gamma/2$ двух боковых недеформируемых участков IV (см. рис. 3). Методика расчета силы гибки и работы деформации приведена в работе [4].

Методика расчета угла пружинения полок детали после гибки приведена в работе [1]. Разгрузку плоской (если сила Q прижима велика) или выпученной (если сила Q прижима мала) центральной части детали под торцом пуансона можно представить как упругий изгиб моментом $M_{\rm p} = \sigma_s b s^2/4$, где σ_s — рассчитанное выше с учетом упрочнения напряжение текучести, но в противоположном направлении в случае, если момент M_p скачком уменьшился до $M_{e\sigma_s} = \sigma_s b s^2/6$. Кривизну нейтрального слоя считаем равной кривизне срединного слоя: $1/\rho_n = M_{e\sigma_s}/(EJ)$, которая после разгрузки складывается с кривизной до разгрузки; Jмомент инерции сечения относительно центральной оси (для листовой заготовки $J = bs^3/12$). Зная радиус ($\rho_n - s/2$) дуги окружности внутреннего слоя и контур пуансона, вписанного в дугу этого радиуса, определим прогиб центральной части детали после разгрузки.



Рис. 4. Схема заключительного этапа гибки



Рис. 5. Схема пружинения заготовки на угол Δα после гибки

На рис. 5 показана самоуравновешенная по условиям $\int_{-s/2}^{s/2} \sigma_{\theta} by dy = 0$ и $\int_{-s/2}^{s/2} \sigma_{\theta} b dy = 0$ эпюра оста-

точных напряжений $\sigma_{\theta oc}$ в изготовленной детали, которая получена как разность между эпюрой напряжения σ_{θ} при нагружении моментом $M_{\rm p}$ при пластическом изгибе (см. рис. 4) и линейной эпюрой напряжения $\sigma_{\theta pa3} = M_{e\sigma_s} (\rho - \rho_n)/J$ (см. рис. 5) при разгрузке моментом $M_{e\sigma_s}$ в результате упругого изгиба, при котором $\rho_n = \rho_m = (r + R)/2$. Методика расчета минимального радиуса изгиба без разрушения заготовки приведена в работе [1].

Компьютерное моделирование процесса

Воспользуемся графическими возможностями системы Магс (США, корпорация MSC Software). Получение расчетной модели обработки можно разбить на этапы: проектирование расчетной схемы в виде линий-образующих рабочих поверхностей всех инструментов, т. е. контактирующих с заготовкой частей оснастки или штампа, и заготовки; разбивка заготовки на конечные элементы (КЭ); задание граничных и начальных условий; ввод показателей механических свойств материала; задание хода перемещения инструмента и т. д. На рис. 6 представлено четыре шага обработки. Параметры заготовки: l = 222 мм, $l_1 = 111$ мм, $B_m = 100$ мм, $r_m = 6$ мм, s (или s_0) = 1,2 мм, $B_p = B_m - 2s = 97,6$ мм, $r_p = r = 6$ мм, z = s = 1,2 мм, $\alpha = 90^\circ$,



Рис. 6. Этапы обработки — положения заготовки и штампа: *a* — исходное; *δ* — после штамповки; *в* — пуансон поднят; *ε* — деталь вытолкнута из штампа

b = 100 мм; материал — сталь 08Ю ОСВ (ГОСТ 9045–93), $\sigma_{0,2}$ = 190 $\,$ H/mm^2, $\,$ $\sigma_{\scriptscriptstyle B}$ = 305 $\,$ H/mm^2 $\,$ m $\delta_{\rm p} = 0,231$). После проектирования в графическом редакторе расчетная схема приняла окончательный вид (рис. 7, см. обложку). Разбиваем поперечное сечение заготовки по толщине *s* на $N_1 = 6$ и по длине *l* на $N_2 = 500$ прямоугольных КЭ с четырьмя узлами для модели упругопластического плоского НДС заготовки. Задаем граничные условия в узлах КЭ для перемещений и напряжений. Строим графики перемещения инструментов. Задаем контакты заготовки с каждым инструментом оснастки и коэффициенты трения для каждого контакта. Вводим в систему показатели свойств заготовки и приведенную выше зависимость интенсивности напряжений ($\sigma_i = \sigma_s$) от интенсивности деформаций ε_i с учетом упрочнения заготовки при обработке [формула (5)] в виде табличных данных [1].

Получим зависимость, которую будем использовать в расчетах. Зададим выходные параметры. Рассматриваем только отношение эквивалентного напряжения (интенсивности напряжения) к пределу текучести и накопленную эквивалентную пластическую деформацию. Система предусматривает различные режимы, например поэтапную анимацию обработки заготовки и разгрузку детали с учетом пружинения согласно расчетной модели (рис. 8). На основе отношения эквивалентного напряжения к пределу текучести исследовали переход КЭ в пластическое состояние в конце упругого изгиба (первая стадия) (рис. 9, а, см. обложку), в конце упругопластического изгиба (вторая стадия) (рис. 9, δ), в середине (рис. 9, θ) и конце (рис. 9, г) пластического изгиба (третья стадия), при котором на противоположной стороне от середины скругления пуансона только в верхней части КЭ находятся в пластическом состоянии, а все



Рис. 8. Анимация этапов обработки:

a — промежуточное положение штампа; δ — полки заготовки изогнуты на 90°; e — деталь зажата между пуансоном и выталкивателем; e — пуансон движется вверх

остальные КЭ разгрузились и перешли в упругое состояние. При выходе пуансона из контакта с деталью и выталкивании детали из штампа очаг деформации постепенно уменьшается. Система позволяет определить остаточные напряжения в детали после разгрузки.

Для определения вероятности разрушения материала при ОМД используют два критерия:

1) разрушение в результате деформаций: точки с координатами ε_1 и ε_2 для всех элементов должны располагаться ниже диаграммы предельных деформаций (ДПД) материала с определенным запасом P_d пластичности по деформациям; при заданной абсциссе ε_2 принимаем ординату ε_1 до ДПД за 100 %;

2) разрушение в результате напряжений: точки с координатами σ_1 и σ_2 должны располагаться ниже диаграммы предельных напряжений (ДПН) материала с определенным запасом P_s пластичности по напряжениям.

ДПН строят с помощью ДПД по уравнениям связи. Ориентировочно ДПН соответствует предельному эллипсу пластичности $\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2 = \sigma_s^2$. Здесь σ_s находим по формуле (5) при $\varepsilon_i = \ln(1 + \delta_p)$, а n — по формуле (6). При изгибе НДС наружного, не контактирующего с инструментом слоя заготовки, где действует наибольшее растягивающее напряжение, аналогично НДС образца при испытании на растяжение по ГОСТ 11701-84. Если коэффициент анизотропии $a_{\theta} = (\varepsilon_3 - \varepsilon_2)/(0.5\varepsilon_1)100$ [2] заготовки имеет небольшое значение, например менее 10 %, то в пластическом деформировании не учитываем анизотропию материала, т. е. $\varepsilon_1 = \ln(1 + \delta_p), \ \varepsilon_2 = \ln(1 + \delta_b), \ где \ \delta_b -$ относительное равномерное сужение по ширине образца, $\varepsilon_3 = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$. Вероятность разрушения заготовки определяем по двум упрощенным критериям:

 в результате деформаций: рассчитанный для каждого КЭ показатель ε_i (интенсивность деформаций) должен быть меньше логарифмического равномерного удлинения $\varepsilon_{\rm p} = \ln(1 + \delta_{\rm p})$: $\varepsilon_i < \varepsilon_{\rm p}$ с запасом пластичности по деформациям P_d ;

2) в результате напряжений: рассчитанный в каждом КЭ показатель интенсивности напряжений $\sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2}$ должен быть меньше действительного предела прочности $\sigma_B(1 + \delta_p)$: $\sigma_i < \sigma_B(1 + \delta_p)$ с запасом пластичности по напряжениям P_s .

Анализ динамики очага деформации в процессе обработки показал, что отношение эквивалентного напряжения к пределу текучести нигде по толщине заготовки и никогда не превышает предельного значения $\overline{\sigma}_{\text{lim}} = \sigma_{\text{B}}(1 + \delta_{\text{p}})/\sigma_{0,2}$ с запасом $P_s = 20$ %. Следовательно, при заданном режиме обработки нет опасности разрушения заготовки.

Если выполнить такое же моделирование для гибки с меньшими радиусами кромки пуансона, то можно определить минимальный радиус, при котором отношение эквивалентного напряжения к пределу текучести по толщине заготовки близко к предельному напряжению $\overline{\sigma}_{lim}$ с запасом, и дальнейшее уменьшение радиуса пуансона при прочих равных условиях приведет к образованию трещин на наружной поверхности заготовки.

Исследовали накопление пластических деформаций в каждом КЭ в конце упругого изгиба (рис. 10, *a*, см. обложку), в конце упругопластического изгиба (рис. 10, *б*), в середине (рис. 10, *в*) и конце (рис. 10, *г*) пластического изгиба. Система Магс позволяет определить упругие деформации, которые суммируются с пластическими деформациями заготовки, на всех этапах обработки и в изготовленной детали при разгрузке. Эквивалентная пластическая деформация ε_i нигде по толщине заготовки не превышает предельного значения $\varepsilon_{\text{lim}} = \varepsilon_p = \ln(1 + \delta_p)$ с запасом $P_d = 10$ %. Следовательно, при заданном режиме обработки нет опасности разрушения заготовки.

Моделированием процесса обработки при различных радиусах кромки пуансона по деформациям можно определить минимальный относительный радиус гибки, при котором эквивалентная пластическая деформация в КЭ по толщине заготовки будет близка к предельному значению ε_{lim} с запасом P_d , т. е. когда дальнейшее уменьшение радиуса кромки пуансона при прочих равных условиях приведет к образованию трещин на наружной поверхности заготовки.

Если моделирование указывает на опасность разрушения заготовки при данной обработке, то необходимо внести изменения, например увеличить радиус кромки пуансона, использовать более пластичный материал заготовки или другой смазочный материал, изменить конфигурацию детали. Если выявлен большой запас пластичности, то можно использовать материал заготовки с более

Серия статей "Проблемы теории и практики резания материалов"

УДК 621.914

А. В. ПОПОВ, д-р техн. наук, А. В. ДУГИН (Технический университет, Чешская Республика, г. Либерец), e-mail: alespopov@yandex.ru

Влияние СОЖ на силы резания при строгании с малыми толщинами среза¹

Определены критические толщины среза при строгании разных материалов. Показано, что при их превышении применение СОЖ уменьшает силы резания. Поэтому при низкой жесткости технологической системы применять СОЖ целесообразно только в случае, когда толщины среза превышают критические.

Ключевые слова: режущий инструмент, сила резания, задняя поверхность, свободное прямоугольное резание, толщина среза.

Critical section thicknesses (CST) at different materials chipping were defined. It was shown that at exceedance of CST metal-cutting oil usage decreases cutting forces. Therefore at low technology system severity CST employment is advisably only in the case when the section thicknesses exceed CST.

Keywords: cutting tool, cutting force, clearance face, free straight line cutting, section thicknesses.

¹ Работа выполнена при целевой поддержке специальных университетских исследований Министерством образования, молодежи и спорта (MSMT) Чешской Республики. При резании с малыми толщинами среза с применением СОЖ существуют критические толщины, до которых сила резания увеличивается, а свыше — уменьшается [1, 2]. При обработке различных материалов важно знать критические толщины среза, так как уменьшение сил резания при низкой жесткости технологической системы является одним из способов повышения точности обрабатываемых деталей. В настоящее время в публикациях отсутствует информация о критических толщинах среза для различных материалов. Поэтому были проведены исследования с целью определения критических толщин среза при строгании серого чугуна, сплава алюминия, коррозионно-стойкой и конструкционной сталей.

