

Редакционный совет

Голенков В.А. д-р техн. наук, проф., председатель
Радченко С.Ю. д-р техн. наук, проф., зам. председателя
Борзенков М.И. канд. техн. наук, доц.
Астафичев П.А. д-р юрид. наук, проф.
Иванова Т.Н. д-р техн. наук, проф.
Киричек А.В. д-р техн. наук, проф.
Колчунов В.И. д-р техн. наук, проф.
Константинов И.С. д-р техн. наук, проф.
Новиков А.Н. д-р техн. наук, проф.
Попова Л.В. д-р экон. наук, проф.
Степанов Ю.С. д-р техн. наук, проф.

Редколлегия

Главный редактор
Степанов Ю.С. д-р техн. наук, проф., заслуженный деятель науки Российской Федерации

Заместители главного редактора

Гордон В.А. д-р техн. наук, проф.
Киричек А.В. д-р техн. наук, проф.
Подмастерьев К.В. д-р техн. наук, проф.

Члены редколлегии

Бабичев А.П. д-р техн. наук, проф.
Вдовин С.И. д-р техн. наук, проф.
Дмитриев А.М. д-р техн. наук, проф., член-корр. РАН
Емельянов С.Г. д-р техн. наук, проф.
Зубарев Ю.М. д-р техн. наук, проф.
Зубчанинов В.Г. д-р физ.-мат. наук, проф.
Иванов Б.Р. д-р техн. наук, проф.
Колесников К.С. д-р техн. наук, проф., академик РАН
Копылов Ю.Р. д-р техн. наук, проф.
Корндорф С.Ф. д-р техн. наук, проф.
Малинин В.Г. д-р физ.-мат. наук, проф.
Мулюкин О.П. д-р техн. наук, проф.
Осадчий В.Я. д-р техн. наук, проф.
Панин В.Е. д-р техн. наук, проф., академик РАН
Распопов В.Я. д-р техн. наук, проф.
Смоленцев В.П. д-р техн. наук, проф.

Ответственный за выпуск

Григорьева О.Ю.

Адрес редакции

302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29
(4862) 41-98-48, 55-55-24, 41-98-03,
43-48-90
www.ostu.ru
E-mail: met_lit@ostu.ru

Зарег. в Федеральной службе по надзору в сфере связи и массовых коммуникаций. Свидетельство: ПИ № ФС77-35719 от 24 марта 2009 года

Подписной индекс **29504** по объединенному каталогу «Пресса России»

© ОрелГТУ, 2010

Содержание

Естественные науки

<i>Бочков А.В., Головешкин В.А., Пирумов А.Р., Пономарев А.В., Самаров В.Н. Особенности влияния неоднородного нестационарного температурного поля на процесс горячего изостатического прессования труб.....</i>	3
<i>Гулиев С.М. Двоякопериодическая задача механики разрушения для когезионных трещин при продольном сдвиге.....</i>	10
<i>Гасанов Ш.Г. Определение параметров разрушения дорожного покрытия методом сечений.....</i>	15
<i>Матюхин С.И., Козил З.Ж., Ромашин С.Н. Спектральные характеристики полупроводниковых AlGaAs лазеров с двойной гетероструктурой и раздельным ограничением.....</i>	20

Моделирование технологических процессов

<i>Волков Д.И., Коряжкин А.А. Разработка модели абразивной ленты, учитывающей стохастические факторы.....</i>	28
<i>Кошин А.А., Сопельцев А.В. Моделирование динамического контактного взаимодействия абразивного зерна с деформируемым материалом методом конечных элементов.....</i>	35
<i>Говоров И.В., Польский Е.А., Филькин Д.М. Модель одноступенчатого управления точностью машин на основе размерного анализа ее конструкции.....</i>	41

Конструирование, расчеты, материалы

<i>Герасимов С.А. Повышение ресурса опорных узлов насосов путем применения упругодемпферных совмещенных осевых подшипников.....</i>	47
<i>Соловьев Д.Л., Киричек А.В., Захаров А.А., Волобуев А.В. Управление формированием ударных импульсов при деформационной статико-импульсной обработке.....</i>	51
<i>Куц В.В. Формирование пространства проектных параметров металлорежущих станков с учетом колебания его узлов.....</i>	58
<i>Ильицкий В.Б., Сорокин С.В., Горенков Е.С. Критерии выбора материала опор скольжения, работающих без смазки.....</i>	67
<i>Надуваев В.В., Фролов Е.Н. Поликристаллические алмазы-СВ при модернизации современного машиностроительного производства.....</i>	72
<i>Фроленкова Л.Ю. Расчет поверхностной энергии и прочности безоловянных бронз, жаропрочных ковочных сплавов.....</i>	78

Машиностроительные технологии и инструменты

<i>Голенков В.А., Радченко С.Ю., Дорохов Д.О., Грядунов И.М. Классификация процессов комплексного локального деформирования.....</i>	85
<i>Кириллов О.Н. Выбор параметров рабочих сред при комбинированной обработке электродом-щеткой.....</i>	90
<i>Чижев М.И., Трофимов Ю.В. Комплексная обработка деталей из алюминиевых сплавов.....</i>	99
<i>Амбросимов С.К. Определение конструкторско-технологических параметров деформирующе-режущих протяжек с упруго-пластическим нагружением зоны резания.....</i>	104
<i>Солянкин Д.Ю., Ямников А.С. Относительная производительность фрезоточения резьб.....</i>	109

Приборостроение и биотехнические системы

<i>Распопов В.Я., Матвеев В.В. Определение угловых параметров вращающегося по крену летательного аппарата.....</i>	115
<i>Моисеев П.П. Моделирование датчика углового положения устройства функционального контроля узла сканирования на элементе холла.....</i>	120
<i>Семенов Э.И., Черников В.Д. Электронно-эмиссионные датчики скорости осаждения веществ при электронно-лучевом испарении.....</i>	126

Испытания, контроль, диагностика и управление качеством

<i>Мишин В.В. Подход к комплексному диагностированию подшипникового узла с учетом качества его сборки.....</i>	132
<i>Сычев С.Н., Пузырев С.Г., Подмастерьев К.В., Чирикин Е.В. Описание эксперимента по определению адгезии компонентов моторных масел методом жидкостной хроматографии. Часть 1. Приготовление хроматографических колонок.....</i>	140
<i>Кобзев И.О., Пахолкин Е.В. Расчетно-экспериментальный метод оценки максимальной температуры в шарикоподшипнике. Часть 1. Математическая модель максимальной температуры.....</i>	143
<i>Яцук А.Е. Управление процессом регенерации воздушной среды герметично изолированных объектов.....</i>	151

Editorial council

Golenkov V.A. Doc. Sc. Tech., Prof.,
president
Radchenko S.Y. Doc. Sc. Tech., Prof.,
vice-president
Borzenkov M.I. Candidate Sc.
Tech., Assistant Prof.
Astafichev P.A. Doc. Sc. Law., Prof.
Ivanova T.I. Doc. Sc. Tech., Prof.
Kirichek A.V. Doc. Sc. Tech., Prof.
Kolchunov V.I. Doc. Sc. Tech., Prof.
Popova L.V. Doc. Sc. Ec., Prof.
Stepanov Y.S. Doc. Sc. Tech., Prof.
Konstantinov I.S. Doc. Sc. Tech., Prof.

Editorial Committee

Editor-in-chief
Stepanov Y.S. Doc. Sc. Tech., Prof.,
honored worker of science of Russian
Federation

Editor-in-chief Assistants

Gordon V.A. Doc. Sc. Tech., Prof.
Kirichek A.V. Doc. Sc. Tech., Prof.
Podmasteryev K.V. Doc. Sc. Tech.,
Prof.

Member of editorial board

Babichev A.P. Doc. Sc. Tech., Prof.
Vdovin S.I. Doc. Sc. Tech., Prof.
Dmitriev A.M. Doc. Sc. Tech., Prof.,
Corresponding Member of RAS
Emelyanov S.G. Doc. Sc. Tech., Prof.
Zubarev Y.M. Doc. Sc. Tech., Prof.
Subchaninov V.G. Doc. Sc. Ph. - Math, Prof.
Ivanov B.R. Doc. Sc. Tech., Prof.
Kolesnikov K.S. Doc. Sc. Tech.,
Prof., Academician of RAS
Korndorf S.F. Doc. Sc. Tech., Prof.
Malinin V.G. Doc. Sc. Ph. - Math, Prof.
Mulyukin O.P. Doc. Sc. Tech., Prof.
Osadchy V.Ya. Doc. Sc. Tech., Prof.
Panin V.E. Doc. Sc. Tech., Prof.,
Academician of RAS
Raspopov V.Ya. Doc. Sc. Tech., Prof.
Smolenzev V.P. Doc. Sc. Tech., Prof.

Responsible for edition

Grigorieva O.Yu.

Address

302020 Orel,
Naugorskoye Chaussee, 29
(4862) 43-48-90, 41-98-48, 55-55-24,
41-98-21
www.ostu.ru
E-mail: met_lit@ostu.ru

Journal is registered in Federal Department for Mass Communication. The certificate of registration ПИ № ФС77-35719 from 24.03.2009

Index on the catalogue of the «**Pressa Rossii**» 29504

© OSTU, 2010

Contents

Natural science

<i>Bochkov A.V., Goloveshkin V.A., Pirumov A.V., Ponomarev A.V., Samarov V.N.</i> The influence of inhomogeneous non-stationary temperature field during hot isostatic pressing on the deformation of hollow capsules with powder.....	3
<i>Guliyev S.M.</i> Double periodical task mechanician destruction for cohesion crack near longitudinal shift.	10
<i>Hasanov Sh.H.</i> Determination of fracture parameters of road covering by method of sections.....	15
<i>Matyukhin S.I., Kozil Z.Zh., Romashin S.N.</i> Spectral description semiconductor AlGaAs laser with double structure and separate limitation.....	20

Process modeling

<i>Volkov D.I., Korjashkin A.A.</i> Development of model of the abrasive tape which is taking into account stochastic factors.....	28
<i>Koshin A.A., Sopel'tsev A.V.</i> Modelling of dynamic contact interaction of abrasive grain with the deformable material method of final elements.....	35
<i>Govorov I.V., Polskiy E.A., Filkin D.M.</i> Model of one-stage management of accuracy of cars on the basis of the dimensional analysis of its design.....	41

Construction, calculation, material

<i>Gerasimov S.A.</i> Increase of the resource of basic units of pumps by application elastic damping of the combined axial bearings.....	47
<i>Solov'ev D.L., Kirichek A.V., Zaharov A.A., Volobuev A.V.</i> Management of formation of shock pulses at deformation statics-pulse processing.....	51
<i>Kuts V.V.</i> Formation of space of design parameters of metal-cutting machine tools taking into account deformation fluctuations of packages of form-building system.....	58
<i>Il'itskiy V.B., Sorokin S.V., Gorenkov E.S.</i> Criteria for selecting material sliding bearings operating without a lubricant.....	67
<i>Naduvayev V.V., Frolov E.N.</i> Polykristalichesky diamonds-sv at modernization of modern machine-building manufacture.....	72
<i>Frolenkova L. YU.</i> Calculation of superficial energy and durability of tinless bronzes, heatproof forgings alloys.....	78