Составляющие P_y и P_z силы резания (рис. 1) измеряли при свободном прямоугольном строгании на универсально-фрезерном станке. Для этого резец закрепляли неподвижно на вертикальной фрезерной головке. Скорость резания, равную

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 60)

низкими свойствами, а следовательно, более дешевый.

Система Магс позволяет получить зависимости изменения сил, действующих на заготовку при обработке. На рис. 11 (см. обложку) показана зависимость силы F на перемещающемся пуансоне, которая обусловлена формой, размерами и материалом заготовки, заданным углом изгиба, радиусом кромки пуансона и др. В данном случае большое влияние оказывают небольшой зазор (z = s), что вызывает значительные силы трения, и спрямление в данном зазоре изогнутого участка III (см. рис. 4).

При выборе оборудования и проектировании оснастки можно использовать такие показатели процесса гибки, как сила F и работа A. В данном случае работа будет соответствовать площади, ограниченной зависимостью изменения силы F от хода h пуансона и осями координат.

Сравнительный анализ рассчитанных в системе Магс параметров обработки с экспериментальными данными показал удовлетворительную сходимость — погрешность не превышала 30 %. При моделировании перемещения инструмента сначала рассчитываются перемещения узлов всех КЭ заготовки, далее деформации как производные перемещений, затем напряжения по уравнениям, связывающим напряжения и деформации. Поэтому точность параметров обработки, определенных на основе деформаций, значительно выше, чем на основе напряжений.

Моделирование в системе Marc значительно сокращает время проектирования технологических процессов, штампов и оснастки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

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

2. Жарков В. А. Методология компьютерного проектирования технологических процессов с учетом анизотропии штампуемого материала // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2007. № 1. С. 30—42.

3. Попов Е. А. Основы теории листовой обработки. М.: Машиностроение, 1977. 280 с.

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



Рис. 1. Схема сил, действующих на переднюю (*R*) и заднюю (*R'*) поверхности инструмента при свободном прямоугольном резании

0,45 м/мин, обеспечивали продольным перемещением стола станка. Для строгания использовали резец СТСРN 2514 М16 с пластиной TPUN 160308 из твердого слава Р30 фирмы PRAMET TOOLS с передним углом 5°, задним — 6°. Обрабатывали заготовки длиной 100 мм и шириной 6 \pm 0,1 мм: из серого чугуна СЧ10 твердостью 181 *HB* (ГОСТ 1412—85); из коррозионно-стойкой стали 20Х13, 230 *HB* (ГОСТ 5632—72); из конструкционной стали 12ХН2, 193 *HB* (ГОСТ 4543—71); сплава алюминия A7, 106 *HB* (ГОСТ 11067—2001).

Заготовки устанавливали в тисках, закрепленных на столе динамометра марки KISTLER мод. 9265В-9441В. Суммарная погрешность измерения сил составила ± 3 %. Каждое измерение повторяли по 5 раз и определяли среднее значение силы. В качестве СОЖ использовали дистиллированную воду. Толщину среза устанавливали вручную и контролировали индикатором с ценой деления 0,002 мм.

Для каждого обрабатываемого материала построены зависимости составляющих P_z и P_y силы резания от толщины *a* среза при резании без применения и с применением СОЖ (рис. 2). Установлено, что при срезе до критической толщины $a_{\rm kp}$ при резании с СОЖ составляющие силы резания увеличиваются, а при срезе больше критической толщины — уменьшаются. На основании результатов измерения были построены зависимости силы резания от толщины среза и определены критические толщины среза для различных материалов: при строгании чугуна СЧ10 (см. рис. 2, *a*) и стали 20Х13 (см. рис. 2, *б*) $a_{\rm kp} = 0,035\div0,04$ мм, при строгании стали 12ХН2 (см. рис. 2, *в*) и сплава алюминия А7 (см. рис. 2, *г*) $a_{\rm kp} = 0,02\div0,025$ мм.

Для объяснения полученных результатов определяли силу резания на задней поверхности методом экстраполяции на нулевую толщину среза [1—3].

ISSN 0042-4633. ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ. 2012. № 10

При обработке чугуна СЧ10 без СОЖ сила резания на задней поверхности составила 221 H, а с СОЖ — 298 H. Таким образом, применение СОЖ при обработке чугуна СЧ10 приводит к увеличению силы



Рис. 2. Зависимости составляющих P_z и P_y силы резания от толщины *a* среза при строгании без применения (Δ) и с применением (\odot) СОЖ

0,10

0,10

0.10

0.10

а. мм

а, мм

а. мм

а. мм

Д. Ю. ПИМЕНОВ, В. И. ГУЗЕЕВ, д-р техн. наук, В. А. ПАШНЕВ, канд. техн. наук (Южно-Уральский ГУ (национальный исследовательский университет), г. Челябинск), e-mail: danil_u@rambler.ru

Определение допустимого износа торцевых фрез для обеспечения требуемой точности

Исследовано влияние глубины и скорости резания, свойств обрабатываемых материалов и податливости технологической системы на допустимую величину износа задней поверхности зубьев торцевой фрезы, обусловленной требуемой точностью обработки. Рассчитаны предельные износы для нормативных режимов резания.

Ключевые слова: торцевое фрезерование, износ, точность.

The influence of cutting intensity and tool-cutting speed, work material properties and technological system compliance on bearable wear value of end mill teeth clearance face, due to precision working requirement, was analyzed. Limit runouts of the tool for standard conditions were computed.

Keywords: face milling, runout, precision.

Установлено, что сила $P_{i\Sigma}$ резания зависит не только от режимов резания, геометрии фрезы, механических свойств обрабатываемого материала, но и от износа фрезы [1], а именно от длины l_3 площадки износа задней поверхности режущей части зуба:

$$P_{i\Sigma} = P_{iCI}(S_z) + P_{iW3}(l_3),$$

где S_z — подача на зуб; $P_{i cd}(S_z)$ — составляющая силы резания в направлении оси *i*, зависящая от

процессов в зоне сдвига; $P_{i_{13}}(l_3)$ — составляющая силы резания, зависящая от износа задней поверхности зуба фрезы [2—7].

В работе [8] на базе модели силы резания [1] получена модель погрешности динамической настройки, анализ которой показал, что с увеличением площадки износа зуба фрезы задней поверхности (длина l_3) данная погрешность изменяется по формуле

$$\Delta_{i\Sigma} = C_{i\Sigma} P_{iCJ}(S_z) + C_{i\Sigma} P_{iM3}(l_3),$$

где $C_{i\Sigma}$ — податливость технологической системы в направлении оси *i*.

При превышении некоторого износа фрезы не удается обеспечить при тех же режимах резания заданную точность обработки, для этого необходимо знать допустимый износ торцевой фрезы.

Погрешность $\Delta_{z\Sigma}$ обработки зависит от геометрии режущей части зубьев фрезы и режимов резания, а именно от длины l_3 износа, подачи S_z и скорости v резания. Условия обеспечения требуемой точности:

$$\Delta_{z\Sigma} = (C_{z\Sigma} + r_{\Phi}^2 \xi_{xz_1}) [P_{z_{\mu}\Sigma_{c\mu}}(S_z) + P_{z_{\mu}\Sigma_{\mu3}}(l_3)] - - r_{\Phi}l_{B}\xi_{xz_1} [P_{x_{\mu}\Sigma_{c\mu}}(S_z) + P_{x_{\mu}\Sigma_{\mu3}}(l_3)] \leq \Delta_{z\pi p}, \quad (1)$$

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 66)

резания на задней поверхности на 30÷35 %, при обработке стали 12ХН2 и сплава алюминия А7 — на 85÷90 % и при обработке корозионно-стойкой стали 20Х13 в 6,1 раза.

Полученные результаты подтверждают причину существования критических толщин среза, которую впервые сформулировал Н. Н. Зорев [1, 2]. Применение СОЖ приводит к уменьшению силы Rна передней поверхности и увеличению силы R' на задней поверхности. При резании с толщиной среза меньше критической сила R' на задней поверхности больше силы R на передней поверхности, поэтому применение СОЖ приводит к росту полной силы P резания. При резании с толщиной среза больше критической применение СОЖ также приводит к уменьшению силы R на передней поверхности и увеличению силы R' на задней поверхности. Однако в этом случае сила R' меньше силы R, поэтому применение СОЖ в итоге приводит к уменьшению полной силы *P* резания.

Таким образом, для повышения точности обрабатываемых деталей при низкой жесткости технологической системы целесообразно при толщине среза, меньшей критической, обрабатывать детали без применения СОЖ, а при ее превышении с применением СОЖ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Зорев Н. Н.** Исследование элементов механики процесса резания. М.: Машгиз, 1952. 364 с.

2. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 368 с.

3. Albrecht P. New developments in the theory of the metal cutting processes. Part 1. The ploughing process in metal cutting // ASME J. Eng. Ind. 1960. N 11. P. 348–357.

где $C_{z\Sigma}$ — податливость технологической системы в направлении оси *z* [9, 10]; r_{Φ} — радиус фрезы; ξ_{xz_1} — угловая податливость торцевой фрезы в плоскости $x_{\mu}z_{\mu}$; $l_{\rm B}$ — вылет фрезы; $\Delta_{z \, {\rm np}}$ — заданная предельная погрешность.

Суммарная сила резания включает в себя все составляющие силы резания, действующие на зубьях фрезы, которые участвуют в работе [11, 12].

Определение допустимой погрешности динамической настройки

При назначении подачи важным является ограничение по точности [13—17]. Для разработки модели процесса резания по критерию точности рассмотрим диапазон погрешностей при торцевом фрезеровании.

Суммарная погрешность при фрезеровании имеет вид [18]:

$$\Delta_{\Sigma} = \frac{1}{K} \sqrt{\left(K_{1}\varepsilon\right)^{2} + \left(K_{2}\Delta_{z\Sigma}\right)^{2} + \left(K_{3}\Delta_{H}\right)^{2} +} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{1}{\left(K_{4}\Delta_{H}\right)^{2} + \left(K_{5}\Delta_{CT}\right)^{2} + \left(K_{6}\Delta_{\Pi p}\right)^{2}, \qquad (2)$$

где $\Delta_{Z\Sigma}$ — погрешность от упругих деформаций технологической системы в результате изменения си-

Значения коэффициента Кл

Обработка	KT	K _A
Черновая, получистовая Чистовая, отделочная	14÷12 7÷11	0,45 0,35

Таблица 2

Таблица 1

Значения допустимой погрешности Δ_{znp} динамической настройки, мкм

	Стадия обработки										
Разме-	отделочная		чистовая		получистовая		черновая				
ры, мм	M KT										
	7	8	9	10	11	12	13	14	15		
До 80 До 250 До 500	12 18 25	18 29 39	30 46 62	48 74 100	76 116 160	120 184 252	184 288 388	296 460 620	480 740 1000		

Таблииа З

Значение износа Δ_{μ} задней поверхности зубьев торцевых фрез при разной длине l_3 площадки износа, мкм

a°	<i>l</i> ₃ , mm									
u	0,05	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4	1,6
5 7 9	4 6 8	9 12 16	17 25 32	35 49 63	52 74 95	70 98 127	87 123 158	105 147 190	122 172 222	140 196 253



Рис. 1. Изменение геометрии режущего клина при изнашивании фрезы по задней поверхности

лы резания; є — погрешность установки заготовок в приспособлении; $\Delta_{\rm H}$ — погрешность наладки технологической системы на заданный размер; $\Delta_{\rm u}$ износ режущего инструмента; $\Delta_{\rm cT}$ — геометрические погрешности станка; $\Delta_{\rm np}$ — прочие погрешности, а именно: $\Delta_{\rm cy}$ — погрешность системы управления (воспроизведения программы), в том числе погрешность позиционирования исполнительного органа станка; $\Delta_{\rm T}$ — погрешности в результате объемных, контактных деформаций элементов технологической системы вследствие их нагревания при резании, трения подвижных элементов, изменения температуры в цехе.

Если расположить показатели погрешности по значимости их влияния на точность при торцевом фрезеровании на станках с ЧПУ, получим [15]: 1) $\Delta_{Z\Sigma}$; 2) Δ_{H} ; 3) Δ_{T} ; 4) Δ_{CT} ; 5) Δ_{H} ; 6) Δ_{y} . При этом суммарная погрешность не должна превышать допустимую погрешность: $\Delta_{\Sigma} \leq \Delta_{доп}$.

Оценим количественно влияние погрешности от износа Δ_{μ} фрезы и упругих деформаций $\Delta_{z\Sigma}$ технологической системы в общем объеме погрешностей. Для этого введем коэффициент K_{μ} , определяющий долю суммы данных погрешностей в общем объеме погрешностей:

$$\Delta_{z \pi p} = \Delta_{z \Sigma} + \Delta_{\mu} = K_{\mu} \Delta_{z \mu o n}.$$
(3)

На разных этапах обработки коэффициент K_{π} имеет разные значения (табл. 1) [13—17]. В табл. 2 представлены значения допустимых погрешностей $\Delta_{z п p}$ динамической настройки.

Увеличение площадки износа по задней поверхности сопровождается изменением размеров фрезы (рис. 1).

В соответствии с рис. 1

$$\Delta_{\rm M} = \frac{l_3 \text{tg}\alpha}{\sin(90 - \alpha + \gamma)} \sin(90 + \alpha) \cos\gamma, \qquad (4)$$

где ү, а — соответственно передний и задний углы режущей части инструмента.

В табл. 3 сведены значения $\Delta_{\rm H}$ при разных длине l_3 площадки износа и угла α , рассчитанные по фор-



Рис. 2. Зависимость изменения предельного износа $l_{3.пр}$ инструмента от подач S_z и глубины *t* резания при фрезеровании стали 45 для разных КТ: $D_{dpp} = 200 \text{ мм}; z = 20; B = 120 \text{ мм}; v = 150 \text{ м/мин}; t = 1 (a), 2 (b), 4 (b) и 8 \text{ мм} (c)$

муле (4). Из выражений (1) и (2) с учетом формул (3) и (4) получим:

$$\Delta_{z\Sigma} + \Delta_{\mu} = (C_{z\Sigma} + r_{\Phi}^{2} \xi_{xz_{1}}) [P_{z_{\mu}\Sigma_{c_{\mu}}}(S_{z}) + P_{z_{\mu}\Sigma_{\mu_{3}}}(l_{3})] - - r_{\Phi}l_{B}\xi_{xz_{1}} [P_{x_{\mu}\Sigma_{c_{\mu}}}(S_{z}) + P_{x_{\mu}\Sigma_{\mu_{3}}}(l_{3})] + + \frac{l_{3}\text{tg}\alpha}{\sin(90 - \alpha + \gamma)}\sin(90 + \alpha)\cos\gamma \leq K_{\mu}\Delta_{z\mu\alpha\mu}.$$
(5)

Из выражения (5) можно определить допустимый износ (длину l_3 площадки износа) инструмента при определенных значениях подачи S_z и скорости v резания и заданной точности обработки (см. табл. 2).

Расчет допустимого износа торцевой фрезы

С увеличением l_3 увеличиваются сила $P_{i\Sigma}$ резания, погрешность $\Delta_{i\Sigma}$ динамической настройки и износ Δ_{μ} . Для выполнения условия (5) необходимо определить предельную длину $l_{3.пр}$ площадки износа при определенных значениях подачи S_z и скорости v резания, т. е. значение l_3 , при превышении которого не обеспечивается заданная точность обработки.

Заданная точность обработки — квалитет точности (КТ), обеспечивается инструментом с площадкой износа, длина которой не превышает предельное значение ($l_{3.np}$), зависящее от сочетания таких параметров обработки, как подача S_z и глубина tрезания (рис. 2), т. е. $l_{3.np} = f(S_z, \Delta_{z np}, t)$.

Анализ полученных зависимостей показал, что $l_{3.пp}$ уменьшается с увеличением подачи S_z и глубины резания *t*. Это же наблюдается при назначении более высокого KT. Так, при постоянной скорости

резания и t = 2 мм допустимая (с учетом точности обработки) величина $l_{3 \, \Pi D}$ относительно аналогичной обработки при t = 1 мм снижается на 10 %, при *t* = 4 мм — на 25 %, при t = 8 мм — на 48 %. Изменение подачи от 0,1 до 0,2 мм/зуб приводит к уменьшению l_{з.пр} при глубине резания t = 1 мм для 8-го КТ на 60 %; для 9-го KT на 35 %; для 10-го KT на 20 %; при *t* = 2 мм для 11-го КТ на 25 %; для 12-го КТ на 14 %; при *t* = 4 мм для 13-го КТ на 15 %, при *t* = 8 мм для 14-го КТ на 23 %. Следовательно, подача Sz оказывает большее влияние на износ инструмента, чем глубина t резания.

Кроме того, износ инструмента, определяющий точность обработки, зависит от обрабатываемого материала, т. е. от его механических свойств — предела прочности $\sigma_{\rm B}$ и

твердости НВ. Торцевыми фрезами, как правило, обрабатывают: углеродистые стали марок 20, 45, 55; хромистые стали — 20X, 40X; хромокремнемарганцевые стали — 20ХГСА и 30ХГС; хромоникелевольфрамовую сталь 18XHBA; хромоникелевую сталь 40ХНМ. Механические свойства этих материалов приведены в табл. 4 [19]. На рис. 3 приведены зависимости изменения $l_{3.np}$ от подачи S_z и обрабатываемого материала для 10-го КТ, т. е. $l_{3.пр} = f(S_z, \Delta_{z пр}, \sigma_B, HB)$, анализ которых показал, что $l_{3.пр}$ уменьшается с увеличением S_z . Кроме того, повышение механических свойств обрабатываемого материала, т. е. предел прочности σ_в и твердость *HB*, приводит к уменьшению *l*_{3.пр}. Так, при постоянной скорости резания v = 150 м/мин допустимые износы для разных сталей по сравнению с обработкой стали 45 выше для стали 20 на 9 %, для стали 20Х на 13 % и уменьшается для сталей: 40Х — на 8 %, 55 — на 13 %, 40ХНМ — на 15 %, 20ХГСА — на 50 %, 30ХГС — на 60 %, 18ХНВА на 12 % (см. рис. 3).



Рис. 3. Зависимость изменения $l_{3,np}$ от подач S_z и обрабатываемого материала при фрезеровании стали 45 для 10-го КТ ($D_{dn} = 200$ мм; z = 20; B = 120 мм; v = 150 м/мин)

Из условия (5) очевидно, что на погрешность $\Delta_{l\Sigma}$ динамической настройки кроме подачи S_z и глубины резания *t* влияет скорость *v* резания. На рис. 4 представлены зависимости изменения $l_{3,\Pi p}$ от подачи S_z и скорости резания v = 100; 150; 300 и 450 м/мин при торцевом фрезеровании Стали 45, обеспечивающем 10-й КТ: $l_{3,\Pi p} = f(S_z, \Delta_{z\Pi p}, v)$, анализ которых показал, что $l_{3,\Pi p}$ уменьшается с увеличением S_z и увеличении скорости *v* резаная. Так, при подаче $S_z = 0,1$ мм/зуб по сравнению с обработкой со скоростью v = 100 м/мин при v = 150 м/мин величина $l_{3,\Pi p}$ уменьшается на 4 %; при v = 300 м/мин — на 14 %; при v = 450 м/мин на 18 %.

Из выражения (5) видно, что на погрешность $\Delta_{i\Sigma}$ кроме S_z , t, v и свойств обрабатываемого материала влияет податливость C_z технологической системы. На рис. 5 представлены зависимости изменения $l_{3,\Pi p}$ от подачи S_z и податливости C_z технологиче-

			1	аолица	4
Значения механических	показателей	сталей	разных	марок	

Стали	Марка	<i>НВ</i> , Па	$σ_{\rm B}$, ΜΠα
Углеродистые качественные	20	1630	412
	45	1970	598
	55	2100	640
Хромистые	20X	2260	786
	40X	2820	980
Хромокремнемарганцевые	20ХГСА	2260	786
	30ХГС	3110	1080
Хромоникелевольфрамовые	18XHBA	2820	980
Хромоникелевые	40XHM	3110	1080

Таблица 5

Takanna A

Значения предельных и допустимых длин площадки износа задней поверхности зубьев торцевых фрез в зависимости от стадии, режимов и точности обработки стали 45 $(D_{\rm dpp}=20~{\rm mm};~z=20;~B=120~{\rm mm})$

Стадия обработки	<i>t</i> , мм	<i>S_z</i> , мм/зуб	<i>v</i> , м/мин	KT	<i>l</i> _{3 пр} , мм	<i>l</i> _{здоп} , мм
Отделочная	1 2 1	0,07 0,04 0,07	406 504 406	8 9 9	0,13 0,23 0,26	
Чистовая	2 1 4 2	0,09 0,13 0,08 0,15	348 306 353 276	10 10 11 11	0,34 0,42 0,47 0,57	0,6
Получистовая	8 4 8 2 4	0,10 0,13 0,10 0,16 0,13	307 283 307 268 283	12 12 13 13 13	0,61 0,87 0,97 1,07 1,23	1,4
Черновая	8 4 8	0,13 0,16 0,13	273 258 273	13 13 14	1,00 1,37 1,55	



Рис. 4. Зависимость изменения $l_{3,np}$ от подач S_z и скоростей v резания при фрезеровании стали 45 для 10-го КТ ($D_{dp} = 200$ мм; z = 20; B = 120 мм; t = 1 мм)



Рис. 5. Зависимость изменения $l_{3.np}$ от подач S_z и податливостей C_z технологической системы при фрезеровании стали 45 для 10-го КТ ($D_{\phi p} = 200$ мм; z = 20; B = 120 мм; v = 150 м/мин; t = 1 мм)

ской системы при обработке стали 45, обеспечивающей 10-й КТ: $l_{3.пp} = f(S_z, \Delta_{z\,пp}, v, C_z)$, анализ которых показал, что $l_{3.пp}$ уменьшается с увеличением S_z и C_z . Так, при $S_z = 0,1$ мм/зуб по сравнению с обработкой с податливостью технологической системы $C_z = 0,025$ мкм/Н допустимый износ снижается при $C_z = 0,2$ мкм/Н — на 200 %; при $C_z = 0,1$ мкм/Н — на 50 %; при $C_z = 0,05$ мкм/Н — на 18 %.

Для примера в табл. 5 приведены результаты расчета $l_{3.пр}$ для разных видов обработки и режимов резания [19] стали 45, обеспечивающих соответственную точность обработки при ширине фрезерования B = 120 мм. Нормативные значения допустимых износов, обусловливающих работоспособность инструмента в зависимости от вида обработки, обрабатываемого материала и материала режущего инструмента приведены в работе [19] (табл. 5).