Machine building technology and toolware

<i>Golenkov V.A., Radchenko S.Yu., Dorokhov D.O., Gryadunov I.M.</i> Classification process complex local deform.....	85
<i>Kirillov O.N.</i> The choice of parameters of operating environments in combined treatment with the electrode-brush.....	90
<i>Chizhov M.I., Trofimov Y.V.</i> Complex machining of aluminium alloy parts.....	99
<i>Ambrosimov S.K.</i> Definition disign of technological parameters deformation-cutting broach with elastic - plastic loading zones of cutting.....	104
<i>Solyankin D.Yu., Yamnikov A.S.</i> Relative productivity of combined thread turning-milling.....	109

Instrument making and biotechnological system

<i>Raspopov V.Ya., Matveev V.V.</i> Determination corner parameters flying vehicle spinning of roll.....	115
<i>Moiseyev P.P.</i> Modelling sensor angle location arrangement functional control knot scanning on element hall.....	120
<i>Semenov E.I., Chernikov V.D.</i> Electron- emissive sensor of speed shedding matter near emissive- radial evaporation.....	126

Tests, control, diagnostics and quality control

<i>Mishin V.V.</i> The approach to complex diagnosing bearings unit taking into account quality of its assemblage.....	132
<i>Cychev S.N., Pyzyrev S.G., Podmasteryev K.V., Chirikin E.V.</i> The experiment description by definition of adhesion of components of engine oils by the method of the liquid chromatography. A part 1. Preparation of chromatographic filings.....	140
<i>Kobzev I.O., Pakholkin E.V.</i> Rated-experimental method of the estimation of the maximum temperature in the ball-bearing. A part 1. Mathematical model of the temperature maximum.....	143
<i>Yatsuk A.E.</i> Direction process regeneration air environment airtight isolate object.....	151

УДК 539.214

А.В. БОЧКОВ, В.А. ГОЛОВЕШКИН, А.Р. ПИРУМОВ,
А.В. ПОНОМАРЕВ, В.Н. САМАРОВ

**ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ НЕОДНОРОДНОГО
НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ НА ПРОЦЕСС
ГОРЯЧЕГО ИЗОСТАТИЧЕСКОГО ПРЕССОВАНИЯ ТРУБ**

Исследуется влияние существенной зависимости коэффициента теплопроводности от плотности, а предела текучести от температуры, на характер процесса уплотнения порошковых материалов. Осуществляется сравнение результатов расчета с экспериментальными данными.

Ключевые слова: пластически сжимаемый материал, неоднородное температурное поле, условие текучести Грина.

During hot isostatic pressing of power materials there is a strong influence of temperature and density on such physical parameters of powders as thermal conductivity and yield strength. The paper analyzes the important features of HIP of hollow capsules with powder as a function of these parameters and presents the comparison of the numerical results with the experimental data.

Key words: irreversibly compressible material, non-uniform temperature field, yield criterion of Green.

Традиционным процессом производства изделий из порошковых материалов является процесс горячего изостатического прессования (ГИП) – процесс высокотемпературного уплотнения порошковых материалов (температуры порядка 1000°С) под действием высокого внешнего давления (порядка 1000 атмосфер).

Задача математического моделирования процесса ГИП состоит в проектировании такой капсулы, чтобы конечная форма порошкового монолита имела проектную геометрию.

Цель данной работы состоит в исследовании влияния существенной (для порошковых материалов) зависимости коэффициента теплопроводности от плотности, а предела текучести от температуры, на характер процесса деформации в условиях неоднородного нестационарного температурного поля.

Существуют различные теоретические подходы к моделированию процесса ГИП порошковых материалов. В данной работе порошковый материал рассматривается как единая пластически сжимаемая среда. Исследуется задача прессования пластически сжимаемого материала в условиях неоднородного нестационарного температурного поля.

Особенностью данной задачи является то, что коэффициент теплопроводности порошковых материалов, при изменении относительной плотности ρ от начальной $\rho = \rho_0$ ($\rho_0 \approx 0,6$) до конечной $\rho = 1$, меняется примерно на 2 порядка. Предел текучести для монолита порошкового материала также меняется на порядок в интервале температур от 20° до 1000°, который характерен для процесса горячего изостатического прессования.

Общая математическая постановка задачи моделирования процесса ГИП включает:

1. Уравнение равновесия:

$$\overline{\text{div}} \bar{\sigma} = 0$$

где $\bar{\sigma}$ – тензор напряжений.

2. Уравнение поверхности текучести в общем случае задается в виде:

$$\Phi(\sigma_{ij}, \rho, T) = 0$$

где ρ – относительная плотность;

T – температура.

3. Связь тензора напряжений σ_{ij} и тензора скоростей деформаций ε_{ij} определяется ассоциированным законом течения:

$$\varepsilon_{ij} = \psi \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}}$$

4. Для описания поведения материала капсулы и закладного элемента используется условие идеальной пластичности:

$$S^2 = \sigma_s^2$$

где σ_s – предел текучести, который предполагается известной функцией температуры.

5. Также используется условие не сжимаемости:

$$\operatorname{div} \bar{u} = 0$$

где \bar{u} – скорость перемещений.

6. Для определения температуры используется уравнение теплопроводности:

$$C_v \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \operatorname{div} \lambda(\rho) \operatorname{grad} T - C_v \rho \bar{u} \operatorname{grad} T$$

7. Для определения плотности используется уравнение неразрывности.

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \operatorname{div} \bar{u} = 0$$

где \bar{u} – скорость перемещений.

Задача рассматривается в квазистатической постановке, процесс деформации считается достаточно медленным, поэтому ускорениями в уравнениях равновесия пренебрегаем. Температурным расширением материала пренебрегаем.

Для качественного исследования процесса рассмотрим одномерную осадку пластически сжимаемого материала.

Для описания механических свойств порошкового материала используется условие текучести Грина [1-2]:

$$\frac{\sigma^2}{f_2^2} + \frac{S^2}{f_1^2} = \sigma_s^2 \quad (1)$$

где σ – среднее напряжение;

S^2 – интенсивность девиатора тензора напряжений;

f_2 и f_1 – экспериментальные функции относительной плотности ρ ;

σ_s – предел текучести монолита, предполагается известной функцией температуры.

В одномерной постановке, предполагая, что все скорости перемещений, кроме $U_x = U$ равны нулю, уравнение (1) принимает вид:

$$\sigma_{xx}^2 = \sigma_s^2 \frac{(9f_2^2 + 4f_1^2)}{9} \quad (2)$$

Для определения температуры T используется уравнение теплопроводности:

$$C_m \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda(\rho) \frac{\partial T}{\partial x} - C_m \rho U \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3)$$

где C_m – коэффициент теплоёмкости единицы массы монолита;

λ – коэффициент теплопроводности, зависящий от плотности ρ ;

U – скорость перемещений;

t – время.

Для определения плотности используется закон сохранения массы:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho U) = 0 \quad (4)$$

Данная система уравнений (2-4) при соответствующих начальных и граничных условиях полностью определяет математическую постановку задачи. Необходимо отметить, что традиционно начальная температура и плотность считаются постоянными по объёму.

Исследуем сжатие холодного слоя постоянным давлением с нагревом на концах.

Будем считать, что толщина слоя равна $2h$, а нагрев и сжатие происходят с обоих концов. Поведение слоя будем исследовать в Лагранжевой системе координат.

Уравнение теплопроводности, согласно (3), примет вид:

$$C_m \rho_0 \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda(\rho) \frac{\rho}{\rho_0} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (5)$$

где $0 \leq x \leq h$.

С начальными условиями ($t=0$):

$$T = T_0 \text{ при } 0 \leq x \leq h.$$

И граничными условиями:

$$T = T_1 \text{ при } x = h;$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0.$$

Предполагаем, что на торцах приложены напряжения $\sigma_{xx} = -F$. Тогда плотность определяется уравнением (2).

Рассмотрим наиболее интересный случай, когда:

$$\sigma_s^2(T_1) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9} < F^2 < \sigma_s^2(T_0) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9}$$

Это означает, что на начальном этапе часть слоя остаётся недеформированной.

Обозначим T_U , величину, определяемую соотношением:

$$\sigma_s^2(T_U) \frac{9f_2^2(\rho_0) + 4f_1^2(\rho_0)}{9} = F^2 \quad (6)$$

Границу деформированного слоя $\eta(t)$ определяем соотношением:

$$T(\eta, t) = T_U \quad (7)$$

Тогда $\rho = \rho_0$ при $x < \eta$, и ρ определяется уравнением (2) как функция температуры при $\eta < x < h$.

Приведём пример численного расчета первой задачи (5-7).

Согласно [3], для качественного анализа примем приближённо:

$$\frac{9f_2^2 + 4f_1^2}{9} \approx \frac{1}{6(1-\rho)}$$

Введём безразмерные переменные: $hy = x$, $\theta = \frac{T-T_0}{T_1-T_0}$, $\tau = \frac{\lambda_0 t}{C_m h^2}$.

Для численного расчета примем [4-5]:

$$\lambda(\rho) = \lambda_0 \left[\frac{1}{\beta} + \left(\frac{\rho - \rho_0}{1 - \rho_0} \right) \right],$$

$$\sigma_s(T) = \sigma_0 e^{-\gamma \theta}$$

где λ_0 – коэффициент теплопроводности монолита.

Для расчета были выбраны следующие параметры: $\gamma = 3,47$, $\frac{\sigma_0}{F} = 13,87$, $\beta = 100$.

Это соответствует плотности $\rho = 0,9$ при $\theta = 1$ и начальной плотности $\rho_0 = 0,6$ при $\theta = 0,6$.

Ниже (рисунок 1) показано распределение плотности для различных значений безразмерного τ .

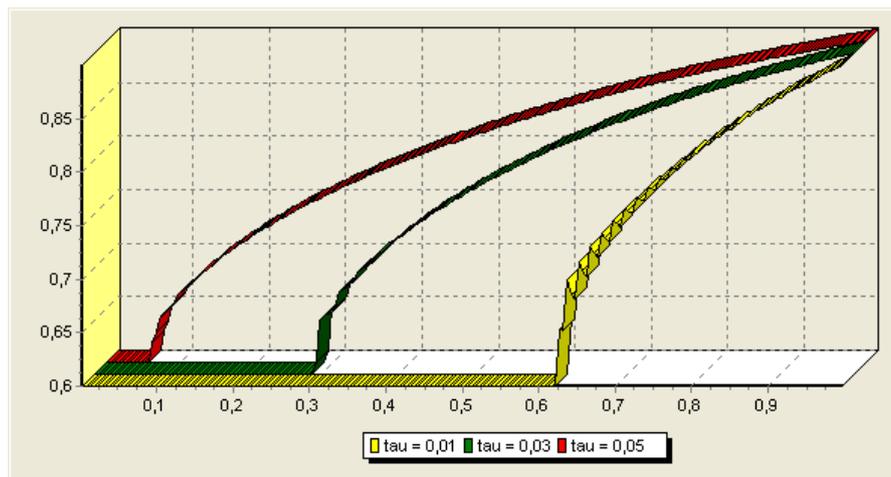


Рисунок 1 – Распределение плотности по толщине слоя

Отметим, что результаты расчёта показывают наличие области с высоким градиентом плотности. Это связано с тем, что при повышении температуры происходит уменьшение предела текучести, что приводит к уплотнению материала. Это в свою очередь увеличивает коэффициент теплопроводности. В итоге мы наблюдаем аналог движения фронта уплотнения материала. Закон движения зоны уплотнения близок к зависимости $\sqrt{\tau}$.