Таким образом, установлено влияние таких параметров фрезерования, как *t* и *v*, а также механических свойств обрабатываемого материала и податливости технологической системы на износ фрезы, который определяет точность обработки. Определено, что большее влияние оказывает подача. Кроме того, предельный износ инструмента, превышение которого снижает точность обработки, наступает раньше допустимого нормативного износа, что необходимо учитывать при проектировании технологических переходов при торцевом фрезеровании.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гузеев В. И., Пименов Д. Ю.** Математическое моделирование силы резания при торцевом фрезеровании // Вестник машиностроения. 2011. № 9. С. 70—74.

2. Гузеев В. И., Пименов Д. Ю. Нестационарность напряженного состояния на задней поверхности зуба фрезы, обусловленная деформациями в зоне сдвига // Технология машиностроения. 2010. № 7. С. 20–24.

3. Пименов Д. Ю. Разработка модели эпюры напряжений на задней поверхности зуба фрезы // Технология машиностроения. 2010. № 1. С. 48—52.

4. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Анализ напряжений на задней поверхности зуба торцовой фрезы в зависимости от режимов резания // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2011. № 1(285). С. 51—58.

5. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Влияние режимов резания на напряжения на задней поверхности инструмента // СТИН. 2011. № 8. С. 26—33.

6. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Исследование напряжений на задней поверхности зуба торцовой фрезы // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2011. № 4. С. 136—146.

7. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Определение сил, действующих на задней поверхности режущей части инструмента // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2011. № 2/2(286). С. 80—90.

8. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Математическое моделирование упругих перемещений технологической системы при торцевом фрезеровании с учетом износа инструмента // Вестник машиностроения. 2011. № 11. С. 69–73.

9. Пименов Д. Ю. Экспериментальное определение податливостей элементов технологической системы фрезерного станка ГФ2171С5 // Металлообработка. 2009. № 6(54). С. 54—57.

10. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И. Расчет податливости узла фреза—оправка при обработке торцевым фрезерованием // Технология машиностроения. 2011. № 12. С. 10—13.

11. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Расчет величины смещения фрезы относительно заготовки, при которой обеспечивается постоянное число зубьев фрезы, участвующих в работе // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 4. С. 6—10.

12. Пименов Д. Ю., Гузеев В. И., Кошин А. А. Влияние величины смещения фрезы относительно заготовки на силу резания при торцевом фрезеровании // Технология машиностроения. 2011. № 9. С. 15—18.

13. Корсаков В. С. Основы технологии машиностроения. М.: Высшая школа, 1974. 336 с.

14. Косилова А. Г., Мещерский Р. К., Калинин М. А. Точность обработки, заготовки и припуски в машиностроении. М.: Машиностроение, 1976. 288 с.

15. Медведев Д. Д. Автоматизированное управление процессами обработки резанием. М.: Машиностроение, 1980. 140 с.

16. **Орлова Н. Ю.** Повышение производительности торцевого фрезерования на стадии проектирования управляющих программ обработки деталей на станках с ЧПУ: Дис. ... канд. техн. наук. Челябинск. 1999. 205 с.

17. Соколовский А. Т. Жесткость в технологии машиностроения. М.: Машгиз, 1956. 396 с.

18. Косилова А. Г. Справочник технолога-машиностроителя. Т. 1 / Под редакцией А. Г. Косиловой, Р. К. Верещака. М.: Машиностроение, 1985. 656 с.

19. **Гузеев В. И.** Режимы резания для токарных и фрезерно-расточных станков с числовым программным управлением: Справочник / Под ред. В. И. Гузеева. М.: Машиностроение, 2005. 368 с.

Вниманию авторов

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

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата A4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14 кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

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

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

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон). Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы. Рисунки и таблицы давать после текста.

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

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

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

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии. Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).
УДК 541.6:504.06

Д. В. ОНИЩЕНКО, канд. техн. наук, Ю. Н. БОЙКО (Дальневосточный федеральный университет, г. Владивосток), e-mail: Ondivl@mail.ru

Технология формирования углеродных сорбентов из растительного сырья для очистки сточных вод промышленных предприятий

Рассмотрена технология формирования углеродных сорбентов из отходов сельскохозяйственных культур и сфагнового мха для очистки сточных вод промышленных предприятий. Исследована их адсорбционная активность.

Ключевые слова: растительное сырье, порошковый сорбент, шелуха, пиролиз, механоактивация, адсорбционная активность.

Carboniferous sorbing agent creation out of plant and sphagnum moss roughage technology for waste water of industrial plants clearing was considered. Their adsorbing activity was analyzed.

Keywords: plant raw material, powdery sorbent, husk, pyrolysis, mechanoactivation, adsorbing activation.

В настоящее время существует широкий ассортимент функциональных сорбентов для сбора нефтяных разливов и очистки сточных вод промышленных предприятий. Сорбенты на основе неорганических материалов (диатомит, цеолиты, глина, пемзы) имеют низкую нефтеемкость. Гидрофильные вещества нельзя применять на воде, они требуют дополнительного модифицирования, не удерживают легкие фракции нефтепродуктов (бензин, керосин, дизельное топливо), кроме того, возникают значительные трудности при их утилизации. Синтетические сорбенты (волокна полипропилена) обладают хорошей поглощательной способностью, однако отличаются большей стоимостью и сложностью утилизации в силу высокой токсичности продуктов горения. В настоящее время наиболее перспективными являются органические сорбенты, формируемые из возобновляемого растительного сырья. Они в наибольшей степени соответствуют международным экологическим требованиям. Такими сорбентами, обладающими высокими адсорбционными свойствами и гидрофобностью, являются отходы сельскохозяйственных культур и сфагновые мхи. Последние имеют низкую возобновляемую способность, поэтому их добыча нарушает экосистему. Отходы же сельскохозяйственных культур представляют собой многотонную биомассу и изготовление из них сорбентов — эффективное использование природных ресурсов. Применение таких сорбентов экологически и экономически целесообразно [1-3].

Промышленные предприятия, использующие нефтепродукты в качестве топлива, смазочных ма-

териалов и технологических жидкостей, сливают в реки, озера и моря тонны неочищенных (или недостаточно очищенных) промышленных и сточных вод, что наносит непоправимый ущерб экологии. Очистка сточных вод от промышленных загрязнений — одна из важнейших проблем в области обеспечения экологической безопасности окружающей среды. При этом наиболее значимой задачей является предварительная очистка отходов от нефтепродуктов и других загрязняющих веществ [1—3].

Для решения данной экологической задачи ведутся работы по созданию эффективных ультрадисперсных сорбентов для очистки сточных вод от промышленных загрязнений, полученных из отходов сельскохозяйственных культур и бурого сфагнума.

В качестве исходного сырья использовали следующие отходы сельскохозяйственных культур: шелуху овса (сорта "Золотой дождь", "Писаревский", "Дорогой"); шелуху пшеницы сорт "Дальневосточная-10", шелуху риса сорт "Луговой" и бурый сфагнум. Сырье предварительно просеивали и просушивали для удаления инородных включений и избыточной влажности, а затем подвергали пиролизу на энергосберегающей установке при температуре 900 °С [4-6], для получения аморфной модификации углерода (рис. 1, *а*-*г*), далее осуществляли механоактивацию на вариопланетарной мельнице Pulverisette-4 фирмы "Fritsch" (Германия), в течение 22 мин для получения ультрадисперсных порошков размером 0,5÷0,9 мкм с высокой удельной поверхностью (600÷750 м²/г). Режим механоактивации подбирали экспериментально. Ультрадисперсные порошки с высокоразвитой поверхностью обладают высокой сорбционной емкостью [7—14]. Для установления влияния механоактивации на сорбционные свойства полученных порошков исследовали адсорбционную активность через 24 и 960 ч хранения.

Фазовый состав функциональных сорбентов определяли методом рентгенофазового анализа на дифрактометре D8 ADVANCE (Германия) в медном K_{α} -излучении по стандартной методике. Идентификация соединений, входящих в состав исследуемых образцов, выполнена в автоматическом режиме поиска EVA с использованием банка данных PDF-2. Морфологию поверхности порошковых сор-



Рис. 1. Морфологии модификаций углерода из шелухи пшеницы (a), овса (б), риса (в) и бурого сфагнума (г), полученные методом ЭСМ

бентов исследовали с помощью электронно-сканирующего микроскопа EVO-50XVP фирмы "Carl Zeiss" (Германия). Распределение размера частиц гранулометрический состав ультрадисперсных сорбентов, устанавливали с помощью лазерного анализатора частиц Анализетте-22 фирмы "Fritsch", а удельную поверхность — на анализаторе Сорбтометр-М (ЗАО "Катакон", г. Новосибирск). Зольность углеродных сорбентов определяли с помощью анализатора серы и углерода CS 600 фирмы "LECO" (США).

Адсорбционную активность оценивали по ГОСТ 4453—74 с применением метиленового синего раствора концентрацией 1500 мг/л. В каждый исследуемый образец массой 0,1 г добавляли 25 мл раствора красителя, встряхивали на шейкере EPLAN 357 в течение 20 мин и обрабатывали в центрифуге на установке СМ-50. После контакта с абсорбтивом и разбавления в 100 раз оптическую плотность метиленового синего раствора измеряли на фотоэлектроколориметре КФК-3-01 в области видимого света с длиной волны $\lambda = 661$ нм, которая найдена эмпирически, при данной длине волны оптическая плотность максимальна. Отметим, что подобные эксперименты другие исследователи [13, 14] проводили при $\lambda = 396$ нм. Использовали светофильтр с $390 > \lambda > 410$ нм, рекомендуемый для измерения оптической плотности метилового оранжевого красителя. На КФК-3-01 результаты оказались вне диапазона измерений.

Рентгенофазовый анализ показал, что все сформированные ультрадисперсные сорбенты являются рентгеноаморфными. Наблюдались отдельные включения микрофаз различных химических элементов, что вероятно обусловлено особенностями органического сырья.

По результатам электронно-сканирующей микроскопии (ЭСМ) и лазерного анализа частиц все сформированные сорбенты являются ультрадисперсными порошковыми объектами с размером частиц 0,5 \div 0,9 мкм. Причем основная (85%) фракция имеет размер частиц 0,7 мкм и осколочную форму. Также имели место отдельные агломераты с размером частиц 1,5 \div 9 мкм (см. рис. 1). Сформированные порошковые сорбенты отличаются высокой (\approx 750 м²/г) удельной поверхностью и низкой (0,1 \div 0,22%) зольностью, что обусловлено механоактивационной обработкой порошков по технологии энергосберегающего синтеза углеродных Адсорбционная активность порошковых сорбентов, мг/г

Время хране-	Шелуха овса сорта	Шелуха овса сорта	Шелуха овса	Шелуха пшеницы сорта	Шелуха риса	Мох
ния сорбента, ч	"Золотой дождь"	"Писаревский"	сорта "Дорогой"	"Дальневосточная-10"	сорта "Луговой"	бурый
24	301,2	332,9	327,5	335,2	329,3	345,8
960	39,1	44,1	43,5	44,2	42,5	172,8

модификаций [5, 6], а также особенностями растительного сырья.

Установлено, что поверхность сформированных ультрадисперсных сорбентов — гидрофобна, не смачивается, растекания жидкостей по поверхности не наблюдалось, что способствует созданию высокой адсорбционной активности относительно различных нефтепродуктов.