Особенность влияния неоднородного температурного поля на процесс ГИП состоит в том, что недостаточно нагретая часть порошкового материала не деформируется и работает как жесткое тело. Для тел больших геометрических размеров на начальном этапе процесса ГИП деформируется только приграничный слой, примыкающий к капсуле, и деформация носит характер, близкий к одномерному процессу.

Приведем пример сравнения численного расчета реального изделия с его экспериментально полученной геометрией, в качестве которого возьмем изготовленную из порошкового материала трубу (в качестве порошка использовался никелевый сплав).

Работа выполнялась совместно с ООО «ЛНТ», руководитель д.т.н. Самаров В.Н. При расчетах использовались экспериментальные данные «ЛНТ», приведенные ниже. Зависимость коэффициента теплопроводности от плотности принималась в виде:

$$\lambda(\rho) = \lambda_0 * \left(\frac{\rho - \rho_0}{1 - \rho_0} \right)^{1,46 * (1 - \rho_0)}$$

Законы изменения температуры и внешнего давления приведены на рисунках 2,3

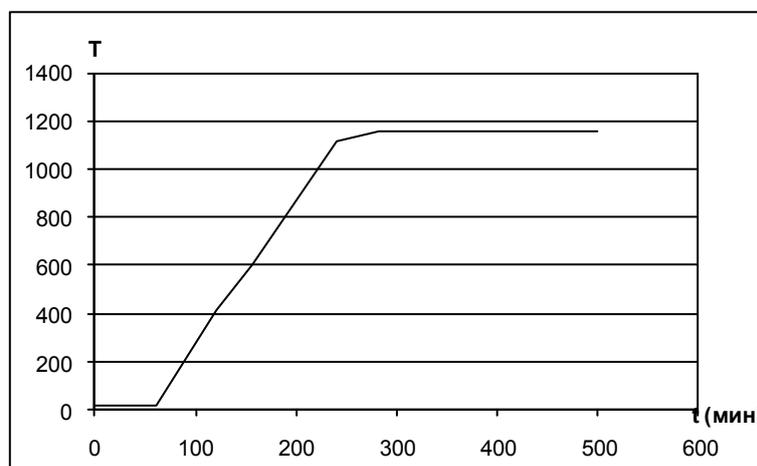


Рисунок 2 – График изменения внешней температуры (°C)

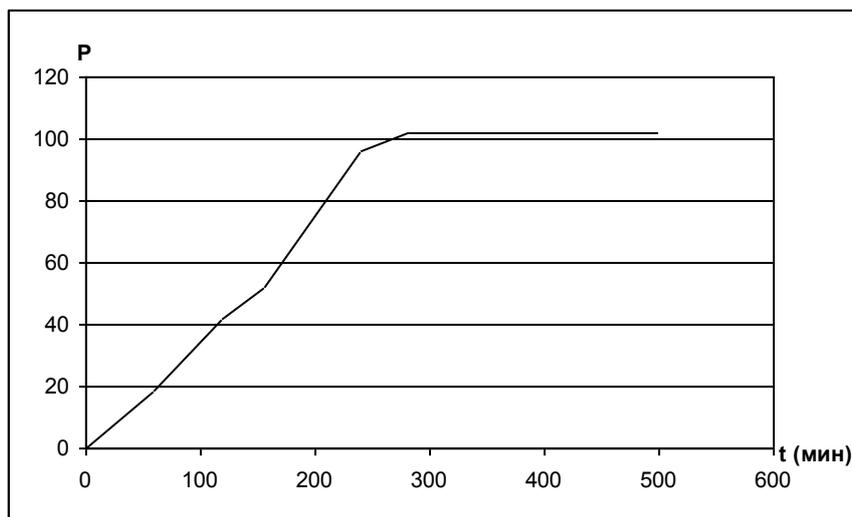


Рисунок 3 – График изменения внешнего давления (МПа)

Характер изменения пределов текучести в зависимости от температуры представлен на рисунке 4.

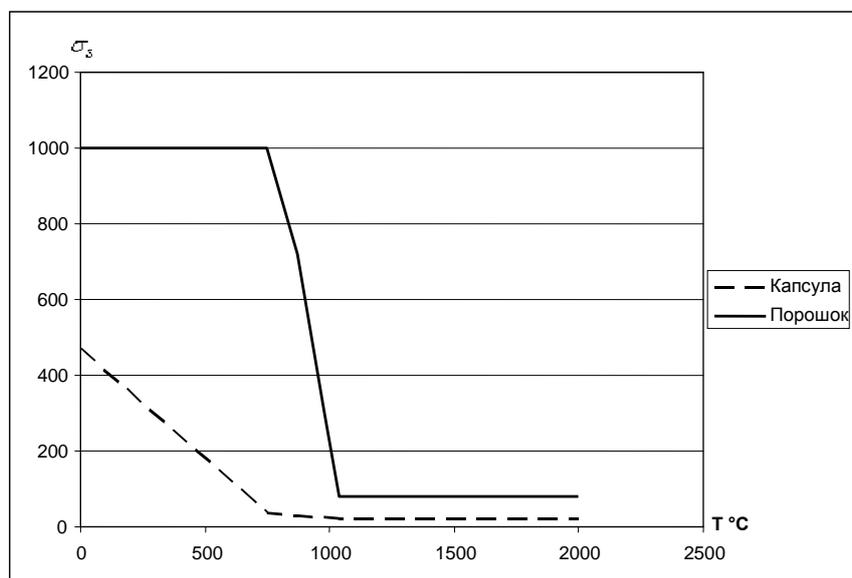


Рисунок 4 – График изменения предела текучести капсулы и порошкового материала (МПа)

Значения экспериментальных функций f_1 и f_2 приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Экспериментальные функции f_1 и f_2

Плотность ρ	f_1	f_2
0,63	0,0036	0,054
0,656	0,0071	0,093
0,701	0,12	0,124
0,8	0,47	0,305
0,88	0,66	0,48
0,982	0,86	1,221
0,995	0,95	3

Ниже на рисунках 5-8 приводятся соответствующие чертежи половины продольного сечения трубы. Соответствующие размеры указаны в метрах.

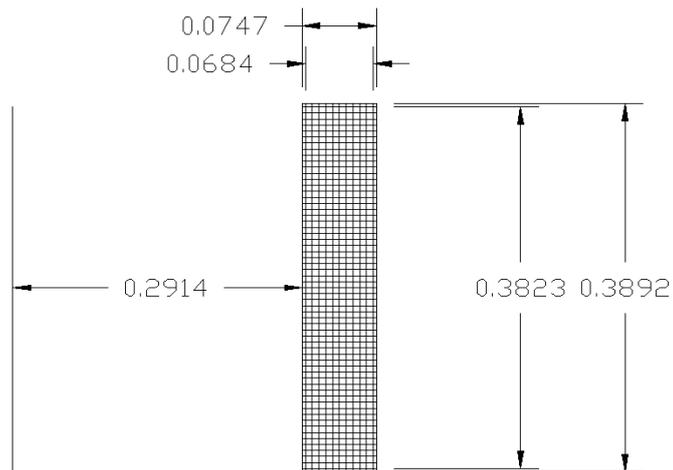


Рисунок 5 – Исходная геометрия

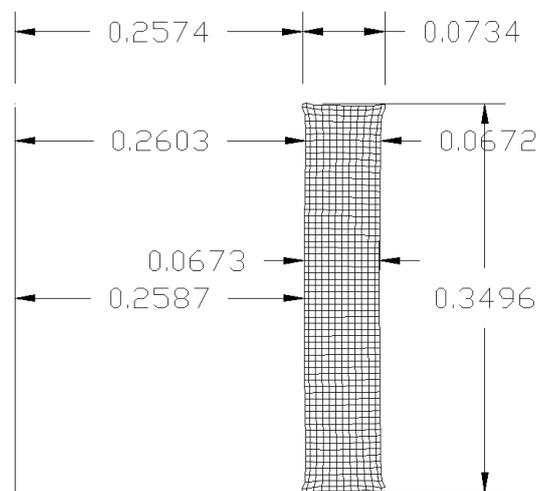


Рисунок 6 – Результаты расчета без учета неоднородности температурного поля

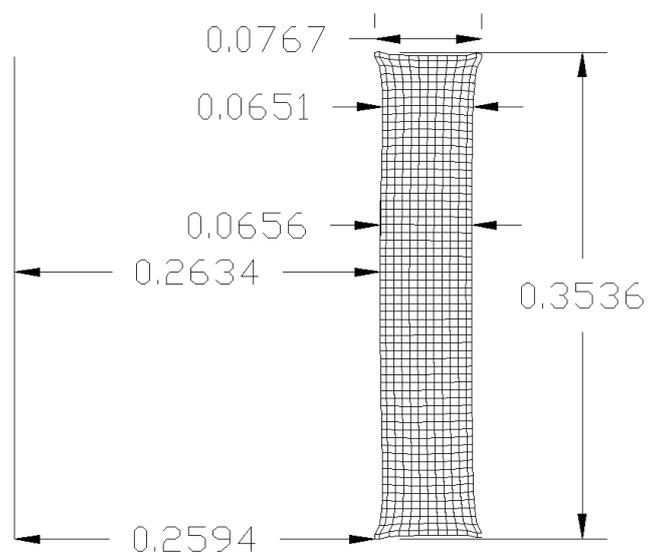


Рисунок 7 – Результаты расчета с учетом неоднородности температурного поля

Как видно из приведенных рисунков, моделирование процесса ГИП с учетом влияния существенной зависимости коэффициента теплопроводности от плотности, а предела текучести от температуры, позволяет осуществить гораздо более точный расчет формы конечного изделия.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Друянов, Б.А. Прикладная теория пластичности пористых тел / Б.А. Друянов. – М.: Машиностроение, 1989.
2. Грин Р.Дж. Теория пластичности пористых тел. //Сб. переводов, «Механика», 1973, №4.
3. Semilatin S.L., R.E. Dutton and R.L. Goetz, (Wright Laboratory Materials Directorate, W.L/ MLLN, Wright-Patterson AFB OH 45433 UES, Inc. 4) “A simple Analysis of the Hot Consolidation of Metal-Matrix Composite Panels from Tapercast Monotape Layups”. Scripta Materialia. Vol. 35. No 7. pp. 855-860. 1996.
4. Шелест, А.Е. Напряженное состояние при осадке нагретого металла. АН СССР Институт металлургии имени Байкова. Пластическая обработка металлов и сплавов / А.Е. Шелест, В.А. Головешкин // М: Наука, 1979. с. 39-48.
5. Gholamreza Aryanpour «Characterization of viscoplastic modeling for HIPing of stainless steel 316LN powder». Proceedings of the 2005 international conference on hot isostatic pressing. Paris, May 22-25, 2005. p. 153-160.