Как показали исследования порошковых сорбентов, эффект от механоактивации исходного сырья снижается с увеличением времени хранения порошкового сорбента. Их адсорбционная активность при хранении в течение 960 ч снижается в 8 раз независимо от способа получения (таблица). Исключением является только сорбент, полученный из бурого сфагнума. Его адсорбционная активность в обоих случаях снизилась только в 2 раза, что, видимо, обусловлено тем, что сфагновые виды мха имеют высокоразвитую поверхность и специфичные поры ввиду чрезвычайно высокой удельной поверхности (300-1500 м²/г) мертвых водоносных клеток и поровых объемов в листовых пластинках и стеблях сфагнового мха (рис. 2). Этот показатель определяется соотношением количества и размерности пор [3, 13, 14]. В основном суммарную площадь рабочей поверхности определяют поровые отверстия сфагновых мхов. Микропоры размером порядка 20 Å составляют до 40 % от общего объема пор. Мезапоры (Ø20÷500 Å) составляют около 54 % всей суммарной поверхности пор, а макропоры (> \emptyset 500 Å) — 4 %. Это и определяет основные свойства сорбента из сфагновых мхов. Однако промышленное производство сорбента из мха малоперспективно из-за его низкой возобновляемости. В то время как в агропроизводстве образу-



Рис. 2. Изображение поверхности сфагнового мха, полученное методом ЭСМ

ется огромное количество отходов сельскохозяйственных культур, которые требуют дополнительной переработки.

Таким образом, изготовление эффективных порошковых сорбентов из этих отходов — один из путей рационального использования возобновляемых природных ресурсов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. Дудина С. Н., Свергузова С. В., Кирюшина Н. Ю. Влияние УФ-обработки глин на эффективность очистки модельных растворов от ионов никеля и железа (III) // Экология и промышленность России. 2008. № 5. С. 47–48.

2. Углеродные и синтетические сорбенты для обеззараживания питьевой воды от холерного вибриона / Т. А. Халявка, Г. Ф. Карпенко, Н. М. Опенько и др. // Химия и технология воды. Т. 20. 1998. С. 330—335.

3. Чаков В. В., Бердников Н. В., Коновалова Н. С. Органическое вещество жидкой фазы торфа и его гидролизатов из месторождений Среднеамурского бассейна // Тихоокеанская геология. Т. 27. 2008. № 6. С. 100—104.

4. Пат. 67777 Рос. Федерации на полезную модель: Устройство для изготовления анодного материала.

5. Пат. 72358 Рос. Федерации на полезную модель: Устройство для изготовления анодного материала.

6. Получение анодных матриц из возобновляемого растительного сырья — отходов сельскохозяйственных культур / Д. В. Онищенко, А. К. Цветников, А. А. Попович, В. Г. Курявый // Журнал прикладной химии. Т. 81. 2008. № 5. С. 1050—1052.

7. **Чаков В. В.** Ресурсы верховых болот Нижнего Приамурья и перспективы их освоения. Хабаровск: ДВО РАН, 2009. 172 с.

8. Онищенко Д. В., Чаков В. В. Возобновляемое растительное сырье как основа для получения функциональных нанокомпозитных материалов универсального назначения // Журнал прикладной химии. Т. 84. 2011. № 9. С. 1562—1566.

9. Онищенко Д. В., Чаков В. В. Технология получения нефтесорбентов из возобновляемого растительного сырья — отходов злаковых культур и сфагновых видов мхов // Журнал прикладной химии. Т. 85. 2012. № 1. С. 103—106.

10. Земнухова Л. А., Шкорина Е. Д., Федорищева Г. А. Исследование состава неорганических компонентов шелухи и соломы гречихи // Журнал прикладной химии. Т. 78. 2005. № 2. С. 324—328.

11. **Кора** сплавной пихты сибирской — сырье для производства древесноугольных материалов / А. В. Щукина, Н. С. Епифанцева, Ю. Я. Симкин, Р. А. Степень // Химия растительного сырья. 2006. № 2. С. 61, 62.

12. Пирогенетическая переработка некоторых древесных отходов и отходов лущения семян / Р. И. Кузьмина, С. Н. Штыков, К. Е. Панкин и др. // Химия растительного сырья. 2010. № 3. С. 61—65.

13. Адсорбционная активность сырья / Н. В. Келус, Л. Г. Бабешина, С. Е. Дмитрук и др. // Бюллетень сибирской медицины. Т. 8. 2009. № 4. С. 28—32.

14. **Разработка** проекта фармакопейной статьи на субстанцию сфагнума бурого / Н. В. Келус, В. В. Шейкин, А. Е. Гундарева, О. А. Кайдаш // Бюллетень сибирской медицины. Т. 8. 2009. № 5. С. 121–124.

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 658.784:681.51.518

В. Д. МИРОШНИКОВА, канд. техн. наук, Т. Д. МИРОШНИКОВА, канд. экон. наук (Владимирский ГУ), e-mail: vera.miroschnikowa@yandex.ru

Концепция элементарных признаков как основа строения складских и накопительных систем с ячеистой структурой

Рассмотрено выявление элементарных признаков как основы строения складских и накопительных систем с ячеистой структурой.

Ключевые слова: складские и накопительные системы, пошаговая структуризация, признаки строения, уровни и способы интеграции.

The unit character ascertainment as the base for the structure of storage and accumulative systems having honeycomb architecture was considered.

Keywords: storage and accumulative systems, step-bystep structuring, ageing signs, levels and ways of integration.

Повышение скорости, вариативности, мощности, ресурсной экономичности грузообмена — важнейшее условие развития различных производственных систем. Перечисленные потребительские свойства грузообмена находятся в зависимости от признаков строения складских и накопительных систем (СиНС). Выявление и определение внутренних свойств — базовый этап разработки теории строения СиНС на принципах системного анализа. Разработка этой теории остро необходима. В машиностроении насущная потребность в ней появилась более тридцати лет назад, когда недостаточный уровень знаний по грузообменным процессам заблокировал развитие гибких производственных систем в их наиболее эффективных вариантах. Задача организации серийного производства поточными методами в XX веке была поставлена, но не решена.

Базовыми техническими средствами СиНС являются устройства хранения (накопления) грузов [УХ(Н)] и обслуживающие их устройства поиска адресной позиции (АП). Часто УХ(Н) полностью или частично реализуют функцию поиска АП. Их грузонесущая поверхность (ГРП) задает программу поиска АП и предопределяет структурно-компоновочное решение и свойства СиНС. Ячеистая ГРП особый вид поверхностей, аккумулирующих в себе грузы. Для раскрытия их строения необходим специализированный метод анализа. Рассмотрим его исходные положения. Внешне воспринимаемые признаки — суть проявления признаков строения. Для их выявления необходим переход на более глубокий структурный уровень познания, позволяющий раскрыть свойства и закономерности построения структуры, механизм взаимосвязи внутренних и внешних свойств УХ(Н). Искомый уровень исследования определяется функциональной организацией процесса построения ГРП.

Теория строения УХ(Н) основана на концепции элементарных признаков. Каждый элемент, входящий в множество УХ(H), имеет набор одинаковых признаков с определенными, существенными для их анализа и синтеза свойствами. позволяющими понять их эволюцию, механизм варьирования морфологии, представить их систематизацию и т. д. Это элементарные признаки. В общем понимании элементарный — далее неделимый, грань, за которой теряется целостность восприятия, смысл использования полученных частей. Элементарный признак имеет одно вариативное основание, по которому идет его расщепление в альтернативный ряд состояний (проявлений). Каждый из признаков обладает характерными свойствами, участвующими в формировании внешних потребительских свойств объекта.

Проектирование в рамках данного подхода имеет коренные отличия от традиционных методов проектирования, исходно воспринимающих УХ(H) как нечто монолитное и оперирующих с объектом в целом (рис. 1). В целях поиска элементарных признаков был решен ряд задач.

Задача 1. Функциональный анализ СиНС

Анализ проводили в соответствии с процедурой описания технических функций методом изучения потоков энергии, массы и информации, общими рекомендациями функционально-стоимостного анализа. Для СиНС характерно наличие трехуровневой иерархии функций. Общесистемная функция *F*₀ СиНС реализуется семнадцатью внутрисистемными (интегральными) функциями



Рис. 1. Направления исследований в области проектного анализа УХ(Н):

a — традиционно действующие технологии; δ — планируемый вариант развития проектной среды; A, B, C и a, b, c — соответственно области нахождения элементарных и альтернативных проявлений признаков; T — перечень требований к УХ(H); H — множество допустимых структурно-компоновочных решений УХ(H); $\Pi_{\rm Bi}$ — *i*-й показатель оценки эффективности завершенного варианта УХ(H); $\Pi_{\rm nj}$ — *j*-й показатель оценки альтернативного проявления признака УХ(H); P_1 , P_2 — варианты решений УХ(H); R — множество возможных вариантов решений УХ(H)

 $F_{\rm Bi}$: $F_{\rm o} = \{F_{\rm B1}, F_{\rm B2}, F_{\rm Bi}, ..., F_{\rm BN}\}$, где N = 17. В том числе функция $F_{\rm B8}$ — хранит совокупное количество грузовых единиц, на нижнем уровне иерархии представлена дифференциальными (частными) функциями — хранит грузовую единицу: $F_{\rm B8} = \{f_{81}, f_{82}, f_{8j}, ..., f_{8Q}\},$ отличающимися двумя компонентами – указание объекта, на которое направлено действие (определенная *j*-я позиция номенклатуры грузов, размещаемых на хранение в УХ(Н)), и указание условий и ограничений, при которых действие выполняется. Последними функционально значимыми элементами УХ(Н) являются ячейки. При разделении объекта они продолжают выполнять свои функции. С этих позиций, ячеистые структуры не знают себе равных среди технических объектов. Это многоклеточные структуры, в которых число образующих их элементов может составлять несколько десятков, сотен, тысяч. В основе выполнения внутрисистемной функции $F_{\rm B8}$ хранения — процесс интеграции ячеек. При этом каждый ее элемент может иметь отличительные признаки: виды и число связей, и т. д., различные параметры. Данные совокупности элементов могут функционировать в режимах взаимозаменяемости, взаимодополнения и автономном. Увидеть эти реальные компоненты синтеза при предыдущих исследованиях УХ(Н) не позволила незавершенность процедуры функционального анализа, что привело к невозможности целенаправленного формирования потребительских свойств УХ(H) на основе признаков их строения.

Задача 2. Разработка и апробация процедуры пошаговой декомпозиции

Процедуру декомпозиции УХ(Н) выполняли по результатам функционального анализа СиНС. Сначала определяли алгоритм и пределы структуризации, далее выбирали стратегию выявления совокупности признаков строения УХ(Н). Поиск системы элементарных признаков заключается в дискретных переходах от завершенного компоновочного решения УХ(Н) к одному отдельно взятому его элементу, выполняющему функцию хранения (накопления) в данной конструкции. Методы процедуры — наблюдение за получаемыми компонентами на каждом шаге декомпозиции УХ(Н) и анализ их участия в синтезе его структурно-компоновочного решения с позиций законов образования поверхностей. В соответствии с выбранной стратегией были запланированы следующие действия:

1) выполнение пошаговой структуризации наиболее распространенной конструкции УХ(Н) и представление ее в виде стандартного оператора;

2) изучение возможного проявления выявленных признаков и проверка тождественности преобразований УХ(H);

 наряду с проведением качественных преобразований контроль количественных изменений в



Рис. 2. Схема склада стеллажного типа: 1 — штабелер; 2 — рельсы; 3 — двутавр; 4 — ячейка; 5 — каретка; 6 — стол

занимаемом объеме хранения, сопровождающих структуризацию.

По пп. 1÷3 анализировали склад стеллажного типа (рис. 2); по п. 2 — склад роторного типа — автоматизированный комплекс Rota-F-125NC (рис. 3).