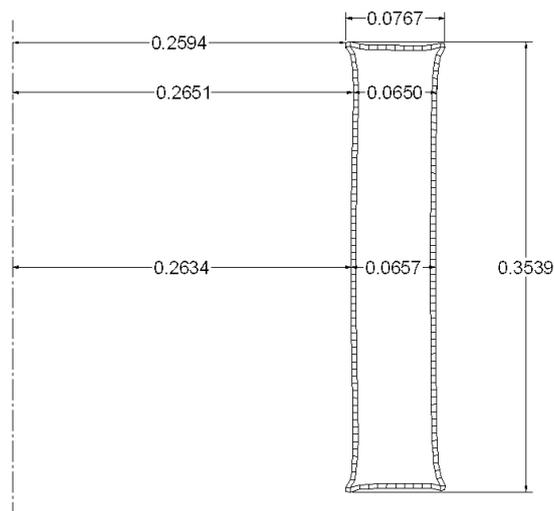


Рисунок 8 – Экспериментальные данные

Бочков Андрей Валерьевич

Московский государственный университет приборостроения и информатики, г. Москва
Аспирант
Тел. (499)612-39-87
E-mail: it1-mgapi@yandex.ru

Головешкин Василий Адамович

Московский государственный университет приборостроения и информатики, г. Москва
Доктор технических наук, профессор, зам. зав. кафедрой «Высшая математика»
Тел. (495)482-24-57
E-mail: nikshevolog@yandex.ru

Пирумов Александр Ремальевич

Московский государственный университет приборостроения и информатики, г. Москва
Кандидат технических наук, профессор, зав. кафедрой «Теоретическая механика»
Тел. (495)680-07-55
E-mail: it1-mgapi@yandex.ru

Пономарев Антон Васильевич

Московский государственный университет приборостроения и информатики, г. Москва
Кандидат технических наук, профессор, зав. кафедрой «Теоретическая механика»
Тел. (495)680-07-55
E-mail: avpon@yandex.ru

Самаров Виктор Наумович

Генеральный директор ООО «ЛНТ», г. Москва
Доктор технических наук
Тел. (495)448-37-42
E-mail: it1-mgapi@yandex.ru

С.М. ГУЛИЕВ

ДВОЙКОПЕРИОДИЧЕСКАЯ ЗАДАЧА МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ ДЛЯ КОГЕЗИОННЫХ ТРЕЩИН ПРИ ПРОДОЛЬНОМ СДВИГЕ

Рассматривается перфорированное тело, ослабленное поверхностными когезионными трещинами, при продольном сдвиге. Решение задачи о равновесии перфорированного тела при продольном сдвиге с когезионными трещинами сводится к решению одной бесконечной алгебраической системы и двух нелинейных сингулярных интегральных уравнений с ядром типа Коши.

Ключевые слова: перфорированное тело, продольный сдвиг, трещины со связями между берегами в концевых зонах.

The punched body weakened superficial cohesive by cracks is considered, at antiplane sliding. The solution of a problem on equilibrium of the punched body at longitudinal shift with cohesive cracks is reduced to the solution of one infinite algebraic system and two nonlinear singular integrated equations with a nucleus such as Cauchy.

Key words: the punched body antiplane sliding, cracks with interfacial bonds in end zones.

Рассматривается изотропная упругая среда, ослабленная двойкопериодической системой круговых отверстий, имеющих радиусы λ ($\lambda < 1$) и центры в точках

$$P_{m,n} = m\omega_1 + n\omega_2 \quad (m, n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots),$$

$$\omega_1 = 2; \quad \omega_2 = 2he^{i\alpha}, \quad h > 0, \quad \text{Im } \omega_2 > 0$$

Считается, что из контуров круговых отверстий исходят симметричные прямолинейные трещины, направленные по осям абсцисс и ординат. Принято, что контуры круговых отверстий и берега прямолинейных трещин вне концевых зон свободны от внешних нагрузок. В плоскости имеет место антиплоская деформация $\tau_y = \tau_y^\infty$, $\tau_x = 0$ (продольный сдвиг на бесконечности).

Используется модель трещины со связями между берегами в концевых зонах. Концевые зоны трещины моделируются областями с ослабленными межчастичными связями в материале. Взаимодействие берегов этих областей моделируется путем введения между берегами зоны предразрушения связей с заданной диаграммой деформирования. Физическая природа таких связей и размеры областей предразрушения зависят от вида материала.

В рассматриваемом случае рост трещин представляет собой процесс перехода области предразрушения в область разорванных связей между берегами трещины. В качестве критерия роста трещины, считаем, что развитие трещины произойдет, когда сдвиг поверхностей трещины в ее кончике (у основания зоны предразрушения) достигнет критического для данного материала значения δ_c . Эта характеристика определяется опытным путем [1].

Условие локального разрушения среды в случае когезионной трещины продольного сдвига будет иметь вид

$$w^+ - w^- = \delta_c \quad (1)$$

При действии внешней нагрузки на перфорированное тело в связях, соединяющих берега зон предразрушения (λ_*, ℓ) и (λ_*, ℓ_1) , возникают касательные усилия $q_y(x)$ и $q_x(y)$ соответственно. Эти напряжения заранее неизвестны и подлежат определению в процессе решения краевой задачи механики разрушения.

В силу симметрии граничных условий и геометрии области D , занятой материалом среды, напряжения являются двойкопериодическими функциями с основными периодами ω_1 и ω_2 .

Как известно [2], после напряжений и смещений при антиплоской деформации можно выразить через одну аналитическую функцию $F(z)$ комплексного переменного $z = x + iy$.

На основании соотношений [2] и граничных условий на контурах круговых отверстий и берегах прямолинейных трещин с концевыми зонами задача механики разрушения сводится к определению одной аналитической функции $F(z)$ из краевых условий:

$$F(\tau)e^{i\theta} - \overline{F(\tau)}e^{-i\theta} = 0 \quad (2)$$

$$F(t) - \overline{F(t)} = f_1(t) \quad \text{на } L$$

$$F(t_1) - \overline{F(t_1)} = f_2(t_1) \quad \text{на } L_1 \quad (3)$$

где $\tau = \lambda e^{i\theta} + m\omega_1 + n\omega_2$ ($m, n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$);

t и t_1 – аффиксы точек берегов трещин, направленных по осям абсцисс и ординат, соответственно;

$f_1(t) = 0$ на свободных берегах трещин;

$f_1(t_1) = q_y(t)$ на берегах концевых зон;

$f_2(t_1) = 0$ на свободных берегах трещин;

$f_2(t_1) = q_x(t_1)$ на берегах концевых зон трещин.

Основные соотношения поставленной задачи необходимо дополнить соотношениями, связывающими раскрытие берегов зон предразрушения (концевые зоны) и усилия в связях. Без потери общности эти соотношения представим в виде

$$w^+(x, 0) - w^-(x, 0) = C(x, q_y(x))q_y(x) \quad (4)$$

$$w^+(0, y) - w^-(0, y) = C(y, q_x(y))q_x(y)$$

где функции $C(x, q_y(x))$ и $C(y, q_x(y))$ можно рассматривать как эффективные податливости связей;

$(w^+ - w^-)$ – раскрытие берегов концевых зон трещин.

Решение краевой задачи (2) – (3) будем искать в виде

$$F(z) = F_1(z) + F_2(z) + F_3(z) \quad (5)$$

$$F_1(z) = \tau_y^\infty + \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_{2k+2} \frac{\lambda^{2k+2} \gamma^{(2k)}(z)}{(2k+1)!} \quad (6)$$

$$F_2(z) = \frac{1}{\pi i} \int_L g(t) \zeta(t-z) dt + A \quad (7)$$

$$F_3(z) = \frac{1}{\pi i} \int_{L_1} g_1(t_1) \zeta(t_1 i - z) dt_1 - Bi$$

где интегралы в формулах (7) берутся по линии $L = \{[-\ell, -\lambda] + [\lambda, \ell]\}$;
 $L_1 = \{[-\ell_1, -\lambda] + [\lambda, \ell_1]\}$;

$\gamma(z)$ – эллиптическая функция Вейерштрасса;

$\zeta(z)$ – дзета функция Вейерштрасса;

$g(t)$ и $g_1(t_1)$ – искомые функции, характеризующие раскрытие берегов при переходе через линию трещин

$$g(x) = \frac{\mu}{2} \frac{d}{dx} [w^+(x, 0) - w^-(x, 0)] \quad \text{на } L \quad (8)$$

$$g_1(y) = \frac{\mu}{2} \frac{d}{dy} [w^+(0, y) - w^-(0, y)] \quad \text{на } L_1$$

где μ – постоянная материала среды.

Неизвестные функции $g(x)$ и $g_1(y)$, и искомые постоянные α_{2k} должна быть определена из краевых условий (2) и (3).

Для вывода уравнений относительно коэффициентов α_{2k} функции $F_1(z)$ преобразуем краевое условие (2) к следующему виду

$$F_1(\tau)e^{i\theta} - \overline{F_1(\tau)}e^{-i\theta} = if_2(\theta) \tag{9}$$

$$\text{где } if_2(\theta) = -(F_2(\tau) + F_3(\tau))e^{i\theta} + (\overline{F_2(\tau)} + \overline{F_3(\tau)})e^{-i\theta} \tag{10}$$

Для решения краевой задачи (9) – (10) применим метод степенных рядов [3]. Относительно функции $if_2(\theta)$ будем считать, что она разлагается на контуре $|\tau| = \lambda$ в ряд Фурье.

Подставив в левую часть краевого условия (9) вместо $F_1(\tau)$, $\overline{F_1(\tau)}$ их разложения в ряды Лорана в окрестности нулевой точки $z = 0$, а в правую часть (9) вместо функции $if_2(\theta)$ ряд Фурье и приравнявая коэффициенты при одинаковых степенях $\exp(i\theta)$ в обеих частях, получим бесконечную систему алгебраических уравнений относительно коэффициентов α_{2k+2} :

$$\sum_{j=0}^{\infty} \alpha_{2k+2} \lambda^{2k+2} r_{0,j} + \alpha_0 - \alpha_2 = A_1 \tag{11}$$

$$\sum_{j=0}^{\infty} \alpha_{2k+2} \lambda^{2k+2} r_{n,j} \lambda^{2n} - \alpha_{2n+2} - \alpha_2 = A_{2n+1}$$

Здесь $r_{n,j} = \frac{(2n+2j+1)!}{(2n)!(2j+1)!} \frac{g_{n+j+1}}{2^{2n+2j+2}}$; $r_{0,0} = 0$

$$g_{n+j+1} = \sum_{m,n} \frac{1}{T^{2n+2j+2}}; \quad T = \frac{1}{2} P_{mn}$$

Требую, чтобы функции (5) удовлетворяли краевому условию на берегах L , для определения неизвестной функции $g(x)$, получаем сингулярное интегральное уравнение:

$$\frac{1}{\pi} \int_L g(t) \zeta(t-x) dt - \text{Im}[A + F_*(x)] = f_1(x) \quad \text{на } L \tag{12}$$

$$F_*(x) = F_1(x) + F_3(x)$$

где t – аффикс точек берегов трещин L , направленных по оси абсцисс.

Аналогично, подставив (5) – (7) во второе краевое условие (3) на L_1 , после некоторых преобразований получаем еще одно сингулярное интегральное уравнение относительно искомой функции $g_1(y)$:

$$\frac{1}{\pi} \int_{L_1} g_1(t) K(t-y) dt - \text{Im}[B + F_0(y)] = f_*(y) \quad \text{на } L_1 \tag{13}$$

$$F_0(y) = F_1(y) + F_2(y); \quad K(y) = \text{Re}[i\zeta(iy)]$$

Система (11) алгебраических уравнений совместно с сингулярными уравнениями (12) – (13) являются основными разрешающими уравнениями рассматриваемой задачи, позволяющими определить искомые функции и коэффициенты α_{2k} . После определения функций $g(x)$ и $g_1(y)$ и α_{2k} можно найти напряженно-деформированное состояние перфорированного тела при наличии когезионных трещин.

Используя в основном параллелограмме периодов разложение функции $\zeta(z)$ и замену переменных после некоторых преобразований сингулярные интегральные уравнения (12), (13) приводятся к стандартному виду. Так как в перфорированном теле напряжения ограничены, решение сингулярных интегральных уравнений ищем в классе всюду ограниченных функций. Используя процедуру алгебраизации [4] сингулярных интегральных уравнений, каждое интегральное уравнение сводится к $M+1$ алгебраических уравнений. В правую часть полученных систем входят неизвестные значения напряжений $q_y(\eta_r)$ и $q_x(\eta_r)$ в узловых точках, принадлежащих концевым зонам L и L_1 соответственно. Неизвестные напряжения в

связях $q_y(\eta_r)$ и $q_x(\eta_r)$, возникающие на берегах концевых зон L и L_1 соответственно, определяются из дополнительных условий (4).

Используя полученное решение, соотношения (8) запишем в виде

$$g(x) = \frac{\mu}{2} \frac{d}{dx} [C(x, q_y(x)) q_y(x)] \quad (14)$$

$$g_1(y) = \frac{\mu}{2} \frac{d}{dy} [C(y, q_x(y)) q_x(y)] \quad (15)$$

Требую выполнения условий (14) и (15) в узловых точках, принадлежащих концевым зонам L и L_1 соответственно, получим еще две системы из M уравнений каждая для определения значений $q_y(\eta_m)$ и $q_x(\eta_m)$ ($m = 1, 2, \dots, M$). При этом используется метод конечных разностей.

Так как размеры концевых зон неизвестны, объединенная алгебраическая система уравнений является нелинейной даже при линейных связях. Для ее решения используется метод последовательных приближений [4]. В каждом приближении объединенная алгебраическая система решалась методом Гаусса с выбором главного элемента. В случае нелинейного закона деформирования связей при определении усилий в концевых зонах используется итерационный метод, подобный методу упругих решений [5]. Считается, что закон деформирования межчастичных связей в концевых зонах линейный при $w^+ - w^- \leq w_*$. Первый шаг итерационного процесса счета состоит в решении системы уравнений для линейно-упругих связей. Следующие итерации выполняются только в случае, если на части концевой зоны имеет место неравенство $w^+ - w^- > w_*$. Расчет эффективной податливости проводится подобно определению секущего модуля в методе переменных параметров упругости [6].

Нелинейная часть кривой деформирования связей аппроксимировалась билинейной зависимостью [7], восходящий участок которой соответствовал деформированию связей ($0 < w^+ - w^- \leq w_*$) с их максимальным усилием связей. При $w^+ - w^- > w_*$ закон деформирования описывался нелинейной зависимостью, определяемой точками (w_*, τ_*) и (δ_c, τ_c) , причем при $\tau_c > \tau_*$ имело место возрастающая линейная зависимость (линейное упрочнение, соответствующее упругопластической деформации связей). В численных расчетах полагалось $M = 30$, что соответствует разбиению интервала интегрирования на 30 чебышевских узлов. Расчеты проводились для правильных нормированных сеток центров отверстий. Исследовались случаи расположения отверстий в вершинах треугольной ($h = 1, \alpha = \pi/3$) и квадратной ($h = 1, \alpha = \pi/2$) сеток.

Для определения предельно равновесного состояния перфорированного тела, при котором происходит развитие трещин, используется условие (1).

Используя полученное решение, условиями, определяющими предельную внешнюю нагрузку, при которой происходит рост трещин в точках $x = \pm \lambda_*$ или $y = \pm \lambda_{1*}$, являются следующие

$$C(\lambda_*, q_y(\lambda_*)) q_y(\lambda_*) = \delta_c \quad (16)$$

$$C(\lambda_{1*}, q_x(\lambda_{1*})) q_x(\lambda_{1*}) = \delta_c$$

Решение объединенной алгебраической системы и критерия (16) позволяет определить критическое значение внешней нагрузки, размеры концевых зон трещин и усилия в связях в состоянии предельного равновесия, при котором происходит рост трещин.

Анализ предельно равновесного состояния перфорированного тела, при котором происходит развитие трещин, сводится к параметрическому исследованию объединенной алгебраической системы и критерия роста трещин (16) при различных законах деформирования связей, упругих постоянных материалов и геометрических характеристиках перфорированного тела.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Панасюк, В.В. Механика квазихрупкого разрушения материалов / В.В. Панасюк. – Киев: Наук. думка, 1991.
2. Мирсалимов, В.М. Разрушение упругих и упругопластических тел с трещинами / В.М. Мирсалимов. Баку: Элм, 1984. – 124 с.
3. Мухелишвили, Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Н.И. Мухелишвили. М.: Наука, 1966. – 707 с.
4. Мирсалимов, В.М. Неоднородные упругопластические задачи / В.М. Мирсалимов. М.: Наука, 1987. – 256 с.
5. Ильюшин, А.А. Пластичность / А.А. Ильюшин. М.; Л.: Гостехтеоретиздат, 1948. – 376 с.
6. Биргер, И.А. Общие алгоритмы решения задач теорий упругости, пластичности и ползучести // Успехи механики деформируемых сред. М.: Наука, 1975. С. 51 – 73.
7. Гольдштейн, Р.В. Моделирование трещиностойкости композиционных материалов / Гольдштейн Р.В., Перельмутер М.Н. // Вычисл. мех. сплош. сред. – 2009. – т. 2. – №2. – С. 22 – 39.

Гулиев Салег Мирзахан оглы
к.т.н., доцент Азербайджанского
государственного педагогического
университета
тел.: (+99412) 472-38-96
E-mail: salehm@rambler.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАЗРУШЕНИЯ ДОРОЖНОГО ПОКРЫТИЯ МЕТОДОМ СЕЧЕНИЙ

Рассматривается плоская задача механики разрушения для упругого дорожного покрытия, сцепленного с упругим основанием. Используется метод сечения для нахождения коэффициентов интенсивности напряжений в окрестности вершин трещин.

Ключевые слова: дорожное покрытие, упругое основание, неровная поверхность дороги, коэффициенты интенсивности напряжений.

The plane problem of fracture mechanics for an elastic pavement, coupled with the elastic foundation was considered. The method of section used to find the stress intensity factors at crack tip.

Key words: road covering, elastic foundation, rough road surface, stress intensity factors.

Рассмотрим напряженно-деформированное состояние дорожного покрытия в процессе эксплуатации. Пусть в сечении дорожного покрытия имеются прямолинейные трещины. Рассмотрим силовое взаимодействие колеса с покрытием. Материал покрытия моделируем упругой средой с механическими характеристиками E_1 (модуль упругости) и μ_1 (коэффициент Пуассона). Упругое основание соответственно моделируем упругой средой с механическими характеристиками E_2 , μ_2 . Нагруженная поверхность дорожного покрытия, как правило, имеет неровности поверхности катания. В упругую полосу с трещинами и неровной внешней гранью вдавливается колесо (каток) под действием произвольной системы сил. Требуется определить коэффициенты интенсивности напряжений в окрестности кончиков трещин. Рассмотрим некоторую реализацию неровности внешней поверхности катания дороги L'_1 . Представим границу внешнего контура в виде

$$y = \delta(x)$$

Контур L'_1 будем считать близким к прямолинейной форме, допуская лишь малые отклонения линии от прямой $y = 0$.

В механике разрушения важную роль играет [1] коэффициент интенсивности напряжений, который отражает перераспределение напряжений в дорожном покрытии из-за наличия трещины. Решение краевой задачи механики контактного разрушения о вдавливании колеса в неровную поверхность дорожного покрытия [2, 3] наталкивается на значительные математические трудности и сводится к решению системы сингулярных интегральных уравнений. Поэтому наряду с достаточно точными математическими методами желательно иметь простые инженерные способы расчета коэффициентов интенсивности напряжений, которые позволяют избегать решения краевых задач теории упругости для дорожного покрытия с трещинами. Следует признать целесообразным, что сложные математические методы должны быть дополнены, хотя и менее точными, но более простыми методами расчета, в которых пониженная точность вычислений окупается малой трудоемкостью. В строительной механике для расчета напряженного состояния конструкций получил большое распространение метод сечений. Впервые этот метод сечений для определения коэффициентов интенсивности напряжений для тел простой конфигурации применил проф. Е.М. Морозов [4].

Для расчета коэффициентов интенсивности напряжений в окрестности концов трещин в дорожном покрытии на упругом основании применим метод сечений [4, 5]. Коэффициенты интенсивности напряжений согласно методу возмущений ищутся в виде

$$K_I = K_I^{(0)} + \varepsilon K_I^{(1)} + \dots; K_{II} = K_{II}^{(0)} + \varepsilon K_{II}^{(1)} + \dots$$

Здесь $K_I^{(0)}$, $K_{II}^{(0)}$ – коэффициенты интенсивности напряжений для нулевого приближения, $K_I^{(1)}$, $K_{II}^{(1)}$ – соответственно для первого приближения, ε – малый параметр, за который можно принять наибольшую высоту неровности верхней поверхности дорожного покрытия, отнесенную к толщине покрытия.

Выделим часть дорожного покрытия воображаемым сечением таким образом, чтобы сечение проходило через конец трещины. Сечение проводим по прямой, совпадающей с линией трещины. Далее запишем условие равновесия внешних и внутренних сил, действующих на оставшуюся часть дорожного покрытия. При составлении этих условий учитывали асимптотические выражения напряжений в кончике трещины.

1 ТРЕЩИНЫ В ДОРОЖНОМ ПОКРЫТИИ

Для одной поверхностной трещины в покрытии находим

$$\int_0^l \sigma_{y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 = \int_0^{a_0} \frac{K_I^{(0)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}; \quad (1)$$

$$\int_0^l \tau_{x_1 y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 = \int_0^{a_0} \frac{K_{II}^{(0)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}$$

Здесь $\sigma_{y_1}^{(0)}$, $\tau_{x_1 y_1}^{(0)}$ – нормальные и касательные напряжения на линии трещины в сплошном бездефектном дорожном покрытии в нулевом приближении.