В УХ(H) стеллажного типа с однорядным хранением грузов ячейки сориентированы, затем скомпонованы и связаны в двух направлениях: параллельно оси X и параллельно оси Y. В соответствии с этим была проведена двухуровневая декомпозиция УХ(H) (рис. 4).



Рис. 3. Схема склада роторного типа: 1 — магазин; 2 — транспортеры; 3 — пульт; 4 — захват



Результаты: ФЗК, мультипликатор, связи ФЗК характеристика признаков



Рис. 4. Схема двухуровневой декомпозиции УХ(Н):

 Q_1 — уровень расположения первого яруса относительно отметки 0; h_i — высота яруса

Первое преобразование: разорвем связи ячеек в вертикальном направлении. Первый ярус ячеек (объем V_k) развивается в направлении, параллельном оси *X*. Уровень Q_1 его расположения относительно отметки 0 принят за константу. Второй и последующие ярусы повторяют форму, размеры и объем первого яруса, отличаясь только уровнем Q_i своего расположения. В данном случае величину h_i рассматриваем как шаг тиражируемого объема V_k хранения, а первый ярус и его характеристики – как формозадающую компоненту (ФЗК) УХ(Н). Число шагов в направлении развития УХ(Н) тиражированием ФЗК можно определить как мультипликатор объема. Обозначим: *F* — число шагов; Y – направление перемещения ФЗК; FY – мультипликатор, определяющий прямолинейное перемещение ФЗК.

Второе преобразование: разорвем связи ячеек Φ 3К в горизонтальном направлении. На рис. 4 Φ 3К представлена в виде совокупности ячеек, каждая из которых содержит одну и ту же информацию о форме и размерах. Для ее задания достаточно одного представителя данного ряда; назовем его объемно-планировочным элементом (ОПЭ). Отличаются они только координатами расположения ячеек в горизонтальном направлении. Если принять за 0 отсчета, указанную на рис. 4 отметку относительно первого положения ОПЭ (ячейки), то второе и следующие положения будут определять вид, векторную и скалярную величины формозадающего перемещения (ФЗП) ОПЭ. Число дискретных перемещений ОПЭ и его вид определяются длиной и формой грузового фронта, обслуживаемого УХ(Н).

Были рассмотрены два способа декомпозиции УХ(H) стеллажной конструкции и один из способов декомпозиции УХ(H) роторного типа. Контролировали правильность выполнения анализа по количественным изменениям в занимаемом объеме хранения, сопровождающем структуризацию. Результаты показали аналогичные закономерности построения объемов хранения.

По результатам первого и второго преобразований следует выделить два различающихся по возможностям и характеру участия в синтезе рассматриваемой конструкции УХ(Н) компонента: ФЗП и мультипликатор. ФЗП — признак, который определяет существенные отличия варианта компоновочного решения УХ(Н), мультипликатор в большей степени отвечает за накопление признака. Следует отметить, что каждый из них обладает как формозадающими, так и мультипликативными свойствами. Но у каждого одно из данных свойств развито более сильно. Свое определение перемещения получили по доминирующему свойству четкой "специализации" в процессе синтеза УХ(Н).

Таким образом, требуемая декомпозиция выполнена. Для УХ(Н) стеллажного типа она включала два уровня. Обратная процедура — синтез компоновочного решения УХ(Н) по выявленным признакам, включает две стадии с соответствующим числом уровней интеграции ячеек: построение ФЗК и построение УХ(Н). На первой стадии закладываются существенные отличительные признаки конструкции, определяющие ее качество (в частности профиль УХ(Н), соответствующий грузовому фронту), на второй количественные.

Установленные в процессе поуровневой декомпозиции элементы синтеза УХ(Н) раскрывают его как структурно-кинематическое образование. Поэтому интеграционные процессы, происходящие при построении УХ(Н), можно представить как образование пространственных форм:

 существуют ОПЭ — образующая первого уровня интеграции;

2) существуют элементарные упорядоченные перемещения, посредством которых ОПЭ заполняют пространство, увеличивая объем хранения (накопления) до тре-

буемого, и одновременно соответствующим способом упорядочивая его структуру;

3) объемы хранения (накопления) первого уровня интеграции представляют собой фиксируемый на каждом шаге след движения ОПЭ;

4) после формирования простого объема хранения (накопления) в дальнейшем процессе синтеза с различной степенью активности параллельно или последовательно могут участвовать как его элементы, так и объем в целом. Получаемые объемы отличаются числом стадий, уровней интеграции ячеек и способом их интеграции на каждом уровне.

Далее на основе процедуры поуровневой декомпозиции проводилась структуризация известных УХ(H).

Задача 3. Формирование множества структурно-компоновочных решений УХ(H) по известным вариантам

Множество структурно-компоновочных решений УХ(Н) формировалось по известным вариантам данных в описаниях изобретений СССР, России, США, Италии, ФРГ, Франции, Великобритании, Польши, Китая, Японии, Швейцарии, Швеции, Чехии, в специальной литературе, проспектах вы-



Рис. 5. Иерархия признаков строения УХ(Н)

ставок, а также по оборудованию торговых залов, проектам и функционирующим моделям ГПС и УХ(Н). Изучались все решения УХ(Н), известные с начала ХХ века, — носители отличительных признаков и их альтернативных проявлений, вплоть до аптечных вертушек, канцелярских принадлежностей.

Задача 4. Выявление и анализ признаков строения УХ(Н)

Установленная на основе декомпозиции известных УХ(Н) совокупность признаков строения в соответствии с их иерархией представлена на рис. 5. Ввиду большого объема полученных результатов рассмотрим три основных признака.

Наличие автономных интеграций в УХ(Н)

Автономные интеграции (АИ) — это интеграции, полученные разными способами синтеза, например по виду образующей (рис. 6) [1] или по закону ее перемещения на уровне интеграции (рис. 7) [2]. Дополнительные АИ разрабатываются как модификации с целью расширения технологических



Рис. 6. Схема механизированного склада: 1 — основание; 2 и 4 — оси вращения; 3 — плита; 5 — подставки; 6 — стойка; 7 — полки; 8 — привод; 9 — рабочее место

возможностей УХ(Н), повышения их производительности, увеличения вместимости, повышения гибкости и т. д. Признак АИ был выявлен по решению УХ(Н) для ГПС (см. рис. 7). К базовым относятся секции 4 третьего уровня интеграции, к автономным — кольцевой магазин 6, а также магазины 5 и 10 первого уровня интеграции.

Уровень интеграции УХ(Н)

Интеграция — объединение отдельных частей и функций системы в целое или процесс, ведущий к такому состоянию. Качественные отличия рассматриваемых интеграций ячеек определяются тем, что представляет собой образующий их компонент. Для упрощения их описания образующий компонент первого уровня интеграции — ОПЭ, представлен в виде материальной точки. В этом случае образующим компонентом второго уровня интеграции будет линия, третьего — плоскость, четвертого - объем, пятого - совокупность объемов и т. д. Данный способ описания основан на представлении кинематического образования пространственных форм и поверхностей: линию можно представить как траекторию движения точки; поверхность — как перемещение линии по опреде-



Рис. 7. Схема гибкого автоматизированного производства: 1 — станки; 2 — манипулятор; 3 — УХ(Н); 4 — секции; 5, 6 и 10 — магазины; 7 и 11 — направляющие; 8 — привод поворота; 9 — автооператор

ленному закону и т. д. Признак "уровень интеграции УХ(Н)" занимает одно из центральных мест в их систематизации, представлении и анализе возможных схем синтеза. Альтернативные проявления признака — это качественно отличающиеся друг от друга типы систем структурообразования УХ(Н), в рамках которых формируются их свойства (таблица). Реально существует ряд "пяти альтернатив" рассматриваемого признака. На рис. 7 показано решение четвертого уровня интеграции (из семи известных), на рис. 6 — решение пятого уровня интеграции (из четырех известных). Более высоких уровней интеграции УХ(Н) на известном множестве решений не установлено.

Вид перемещения образующей на уровне интеграции УХ(H)

Поэлементное наращивание объема хранения путем элементарного перемещения ОПЭ в направлении оси *X* представлено на рис. 8.

Свойства данного признака предоставили огромные возможности видообразования ячеистых структур. Множество возможных вариантов перемещения образующей на уровне интеграции, включая перестановки с повторениями, формируется на множестве элементарных перемещений образующей: поступательного и вращательного (кругового). В качестве модели их генерации использовали декартову систему координат (рис. 9).

Концепция элементарных признаков обеспечила доступ к реальным признакам строения, участ-





Рис. 8. Схема перемещения образующей на уровне интеграции



Рис. 9. Элементарные перемещения образующих на уровне интеграции

вующим в синтезе УХ(Н) и определяющим их потребительские свойства. Известные решения описываются единой совокупностью признаков. Их выявление формирует системные основы теории строения рассматриваемого класса устройств. На этом рубеже четко просматривается архитектоника нового направления их исследований: раскрытие закономерностей построения, механизма варьирования морфологии, формализация описания структурно-компоновочных решений, систематизация, построение множества возможных вариантов решений, построение моделей формирования потребительских свойств, анализ реализованного, резервы, перспективы развития, на множестве, на моделях, патентование научного направления, разработка решений на новых принципах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **А. с. 356206 СССР:** МКИ В65G 1/02. Механизированный склад.

2. А. с. 1351747 СССР: МКИ В23Q 41/02. Гибкое автоматизированное производство.

Л. И. БОЙКО, д-р техн. наук (Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси), А. А. ДЮЖЕВ, канд. техн. наук (ГСКБ по зерноуборочной и кормоуборочной технике), А. М. ГОМАН, канд. техн. наук, О. А. БАРАН (Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси), e-mail: baran_olga@yahoo.com

Расчет надежности сельскохозяйственных комбайнов на основе оптимизации коэффициента экономической эффективности жизненного цикла изделия

Предложен метод определения рациональных норм надежности сельскохозяйственной техники с учетом специфики ее производства и эксплуатации.

Ключевые слова: надежность, наработка на отказ, стоимость, жизненный цикл изделия, коэффициент экономической эффективности.

The method of specification of rational margin of safety regulation of agriculture equipment taking into account the specific character of its production and operating conditions was offered.

Keywords: reliability, error-free running time, price, product life cycle, cost- to-performance ratio.

Рациональная надежность комбайна определяется из условия оптимизации коэффициента экономической эффективности, устанавливающего связь между стоимостью комбайна и его средней наработкой на отказ. Для полного учета всех расходов, кроме стоимости комбайна, эксплуатационных затрат и расходов на ремонт, следует принимать во внимание и производительность комбайна, обусловливающую количественную оценку выполненных работ.

Рассчитаем надежность зерноуборочного комбайна производительностью 10 т/ч при средней наработке на отказ 100 ч.

Сегодня основная задача производителя — выпуск конкурентоспособной продукции, а следовательно, изделий высокого качества, что во многом определяется их надежностью. Значимость обеспечения надежности выпускаемой продукции обусловила появление науки о минимизации затрат на жизненный цикл изделия (ЖЦИ) — теротехнологии [1]. Это направление получило развитие в связи с поиском путей повышения эффективности эксплуатации техники на основе исследований связи ее показателей надежности со стоимостью эксплуатации. Для решения данных задач необходимы научно-исследовательские и опытно-конструкторские мероприятия для разработки научно обоснованных требований к надежности машин с учетом эффективности их использования.

Вопросам оценки затрат на изделие за весь период его жизненного цикла и выбора рациональных норм надежности посвящены публикации [2—12]

и стандарты [13, 14]. Рекомендации по установлению норм надежности сельскохозяйственных машин даны в серии стандартов ASAE [15, 16]. Некоторые аспекты установления рациональных норм надежности рассмотрены в СТБ 1917 [14].