Напряженное состояние $\sigma_x^{(0)}$, $\sigma_y^{(0)}$, $\tau_{xy}^{(0)}$ в сплошном дорожном покрытии на упругом основании при вдавливании колеса в наружную поверхность покрытия было ранее найдено [6]. Верхний предел интегрирования a_0 находим из равенства

$$\frac{K_I^{(0)}}{\sqrt{2\pi a_0}} = \sigma_{y_1}^{(0)}(l) \quad (2)$$

После интегрирования в (1) находим $K_I^{(0)}$, $K_{II}^{(0)}$

$$K_I^{(0)} = \sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(0)}(l) I^{(0)}}, \quad \sqrt{2a_0} = \frac{K_I^{(0)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(0)}(l)}} \quad (3)$$

$$I^{(0)} = \int_0^l \sigma_{y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 = \frac{l}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_1}^{(0)}(x_{1m});$$

$$K_{II}^{(0)} = \frac{\sqrt{\pi} I_1^{(0)}}{\sqrt{2a_0}}; \quad I_1^{(0)} = \int_0^l \tau_{x_1 y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 = \frac{l}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_1 y_1}^{(0)}(x_{1m});$$

Здесь интегралы заменены интегральными суммами с помощью квадратурной формулы, отрезок интегрирования $[-1, 1]$ разбивался на M равных ячеек: $x_{1m} = \frac{l}{2}(\tau_m + 1)$.

Для первого приближения находим

$$\int_0^l \sigma_{y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \int_0^{a_1} \frac{K_I^{(1)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}; \quad (4)$$

$$\int_0^l \tau_{x_1 y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \int_0^{a_1} \frac{K_{II}^{(1)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}};$$

$$\sqrt{2a_1} = \frac{K_I^{(1)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(1)}(l)}}$$

После интегрирования находим $K_I^{(1)}$ и $K_{II}^{(1)}$

$$K_I^{(1)} = \sqrt{\pi I_1^{(o)} \sigma_{y_1}^{(0)}(l)}; \quad I^{(1)} = \int_0^l \sigma_{y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \frac{l}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_1}^{(1)}(x_{1m}) \quad (5)$$

$$K_{II}^{(1)} = \frac{\sqrt{\pi} I_1^{(1)}}{\sqrt{2a_1}}; \quad I_1^{(1)} = \int_0^l \tau_{x_1 y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \frac{l}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_1 y_1}^{(1)}(x_{1m});$$

Рассмотрим теперь случай, когда дорожное покрытие ослаблено двумя поверхностными трещинами. Для двух поверхностными трещин находим

$$\begin{aligned} \int_0^{l_1} \sigma_{y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 &= \int_0^{b_1^0} \frac{K_{I_1}^{(0)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}; \\ \int_0^{l_2} \sigma_{y_2}^{(0)}(x_2) dx_2 &= \int_0^{b_2^0} \frac{K_{I_2}^{(0)} dx_2}{\sqrt{2\pi x_2}}; \\ \int_0^{l_1} \tau_{x_1 y_1}^{(0)}(x_1) dx_1 &= \int_0^{b_1^0} \frac{K_{II_1}^{(0)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}; \\ \int_0^{l_2} \tau_{x_2 y_2}^{(0)}(x_2) dx_2 &= \int_0^{b_2^0} \frac{K_{II_2}^{(0)} dx_2}{\sqrt{2\pi x_2}}, \end{aligned} \quad (6)$$

где пределы интегрирования b_1^0 и b_2^0 находятся из равенств

$$K_{I_1}^{(0)} = \sqrt{2\pi b_1^0 \sigma_{y_1}^{(0)}(l_1)}; \quad K_{I_2}^{(0)} = \sqrt{2\pi b_2^0 \sigma_{y_2}^{(0)}(l_2)}.$$

После интегрирования находим $K_{I_1}^{(0)}$, $K_{II_1}^{(0)}$, $K_{I_2}^{(0)}$ и $K_{II_2}^{(0)}$

$$K_{I_1}^{(0)} = \sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(0)}(l_1) I^{(o)}}; \quad K_{I_2}^{(0)} = \sqrt{\pi \sigma_{y_2}^{(0)}(l_2) I_2^{(o)}}; \quad (7)$$

$$K_{II_1}^{(0)} = \frac{\sqrt{\pi} I_1^{(0)}}{\sqrt{2b_1^0}}; \quad K_{II_2}^{(0)} = \frac{\sqrt{\pi} I_3^{(0)}}{\sqrt{2b_2^0}}$$

Здесь
$$I^{(0)} = \frac{l_1}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_1}^{(0)}(x_{1m}); \quad I_1^{(0)} = \frac{l_1}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_1 y_1}^{(0)}(x_{1m}); \quad (8)$$

$$I_2^{(0)} = \frac{l_2}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_2}^{(0)}(x_{2m}); \quad I_3^{(0)} = \frac{l_2}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_2 y_2}^{(0)}(x_{2m});$$

$$\sqrt{2b_1^0} = \frac{K_{I_1}^{(1)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(0)}(l_1)}}; \quad \sqrt{2b_2^0} = \frac{K_{I_2}^{(1)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_2}^{(0)}(l_2)}};$$

Применяя метод сечений в первом приближении, находим

$$\int_0^{l_1} \sigma_{y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \int_0^{b_1^1} \frac{K_{I_1}^{(1)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}}; \quad (9)$$

$$\int_0^{l_2} \sigma_{y_2}^{(1)}(x_2) dx_2 = \int_0^{b_2^1} \frac{K_{I_2}^{(1)} dx_2}{\sqrt{2\pi x_2}};$$

$$\int_0^{l_1} \tau_{x_1 y_1}^{(1)}(x_1) dx_1 = \int_0^{b_1^1} \frac{K_{II_1}^{(1)} dx_1}{\sqrt{2\pi x_1}};$$

$$\int_0^{l_2} \tau_{x_2 y_2}^{(1)}(x_2) dx_2 = \int_0^{b_2^1} \frac{K_{II_2}^{(1)} dx_2}{\sqrt{2\pi x_2}},$$

где пределы интегрирования b_1^1 и b_2^1 находятся из равенств

$$K_{I_1}^{(1)} = \sqrt{2\pi b_1^1} \sigma_{y_1}^{(1)}(l_1); \quad K_{I_2}^{(1)} = \sqrt{2\pi b_2^1} \sigma_{y_2}^{(1)}(l_2).$$

После интегрирования находим коэффициенты интенсивности напряжений в первом приближении для окрестности концов обеих трещин $K_{I_1}^{(1)}$, $K_{I_2}^{(1)}$, $K_{II_1}^{(1)}$ и $K_{II_2}^{(1)}$

$$K_{I_1}^{(1)} = \sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(1)}(l_1) I_1^{(1)}}; \quad K_{I_2}^{(1)} = \sqrt{\pi \sigma_{y_2}^{(1)}(l_2) I_2^{(1)}}; \quad (10)$$

$$K_{II_1}^{(1)} = \frac{\sqrt{\pi} I_1^{(1)}}{\sqrt{2b_1^1}}; \quad K_{II_2}^{(1)} = \frac{\sqrt{\pi} I_3^{(1)}}{\sqrt{2b_2^1}}$$

Здесь $I^{(1)} = \frac{l_1}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_1}^{(1)}(x_{1m}); \quad I_1^{(1)} = \frac{l_1}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_1 y_1}^{(1)}(x_{1m});$

$$I_2^{(1)} = \frac{l_2}{2} \sum_{m=1}^M \sigma_{y_2}^{(1)}(x_{2m}); \quad I_3^{(1)} = \frac{l_2}{2} \sum_{m=1}^M \tau_{x_2 y_2}^{(1)}(x_{2m});$$

$$\sqrt{2b_1^1} = \frac{K_{I_1}^{(1)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_1}^{(1)}(l_1)}}; \quad \sqrt{2b_2^1} = \frac{K_{I_2}^{(1)}}{\sqrt{\pi \sigma_{y_2}^{(1)}(l_2)}};$$

Аналогично можно провести расчет по определению коэффициентов интенсивности напряжений для иных расположений трещин в дорожном покрытии на упругом основании.

Изложенный метод является самым простым и наименее трудоемким, так как позволяет получить соотношения для коэффициентов интенсивности напряжений в простой и явной форме. Вычисление коэффициентов интенсивности напряжений в конечном счете сводится к вычислению (табулированию) напряжений $\sigma_{y_k}(x_k)$ и $\tau_{x_k y_k}(x_k)$ на линии трещин в точках разбиения отрезка интегрирования (длины трещины). Вычисления коэффициентов интенсивности напряжений по полученным формулам показывают, что метод сечений, как правило, дает заниженный результат по сравнению с точным методом примерно на 6-20%, в от время как качественная картина зависимости от геометрических параметров одинакова.

2 ТРЕЩИНА НА ГРАНИЦЕ РАЗДЕЛА ДОРОЖНОГО ПОКРЫТИЯ И УПРУГО ОСНОВАНИЯ

Анализ [7] состояния покрытий на упругом основании выявил, что материалам таких соединений свойственны трещиновидные несплошности. Пусть под действием внешней нагрузки на линии раздела упругих сред в виду недостаточной адгезионной прочности между дорожным покрытием и основанием образуется трещина длиной $2l$.

Повторяя изложенную методику метода сечений, в нулевом приближении находим

$$\int_{-l}^l [\sigma_y^{(0)}(x) - i\tau_{xy}^{(0)}(x)] dx = \int_0^{a_0} \frac{[K_I^{(0)} - iK_{II}^{(0)}] dx}{\sqrt{2\pi x^{1/2-i\beta}}} = \frac{K_I^{(0)} - iK_{II}^{(0)}}{\sqrt{2\pi}} \frac{a_0^{\frac{1}{2}+i\beta}}{\frac{1}{2}+i\beta} \quad (11)$$

где $\beta = \frac{1}{2\pi} \ln g$;

$$g = \frac{G_1 + k_1 G_2}{G_2 + k_2 G_1};$$

$$k_1 = 3 - 4\mu_1;$$

$$k_2 = 3 - 4\mu_2,$$

G_1 – модуль сдвига материала покрытия,

G_2 – основания;

$\sigma_y^{(0)}$ и $\tau_{xy}^{(0)}$ нормальные и касательные напряжения на линии трещины в сплошном

двухслойном теле в нулевом приближении.

Верхний предел интегрирования a_0 находим из равенства

$$\frac{K_I^{(0)}}{\sqrt{2\pi a_0}} \cos(\beta \ln a_0) = \sigma_y^{(0)}(l) \quad (12)$$

После отделения в (11) действительных и мнимых частей находим $K_I^{(0)}$ и $K_{II}^{(0)}$.