Несмотря на большое внимание к данной проблеме остается ряд нерешенных задач, например определение обоснованных рациональных норм надежности машин и их компонентов и оценка показателей их надежности на основе реальных эксплуатационных данных.

Цель данной работы — разработка концепции определения норм надежности комбайнов с использованием показателей прототипов, на любом этапе ЖЦИ, включая разработку технического задания, путем оптимизации их коэффициента экономической эффективности.

Нормы надежности распространяются на показатели надежности сложных систем, их типовых элементов с учетом технологии их производства, достигнутого уровня надежности, учета реальных критериев работоспособности [17]. За рациональные нормы надежности принимаются нормы, обеспечивающие оптимальные расходы на ЖЦИ без снижения его надежности [14].

Расчет коэффициента экономической эффективности использования сельскохозяйственных комбайнов

Основы расчета рациональных норм надежности комбайнов рассмотрены в работах [11, 12], в которых определены зависимости между стоимостью зерноуборочного комбайна и его средней наработкой на отказ, числа ожидаемых отказов, а также рациональные нормы надежности с учетом рыночной стоимости комбайна и затрат на восстановление его работоспособности.

Коэффициент экономической эффективности — отношение разницы суммарной стоимости C_{Σ} продукции, произведенной за ЖЦИ, и общей стоимостью ЖЦИ ($C_{\text{ЖЦИ}}$) к последней [14]:

$$K_{9\Phi} = \frac{C_{\Sigma} - C_{\mathcal{K} \amalg \mathcal{U}}}{C_{\mathcal{K} \amalg \mathcal{U}}} \to \max.$$
(1)

Здесь

$$C_{\Sigma} = CK_{\mathrm{T,W}}qt_{\mathrm{c}}T,\tag{2}$$

где C — стоимость единицы сельскохозяйственной продукции; $K_{\text{т.и}}$ — коэффициент технического использования, который в первом приближении можно принять равным коэффициенту готовности; q — часовая производительность комбайна, т/ч; t_{c} среднегодовая загрузка комбайна, ч; T — срок службы комбайна, г.

Стоимость ЖЦИ включает в себя суммарные затраты на разработку, организацию производства, изготовление, транспортировку, эксплуатацию, хранение, техническое обслуживание, ремонт и утилизацию изделия по исчерпании ресурса работоспособности [13].

Показатель $C_{\mathbb{X} \sqcup \mathcal{U}}$ в общем случае состоит из расходов C_{Π} на приобретение машины, расходов C_{B} на восстановление ее работоспособности после сложных отказов и текущих эксплуатационных расходов C_{3} :

$$C_{\mathrm{XIII}} = C_{\mathrm{II}} + C_{\mathrm{B}} + C_{\mathrm{B}}.$$
 (3)

Здесь C_{Π} зависит от средней наработки $T_{c,H}$ на отказ [6—9]:

$$C_{\Pi} = C_0 \exp(f), \qquad (4)$$

где *C*₀ — первоначальная стоимость комбайна;

$$f = \frac{T_{\rm c.H} - T_{\rm min}}{T_{\rm max} - T_{\rm min}},$$
(5)

здесь T_{\min} , T_{\max} — средние наработки на отказ, соответственно, минимальная и максимальная;

$$C_{\rm B} = C_{\Sigma \rm B} + P_{\rm \Pi \rm p} + C_{\rm H.a.o},$$
 (6)

 $C_{\Sigma B}$ — затраты на восстановление работоспособности комбайна за весь срок его службы с учетом числа $N_{\Sigma OT}$ ожидаемых отказов для определенной вероятности безотказной работы комбайна [11, 12]; $P_{\Pi D}$ — суммарные потери в результате простоев комбайна из-за ремонта за срок службы [12, формула (14)]; $C_{\text{н.а.o}}$ — затраты из-за нереализованных амортизационных отчислений [12, формула (17)];

$$C_{\mathfrak{H}} = c_{\mathfrak{Y}} q t_{\mathfrak{C}} T, \tag{7}$$

где c_y — себестоимость уборки 1 т продукции, включая стоимость горюче-смазочных материалов, затраты на техническое обслуживание и др.

Если эксплуатационные затраты превышают экономический эффект от эксплуатации данной техники, то целесообразно увеличить срок ее службы, т. е. повысить ее надежность. Решение о повышении надежности создаваемой техники принимается по результатам сравнительного анализа коэффициентов экономической эффективности проектируемого и уже существующих изделий.

Пример определения возможности повышения надежности зерноуборочного комбайна

Рассчитаем коэффициент экономической эффективности зерноуборочного комбайна производительностью q = 10 т/ч. Исходные данные [11]: стоимость комбайна $C_0 = 132$ 589 долл. США; средняя наработка на отказ $T_{c.H} = 100$ ч; срок службы T = 18 лет ($T = 130 \cdot 18 = 2340$ ч при средней наработке в год $t_c = 130$ ч). Значения C_{Π} находим по формулам (4) и (5). Ожидаемое число отказов $N_{\Sigma \text{от}}$ за весь срок службы при вероятности отказа P = 0,5 и значения $C_{\Sigma B}$ приведены в таблице. Все, кроме средней наработки на отказ, показатели надежности (вероятность безотказной работы, срок службы, часовая производительность, среднесуточная загрузка) устанавливаются производителем.

Суммарные потери находим по формуле

$$P_{\rm np} = P_1 N_{\Sigma \rm or}.$$
 (8)

Здесь *P*₁ — потери сельскохозяйственной продукции в результате простоя из-за ремонта:

$$P_1 = k_z C q t_{\rm CVT} T_1, \tag{9}$$

Значения эксплуатационных показателей и коэффициента экономической эффективности комбайна в зависимости от средней наработки на отказ

<i>Т</i> _{с.н} , ч	Сп	$C_{\Sigma \mathrm{B}}$	Рпр	C _{H.a.o}	C _B	Сжци	$N_{\Sigma ext{ot}}$	К _{эф}	
	долл. США								
100	132 589	16 129	3160	1218	20 507	578 976	20	5,322	
120	143 632	11 112	2212	629	13 953	583 465	14	5,273	
140	155 595	8512	1738	415	10 665	592 140	11	5,181	
160	168 554	7007	1422	298	8727	603 161	9	5,068	
180	182 592	6072	1106	194	7372	615 844	7	4,943	



Зависимость изменения коэффициента $K_{\rm 3\phi}$ от средней наработки на отказ $T_{\rm c. H}$

где k_z — коэффициент потерь в сутки; $t_{\text{сут}}$ — среднесуточная загрузка комбайна, ч; T_1 — время простоя комбайна при устранении одного отказа, сут.

Эксплуатационные показатели для данного зерноуборочного комбайна: $t_{\text{сут}} = 10$ ч, $T_1 = 1$ сут., коэффициент осыпания зерна $k_z = 0,01$, стоимость 1 т зерна C = 0,158 тыс. долл. США.

Потери от осыпания зерна при ремонте находим по формуле (9): $P_1 = 158$ долл. США.

Суммарные потери, рассчитанные по формуле (8), приведены в таблице. Затраты от нереализованных амортизационных отчислений определим по формуле [11]:

$$C_{\rm H.a.o} = \frac{C_{\rm II} K_{\rm a} N_{\rm \Sigma or}^2 t_{\rm CyT}^2 T_1^2}{T(T - t_{\rm cyT} T_1 N_{\rm \Sigma or})},$$

где $K_a = 1,15$ — коэффициент перевода цены реализации в амортизируемую стоимость комбайна.

Значения $C_{\rm B}$ определяем по формуле (6), эксплуатационные затраты — по формуле (7): с учетом себестоимости уборки 1 т зерна $c_{\rm y} = 18,2$ долл. США, $C_{\rm 3} = 425~880$ долл. США.

Показатели $C_{\text{ЖЦИ}}$ и $K_{9\Phi}$ рассчитываем соответственно по формулам (3) и (1); C_{Σ} при $K_{\text{т.и}} = 0,99$ находим по формуле (2): $C_{\Sigma} = 3\,660\,228$ долл. США.

Анализ полученных результатов показал, что для данного комбайна при повышении средней наработки на отказ уменьшение стоимости $C_{\rm B}$ восстановления его работоспособности оказывает меньшее влияние на коэффициент $K_{\rm эф}$ экономической эффективности, чем повышение стоимости $C_{\rm п}$ комбайна. Зависимость изменения коэффициента $K_{\rm эф}$ экономической эффективности от наработки на отказ показана на рисунке. При увеличении наработки на отказ коэффициент $K_{\rm эф}$ уменьшается, следовательно, в соответствии с выражением (1) целесообразно принять $T_{\rm c.H} = 100$ ч, так как в этом случае достигается максимальный коэффициент экономической эффективности.

Таким образом, анализ полученных результатов показал, что стоимость ЖЦИ в рассмотренном слу-

чае остается оптимальной с экономической точки зрения, так как повышение наработки при существующей стоимости на восстановление работоспособности комбайна не повышает эффективность его использования.

Предметом дальнейших исследований будет точность определения норм надежности комбайнов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **BS 3843:** Guide to Terotechnology (the economic management of assets). 1992. P. 2. London: BSI, 24 p.

2. **Implementing** the Optimization // http://www.weibull.com/SystemRelWeb/implementing the optimization.htm.

3. Larry H. Crow. An extended reliability growth model for managing and assessing corrective action // Proceedings Annual Reliability and maintainability Symposium. 2004. Los Angeles. 8 p.

4. **David W. Coit.** Economic allocation of test times for subsystem-level reliability growth testing // Department of industrial Engineering. Rutgers University. 1998. P. 1143–1151.

5. Aktas E., Moses F., Ghosn M. Calibration of Load Factors Using Reliability Based Cost Optimization // 8th ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability. 6 p.

6. **Mettas A.** Reliability allocation and optimization for complex systems // Proceedings Annual Reliability and Maintainability Symposium. http://www.2000RM-087.e.

7. **Improving** Reliability: http.weibull.com/SystemWeb/ improving_reliability/htm.

Reliability allocation and Optimization // Hot Wire. I.
 2001. 6 p.

9. **Warranty** cost: http.quanterion.com/ReliabilityQues/ V3N3/html.

10. Mortin D., Yuhas S. Reliability Growth Applications and Advancement // http://ndia.org/pdfs22.

11. Разработка методологии рациональных норм надежности зерноуборочных комбайнов / Ю. Л. Солитерман, А. М. Гоман, А. А. Дюжев, О. А. Баран // Механика-2007. Минск: ОИМ НАН Беларуси. С. 177—183.

12. Методология определения рациональных норм надежности зерноуборочного комбайна / Л. И. Бойко, Т. В. Бойко, А. М. Гоман, О. А. Баран // Докл. междунар. науч.-техн. конф. 2008. Минск: Ч. 1. С. 55—60.

13. **International** Standart IEC 300-3-3. Dependability management P. 3: Application guide. S. 3: Life cycle costing // International Electrotechnical Commission. 1996. 47 p.

14. **СТБ 1917—2008.** Техника сельскохозяйственная. Комплексная система обеспечения надежности. Основные положения. Минск: Беларуский гос. ин-т стандартизации и сертификации, 2009. 115 с.

15. **ASAE D497.5 Feb2006.** Agricultural Machinery Management Data. 2006. ASABE Standards, 9 p.

16. **ASAE EP496.2 Dec1999.** Agricultural Machinery Management. 1999. ASABE Standards, 7 p.

17. **Нормирование** надежности технических систем / О. В. Берестнев, Ю. Л. Солитерман, А. М. Гоман. Минск: УП "Технопринт", 2004. 266 с.