Аналогично находим коэффициенты интенсивности напряжений в первом приближении

$$\int_{-l}^l [\sigma_y^{(1)}(x) - i\tau_{xy}^{(1)}(x)] dx = \int_0^{a_0} \frac{[K_I^{(1)} - iK_{II}^{(1)}] dx}{\sqrt{2\pi x^{1/2-i\beta}}} = \frac{K_I^{(1)} - iK_{II}^{(1)}}{\sqrt{2\pi}} \frac{a_0^{\frac{1}{2}+i\beta}}{\frac{1}{2}+i\beta} \quad (13)$$

Здесь $\sigma_y^{(1)}$ и $\tau_{xy}^{(1)}$ нормальные и касательные напряжения на линии трещины в сплошном двухслойном теле в первом приближении. Верхний предел интегрирования a_0 в первом приближении находим из равенства

$$\frac{K_I^{(1)}}{\sqrt{2\pi a_0}} \cos(\beta \ln a_0) = \sigma_y^{(1)}(l) \quad (14)$$

Подобным образом можно провести расчет по определению коэффициентов интенсивности напряжений для другого числа и расположения трещин в дорожном покрытии на упругом основании.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Черепанов, Г.П. Механика хрупкого разрушения / Г.П. Черепанов. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
2. Морозов, Е.М. Метод сечений в теории трещин / Е.М. Морозов // Изв. Вузов. Строительство и архитектура. – 1969. – №12. – с.57-63.
3. Партон, В.З. Механика упругопластического разрушения / В.З. Партон, Е.М. Морозов. – М.: Наука, 1985. – 504 с.
4. Гасанов, Ш.Г. Трещина в сечении дорожного покрытия / Ш.Г. Гасанов // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2008. – №1. – с.39-45.
5. Гасанов, Ш.Г. Решение задачи о трещине на границе раздела покрытия и упругого основания / Ш.Г. Гасанов // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2008. – №9. – с.45-49.
6. Гасанов, Ш.Г. Моделирование напряженно-деформированного состояния в дорожном покрытии / Ш.Г. Гасанов // Ученые записки Азерб. Арх.-Стр. Университета. – 2007. – №2. – с.151-159.
7. Гасанов, Ш.Г. Зарождение трещины на границе раздела покрытия и упругого основания / Ш.Г. Гасанов // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2009. – №1. – с.20-24.

Гасанов Шахин Гумбат оглы

Бакинский филиал Московского государственного открытого университета, г. Баку

кандидат технических наук, доцент

Тел. (+99412) 598-18-21

E-mail: irakon63@hotmail.com

С.И. МАТЮХИН, З.Ж. КОЗИЛ, С.Н. РОМАШИН

СПЕКТРАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ AlGaAs ЛАЗЕРОВ С ДВОЙНОЙ ГЕТЕРОСТРУКТУРОЙ И РАЗДЕЛЬНЫМ ОГРАНИЧЕНИЕМ

Аналитическими методами и методами компьютерного моделирования в пакете программ Sentaurus TCAD компании Synopsys исследовано влияние мольной концентрации алюминия в активной и волноводной областях на энергетический спектр носителей заряда и спектральные характеристики излучения полупроводниковых AlGaAs лазеров с двойной гетероструктурой и раздельным ограничением (ДГС РО). Рассчитаны длины волн одномодовых ДГС РО лазеров на основе AlGaAs. Показано, что эти длины волн практически не зависят от концентрации алюминия в области волновода и определяются, в основном, его концентрацией в активной области.

Ключевые слова: полупроводниковый лазер, двойная гетероструктура, раздельное ограничение, спектральные характеристики, компьютерное моделирование, Sentaurus TCAD.

Influence of the aluminium mole concentration in active and waveguide regions on the energy spectrum of carriers and spectral characteristics of AlGaAs semiconductor lasers with separate confinement heterostructures (SCH) is investigated by the analytical methods and methods of computer simulation in the Sentaurus TCAD software of Synopsys. Wavelengths of the one mode AlGaAs SCH lasers are calculated. It's shown, that these wavelengths don't depend practically on the aluminium concentration in the waveguide and are defined basically by its concentration in the active region.

Key words: semiconductor laser; double heterostructure; separate confinement; spectral characteristics; computer simulation; Sentaurus TCAD.

1 ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время полупроводниковые лазеры находят применение в устройствах чтения и записи компакт-дисков (CD, DVD), телекоммуникации, в системах прецизионного измерения перемещений и спектроскопии высокого разрешения, для накачки твердотельных лазеров, а также в областях, связанных с обработкой материалов (резка, микросварка), и в медицине (лазерная хирургия, дерматология). При этом, начиная с 1990 г., практически все промышленные образцы лазеров, по сути, являются инжекционными лазерами с двойной гетероструктурой и раздельным ограничением (ДГС РО) [1, 2].

В ДГС РО лазерах электронное возбуждение локализовано в наиболее узкозонной части – квантовой яме (КЯ), ширина которой может достигать нескольких десятков ангстрем, а оптическим волноводом служит область шириной порядка 1 мкм, ограниченная с двух сторон двумя наиболее широкозонными слоями. Такое раздельное ограничение электронного и оптического возбуждения позволяет существенно снизить пороговую плотность тока лазерной генерации и увеличить мощность полупроводниковых лазеров, работающих в непрерывном режиме при комнатной температуре.

Благодаря относительной простоте и отработанности технологии изготовления наибольшее распространение в настоящее время получили ДГС РО лазеры на основе GaAs, в которых в качестве широкозонных полупроводников используются твердые растворы $Al_xGa_{1-x}As$. Достижение пороговой плотности тока таких лазеров менее 1 кА/см^2 при комнатной температуре открыло широчайшие перспективы их практического применения и послужило поворотным моментом в их производстве. Однако дальнейшее продвижение в этом направлении существенно осложняется проблемами, связанными с оптимизацией конструкции лазерных диодов и, в частности, с выбором ширины КЯ, волноводной области и значений мольной концентрации x алюминия в этих областях для лазеров, работающих на заданных длинах волн λ .

В настоящей работе аналитическими методами и методами компьютерного моделирования исследовано влияние мольной концентрации алюминия в КЯ и волноводной области на энергетический спектр носителей заряда в КЯ и на спектральные характеристики ДГС РО лазеров на основе твердых растворов $Al_xGa_{1-x}As$. Рассчитаны длины волн одномодовых ДГС РО лазеров. Показано, что эти длины волн практически не зависят от концентрации алюминия в области волновода и определяются, в основном, его концентрацией в активной области (КЯ) лазерных диодов.

2 ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ СПЕКТР НОСИТЕЛЕЙ ЗАРЯДА В КЯ ДГС РО ЛАЗЕРОВ НА ОСНОВЕ $AlGaAs$

Излучение полупроводниковых ДГС РО лазеров формируется в результате межзонных переходов электронов в КЯ, схематически изображенных на рисунке 1. Вследствие этого для определения спектральных характеристик лазерного излучения важно знать энергетический спектр носителей заряда в КЯ.

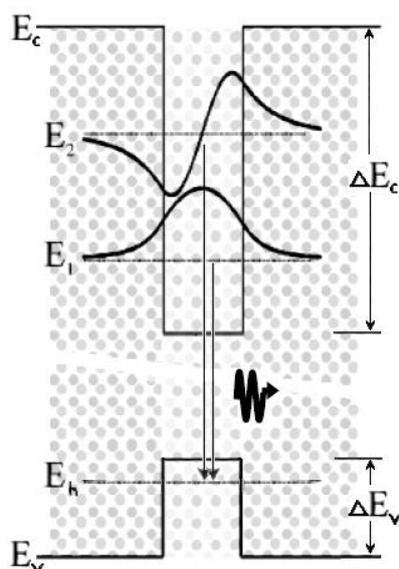


Рисунок 1 – Схема межзонных переходов в КЯ ДГС РО лазеров

Благодаря специфическому строению гетеропереходов этот спектр, а также волновые функции $\psi(y)$, описывающие состояние носителей в КЯ, могут быть найдены в приближении прямоугольной потенциальной ямы $V(y)$, исходя из стационарного уравнения Шрёдингера [3]:

$$\left(-\frac{\hbar^2}{2} \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{m(y)} \frac{\partial}{\partial y} \right) + V(y) - E + \frac{\hbar^2 k_t^2}{2m(y)} \right) \psi(y) = 0, \quad (1)$$

в котором $k_t = \sqrt{2m(y)E} / \hbar$,

\hbar – постоянная Планка,

$m(y)$ – эффективная масса,

E – энергия носителей, отсчитываемая от дна потенциальной ямы.

Ось y здесь и в дальнейшем предполагается направленной перпендикулярно КЯ.

Собственные функции оператора, стоящего в левой части этого уравнения, могут быть представлены в виде [3]:

$$\psi_1(y) = C_1 \begin{cases} \cos\left(\frac{\kappa L}{2}\right) e^{-\gamma(|y|-L/2)}, & |y| > L/2, \\ \cos(\kappa y), & |y| \leq L/2; \end{cases} \quad (2)$$

$$\psi_2(y) = C_2 \begin{cases} \pm \sin\left(\frac{\kappa L}{2}\right) e^{-\gamma(|y|-L/2)}, & |y| > L/2, \\ \sin(\kappa y), & |y| \leq L/2, \end{cases} \quad (3)$$

а подстановка этих функций в уравнение (1) приводит к следующим уравнениям для собственных значений E этого оператора:

$$\gamma - \frac{m_b}{m_w} \kappa \operatorname{tg}\left(\kappa \frac{L}{2}\right) = 0, \quad (4)$$

$$\gamma - \frac{m_b}{m_w} \kappa \operatorname{ctg}\left(\kappa \frac{L}{2}\right) = 0. \quad (5)$$

В выражениях (2) – (5) C_1 и C_2 – это нормировочные постоянные,

$$\kappa = \frac{\sqrt{2m_b E}}{\hbar}, \quad (6)$$

$$\gamma = \frac{\sqrt{2m_w(V_0 - E)}}{\hbar}, \quad (7)$$

где m_b и m_w – эффективные массы носителей, соответственно, вне и внутри ямы,

V_0 – глубина,

L – ширина ямы.

Волновые функции носителей, рассчитанные путем численного решения уравнений (4) – (5), имеют вид, представленный на рисунках 1 и 2. При этом основные трудности, возникающие при расчетах этих функций, а также энергетического спектра носителей в КЯ связаны с определением эффективной массы носителей и глубины потенциальной ямы V_0 в конкретных материалах.

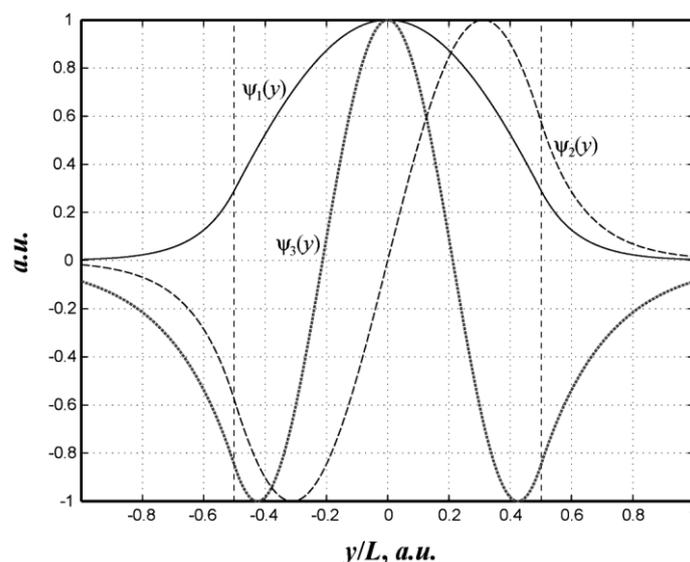


Рисунок 2 – Волновые функции носителей заряда в КЯ ДГС РО лазеров

Для определения глубины потенциальной ямы V_0 в ДГС РО лазерах на основе $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ нами было проведено имитационное моделирование работы таких лазеров в пакете программ Sentaurus TCAD компании Synopsys [4]. Моделировалась работа лазеров с шириной КЯ, равной 9, 12 и 15 нм, и различным содержанием x алюминия в активной области и в области волновода. При этом считалось, что эффективные массы электронов (m) и тяжелых (m_h) и легких (m_l) дырок, выраженные в единицах массы покоя электрона, изменяются линейно вместе с абсолютной температурой T и мольной концентрацией алюминия в твердых растворах $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ [4]:

$$m(x) = (0.057x + 0.067) \frac{T}{300}, \quad (8)$$

$$m_h(x) = (0.139x + 0.481) \frac{T}{300}, \quad (9)$$

$$m_l(x) = (0.186x + 0.074) \frac{T}{300}. \quad (10)$$

Результаты проведенного моделирования представлены в таблицах 1 – 3 и на рисунках 3 – 5. Глубина потенциальной ямы для электронов проводимости определялась непосредственно по изменению ΔE_c положения дна зоны проводимости (рисунок 1) при переходе через КЯ: $V_0^{(e)} = \Delta E_c$. Глубина ямы для дырок определялась аналогичным образом – по изменению ΔE_v положения потолка валентной зоны (рисунок 1): $V_0^{(h)} = \Delta E_v$. Температура T лазерного диода предполагалась равной 300 К.