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

УДК 621.31

Е. С. АСКАРОВ, канд. техн. наук (Казахский национальный ТУ им. К. Сатпаева, г. Алма-Ата), e-mail: erlan57@mail.ru

Ветровая энергетическая установка с ротором Савониуса и неподвижной осью

Корпус

Предложена более простая конструкция ветровой энергетической установки с ротором Савониуса и неподвижной осью.

Ключевые слова: ветровая энергетическая установка, вращающийся вал, неподвижная ось, ротор Савониуса.

Easier windpower plant system having the Savonius rotor and a rigid axle was offered.

Keywords: windpower plant, shaft, rigid axle, Savonius rotor.

Среди ветровых энергетических установок (ВЭУ) с вертикальной осью вращения ветроколеса самый высокий КПД, равный 0,18, имеют ВЭУ с ротором Савониуса. Наличие длинного вертикального вала является большим недостатком ВЭУ по следующим причинам:

1) изготовление вала длиной более 20 диаметров затруднительно, так как сложно обеспечить необходимую его жесткость при точении. Например, для ВЭУ мощностью 1 кВт вал должен иметь длину около 5 м. Искривление такого вала неизбежно вследствие погрешностей при изготовлении и собственных деформаций;

2) корпус для установки длинного вала должен иметь отверстия, соосность которых сложно обеспечить при расстоянии 5 м;

 сложной технической задачей является монтаж такой конструкции в вертикальном положении;

4) масса вала создает большую осевую нагрузку на нижний подшипник; необходим опорный подшипник, повышающий момент трения в опоре.

Все это препятствует широкому распространению ВЭУ такого типа. Решением задачи может стать модульное исполнение установки, отдельные части которой — модули, собирают в одно целое на месте.

Разработка ВЭУ с неподвижной осью, схема которой приведена в статье¹ автора, решает многие технологические и конструктивные проблемы. Для

¹ Аскаров Е. С. Повышение эффективности работы ветровой энергетической установки малой мощности // Вестник машиностроения. 2011. № 2. С. 93—96.



Вращающийся вал

Неполвижная ось





оси не требуется точное соблюдение соосности и прямолинейности. Несоосность оси можно компенсировать гибкостью ротора.

На рис. 1 приведены схемы ВЭУ двух конструкций: a — с вращающимся валом; δ — с неподвижной осью. Конструкция на рис. 1, a намного сложнее: она имеет два модульных корпуса и два вала, соединенных гибкой муфтой. В конструкции на рис. 1, δ (новая) нет корпуса, лопасти установлены на неподвижной оси на вращающихся втулках.

На рис. 2, *а*, δ показаны конструкции ВЭУ, выполненные по обеим схемам с использованием ротора Савониуса. Очевидно, что новая конструкция (см. рис. 2, δ) имеет намного меньшую металлоемкость. Кроме того, в этом варианте на оси закреплены не концы ротора, а его промежуточная часть, что значительно повышает жесткость конструкции и позволяет сделать ось ротора короче: длина оси равна всего 3 м при высоте ротора 5 м. Рассмотрим конструктивные особенности обеих ВЭУ.

ВЭУ на рис. 2, *а* имеет два вала длиной по 2,25 м и, соответственно, два корпуса. Каждый вал установлен на трех подшипниках — двух радиальных и одном упорном (рис. 3), также имеются два корпуса (не показаны). Валы соединяются крестовой муфтой, которая позволяет компенсировать некоторую несоосность валов.

ВЭУ новой конструкции (см. рис. 2, δ) имеет одну неподвижную ось длиной 3 м, установленную в опорной трубе, которая жестко закрепляется в грунте (рис. 4). На оси установлены два радиальноупорных подшипника во втулках со стержнями, на



А. М. ЕРМАКОВ, канд. техн. наук, Р. Р. КАЛИМУЛЛИН, М. В. ГУРЕЕВ, Р. Р. САЛАХОВ (Казанский НИТУ им. А. Н. Туполева), e-mail: er_am@mail.ru

Изготовление отопительных радиаторов из пластмасс на термопластавтоматах¹

Проведены тепловые, гидравлические и прочностные расчеты радиатора отопления, изготовляемого из полипропилена.

Ключевые слова: радиатор, полипропилен, отопление, теплообмен.

Thermal, hydraulic and strength designs for heating radiator manufactured of polypropylene were presented.

Keywords: radiator, polypropylene, heating systems, heat transfer.

Одним из основных приоритетных направлений развития промышленности на сегодняшний день является широкое внедрение энергосберегающих технологий и устройств. Для отопительных приборов вопросы энергосбережения могут решаться как на стадии их изготовления, так и при эксплуатации. В последнем случае — это установка устройств, регулирующих расход воды через радиатор отопления в зависимости от требуемой в помещении температуры. Чаще это делают не производители приборов, а сами потребители.

При производстве отопительных приборов энергосбережение определяется уровнем энергозатрат. Так, при производстве алюминиевых радиаторов методом литья энергозатраты значительно меньше, чем при производстве чугунных, так как при одинаковой тепловой мощности алюминиевый радиатор значительно легче чугунного и температура плавления алюминия ниже, чем чугуна. Более высокая стоимость алюминиевых радиаторов обусловлена высокой стоимостью самого алюминия.

С целью уменьшения энергозатрат на изготовление отопительных приборов авторами проведен поиск недорогих материалов с низкой температурой плавления и хорошей обрабатываемостью. Кроме того, материал должен выдерживать достаточно высокие температуры и давления в системах отопления. Материалов с требуемыми свойствами оказалось немного. Один из них уже применяется в системах отопления и горячего водоснабжения — это полипропилен PPRC (ТУ 2248-032-00284581-98) жесткий нетоксичный материал с высокими физико-механическими свойствами. По сравнению с полиэтиленом он более термостоек, сохраняет форму до температуры 150 °C, его теплопроводность 0,24 Вт/(м · К). Полипропиленовые пленки по сравнению с полиэтиленовыми более прочные и газонепроницаемые, волокна — эластичные, прочные и химически стойкие. Полипропилен² – легкий материал, имеет низкую температуру плавления, легко обрабатывается. Его применяют для изготовления труб, конструкционных деталей автомобилей, мотоциклов, холодильников, корпусов насосов, различных емкостей и др.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 85)

которые крепится ротор (осевая нагрузка только от веса ротора, она значительно меньше, чем в конструкции на рис. 2, *a*). Обрабатываются только концы оси. Подшипники также установлены на концах оси, что значительно облегчает ее изготовление. Ось одновременно является корпусом установки. На нижней втулке закреплено зубчатое колесо, которое через редуктор передает вращение генератору.

ВЭУ новой конструкции имеет следующие преимущества по сравнению с ВЭУ на рис. 3: два подшипника вместо шести, одна ось длиной 3 м вместо двух валов общей длиной 4,5 м; требования к соосности оси намного меньше требований к соосности валов; нет корпусов и крестовой муфты; сборка и монтаж установки проще; металлоемкость конструкции примерно в 1,5 раза меньше.

Таким образом, предлагаемая конструкция ВЭУ с неподвижной осью намного проще, технологичнее и дешевле конструкции с вращающимся валом, что обусловливает эффективность ее реального применения.

¹ Федеральная целевая программа "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России" на 2009÷2013 гг., в рамках реализации мероприятия № 1.3.1 "Проведение научных исследований молодыми учеными кандидатами наук". Госконтракт № 16.740.11.0252 от 24 сентября 2010 г. "Разработка радиатора из полипропилена для систем отопления".

² Эдвард П. Мур. Пропилен. Справочник. Изд. Ханзер, 1996. 416 с.



Рис. 1. Секция радиатора и крышка

Существенной проблемой при создании радиатора для систем водяного отопления является выбор способа соединения его элементов между собой, от которого зависит не только герметичность изделия в целом, но и такие показатели, как ремонтопригодность, технологичность, возможность автоматизации сборки и в дальнейшем серийное производство. Неправильный выбор метода и технологии соединения может усложнить конструкцию, снизить надежность, повысить стоимость изделия, а в случае проблем при эксплуатации, привести к уменьшению продаж. Соединение секций между собой должно быть простым и технологичным, с использованием стандартных деталей.

Наиболее дешевый и производительный способ изготовления пластмассовых деталей — литье на термопластавтоматах. Но данная технология изготовления накладывает ограничения на конфигурацию элементов, так как все детали секции должны быть разъемными.

Тепловой поток от радиатора рассчитывают по

формуле
$$Q = kF\Delta t$$
, где $k = 1 / \left(\frac{1}{\alpha_{\rm B}} + \frac{\delta_{\rm CT}}{\lambda_{\rm CT}} + \frac{1}{\alpha_{\rm BO3}} \right)$ –

коэффициент теплопередачи от воды к воздуху, Вт/(м² · K); F — площадь поверхности теплообмена радиатора, м²; Δt — перепад температур между водой и воздухом; δ_{ct} — толщина стенки, мм; λ_{ct} — коэф-

фициент теплопроводности материала, Вт/(м · K); $\alpha_{\rm B}$ — коэффициент теплопроводности воды [в радиаторах $\alpha_{\rm B}$ = 600 Вт/(м · K)]; $\alpha_{\rm B03}$ — коэффициент теплоотдачи воздуха [в радиаторах при свободной конвекции $\alpha_{\rm B03} \approx 5$ Вт/(м² · K)].

Рассчитаем коэффициент теплопередачи для радиатора с толщиной стенки $\delta_{ct} = 0,003$ м из алюминия $[\lambda_{a\pi} = 270 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{K})]$ и полипропилена $[\lambda_{проп} = 0,24 \text{ Вт/(м}^2 \cdot K)]$ и получим: $k_{a\pi} = 4,95$ Вт/(м² · K) и $k_{\pi po\pi} = 4,66$ Вт/(м² · K). Небольшая разница коэффициентов связана с тем, что основной ограничивающей составляющей является низкий коэффициент теплоотдачи воздуха $\alpha_{BO3} = 5 \text{ Bt/(M}^2 \cdot \text{K})$. С увеличением толщины стенки радиатора разность коэффициентов теплопередачи будет увеличиваться. Традиционная конструкция радиатора — с одним каналом для воды и наружным оребрением, для пластикового радиатора не подходит. Для необходимого теплосъема пластмассовый радиатор должен иметь много внутренних каналов.

Исходя из условий изготовления на термопластавтоматах, предлагается радиатор, состоящий из коллектора и основного профиля с одинаковыми нижней и верхней крышками секции (рис. 1).

Для расчета использовали конечно-элементную модель и граничные условия: для прочностного расчета — давление на внутренних поверхностях 40 атм., фиксация по резьбовому соединению; для расчета с учетом температурных напряжений — температура внутри радиатора 90 °C, коэффициент теплоотдачи на внешней поверхности $\alpha_{BO3} = 4,5 \text{ Br/(M}^2 \cdot \text{K})$ при 18 °C; для теплогидравлического расчета — расход воды через радиатор 360 л/ч при температуре 90 °C и свободной конвекции воздуха.

Проведены также тепловые, гидравлические и прочностные расчеты. Результаты теплогидравлических расчетов секции радиатора (рис. 2÷5, см. обложку) показали хорошую обтекаемость радиатора воздухом снаружи и низкое гидравлическое сопротивление воды внутри радиатора. Получены коэффициент теплоотдачи: воды — $\alpha_{вод} = 350 \text{ Вт/(M}^2 \cdot \text{K})$, воздуха — $\alpha_{воз} = 6,5 \text{ Вт/(M}^2 \cdot \text{K})$. Расчетное значение теплового потока с одной секции радиатора составило 220 Вт.