Так как глубина потенциальной ямы для электронов и дырок определяется разностью Δx мольных концентраций алюминия в активной области (x_w) и в области волновода (x_b) (таблица 1), результаты моделирования представлены в зависимости от этой разности: $\Delta x = x_b - x_w$.

Таблица 1 – Глубина потенциальной ямы для электронов (ΔE_c) и дырок (ΔE_v) в активной области ДГС РО лазеров на основе $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ в зависимости от скачка Δx мольной концентрации алюминия на границах ямы

Δx , отн.ед.	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40
ΔE_c , эВ	0.056	0.093	0.130	0.179	0.259	0.341	0.419	0.500
ΔE_v , эВ	0.012	0.028	0.043	0.061	0.077	0.063	0.036	0.009

Таблица 2 – Значения энергии электронов в КЯ ДГС РО лазеров на основе $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ в зависимости от ширины КЯ L и скачка Δx мольной концентрации алюминия на границах ямы

Δx , отн.ед.	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40
$L = 9$ нм								
E_1 , эВ	0.020	0.025	0.028	0.032	0.035	0.038	0.040	0.043
E_2 , эВ	0.056	0.084	0.102	0.121	0.136	0.150	0.163	0.173
E_3 , эВ	–	–	–	–	0.259	0.305	0.339	0.368
$L = 12$ нм								
E_1 , эВ	0.014	0.017	0.019	0.021	0.023	0.025	0.025	0.027
E_2 , эВ	0.048	0.063	0.072	0.082	0.089	0.097	0.102	0.108
E_3 , эВ	–	–	0.130	0.168	0.193	0.213	0.227	0.240
E_4 , эВ	–	–	–	–	–	0.336	0.378	0.410
$L = 15$ нм								
E_1 , эВ	0.010	0.012	0.014	0.015	0.016	0.017	0.017	0.018
E_2 , эВ	0.038	0.047	0.053	0.059	0.063	0.068	0.072	0.074
E_3 , эВ	–	0.092	0.111	0.127	0.138	0.150	0.16	0.1683
E_4 , эВ	–	–	–	–	0.233	0.258	0.276	0.289

Таблица 3 – Значения энергии тяжелых (E_h) и легких (E_l) дырок в КЯ ДГС РО лазеров на основе $Al_xGa_{1-x}As$ в зависимости от ширины КЯ L и скачка Δx мольной концентрации алюминия на границах ямы

Δx , отн.ед.	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40
$L = 9$ нм								
E_{h1} , эВ	0.003	0.005	0.006	0.006	0.006	0.006	0.005	0.004
E_{h2} , эВ	0.009	0.019	0.023	0.025	0.023	0.021	0.018	0.012
E_{h3} , эВ	–	0.036	0.049	0.053	0.049	0.042	–	–
E_{l1} , эВ	0.006	0.013	0.017	0.020	0.017	0.015	0.011	0.007
E_{l2} , эВ	–	–	0.059	0.070	0.059	–	–	–
$L = 12$ нм								
E_{h1} , эВ	0.002	0.003	0.004	0.004	0.004	0.004	0.003	0.003
E_{h2} , эВ	0.009	0.013	0.015	0.015	0.015	0.014	0.012	0.009
E_{h3} , эВ	–	0.027	0.032	0.034	0.032	0.030	0.025	–
E_{h4} , эВ	–	–	0.054	0.059	0.054	–	–	–
E_{l1} , эВ	0.005	0.010	0.012	0.014	0.012	0.011	0.009	0.006
E_{l2} , эВ	–	0.033	0.045	0.052	0.048	0.040	–	–
$L = 15$ нм								
E_{h1} , эВ	0.002	0.002	0.003	0.003	0.003	0.002	0.002	0.002
E_{h2} , эВ	0.007	0.009	0.010	0.010	0.010	0.010	0.009	0.007
E_{h3} , эВ	–	0.020	0.022	0.023	0.022	0.021	0.019	–
E_{h4} , эВ	–	0.035	0.039	0.041	0.039	0.036	–	–
E_{l1} , эВ	0.004	0.007	0.009	0.010	0.009	0.008	0.007	0.005
E_{l2} , эВ	–	0.027	0.034	0.036	0.035	0.032	0.025	–
E_{l3} , эВ	–	–	0.0569	0.0704	0.061	–	–	–

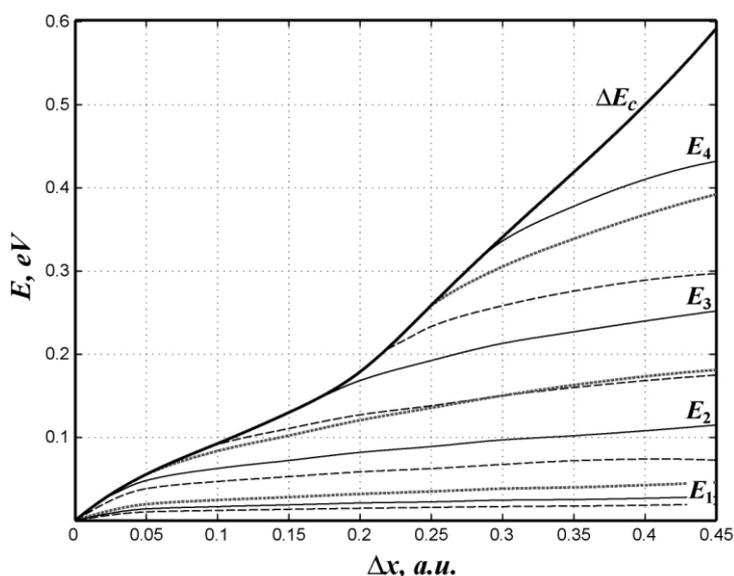


Рисунок 3 – Глубина потенциальной ямы (сплошная жирная кривая) и положение уровней энергии электронов в КЯ ДГС РО лазера на основе $Al_xGa_{1-x}As$ сплошные кривые – $L = 12$ нм, пунктир – $L = 9$ нм, штриховые кривые – $L = 15$ нм

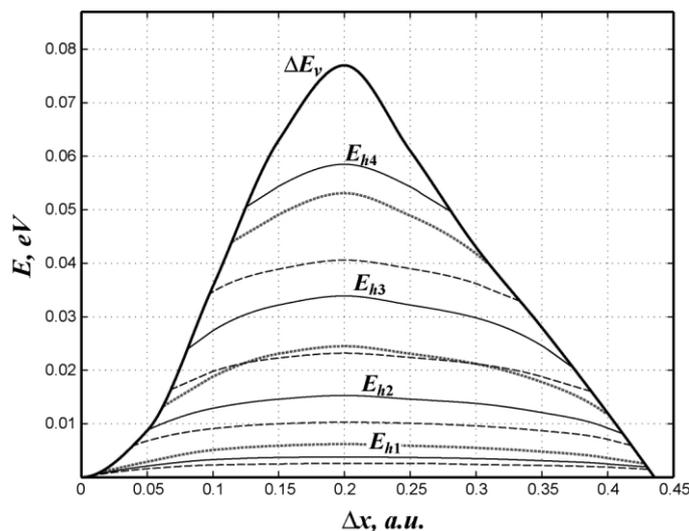


Рисунок 4 – Глубина потенциальной ямы (сплошная жирная кривая) и положение уровней энергии тяжелых дырок в КЯ ДГС РО лазера на основе $Al_xGa_{1-x}As$ сплошные кривые – $L = 12$ нм, пунктир – $L = 9$ нм, штриховые кривые – $L = 15$ нм

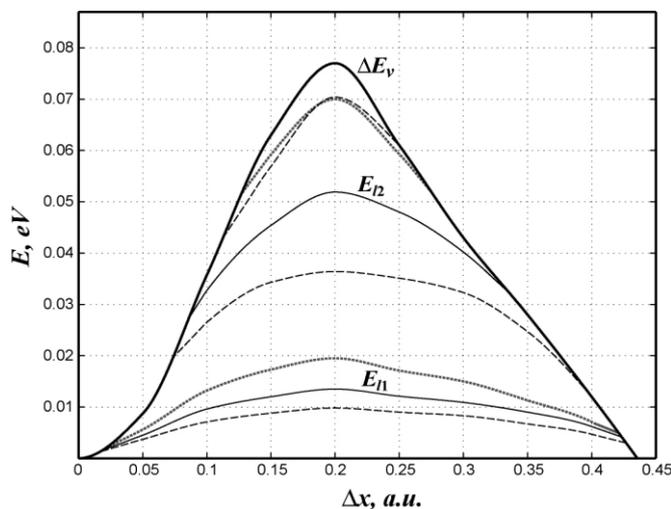


Рисунок 5 – Глубина потенциальной ямы (сплошная жирная кривая) и положение уровней энергии легких дырок в КЯ ДГС РО лазера на основе $Al_xGa_{1-x}As$ сплошные кривые – $L = 12$ нм, пунктир – $L = 9$ нм, штриховые кривые – $L = 15$ нм

3 СПЕКТРАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗЛУЧЕНИЯ ДГС РО ЛАЗЕРОВ НА ОСНОВЕ $AlGaAs$

Спектральные характеристики лазерного излучения определяются разностью энергий между уровнями квантования электронов и дырок в КЯ (таблицы 2 и 3), а также характеристиками резонатора, который используется для усиления излучения. При этом максимальная длина волны излучения, возникающего в активной области лазерного диода, может быть рассчитана по формуле

$$\lambda = \frac{hc}{E_g^{(w)} + E_1 + E_{h1}}, \quad (11)$$

где $E_g^{(w)}$ представляет собой ширину запрещенной зоны полупроводника в КЯ, а минимальная – лимитируется шириной запрещенной зоны $E_g^{(b)}$ в области волновода: $\lambda_{\min} \approx hc/E_g^{(b)}$, где c – скорость света в вакууме.

При моделировании работы ДГС РО лазеров на основе $Al_xGa_{1-x}As$ считалось, что ширина запрещенной зоны E_g пропорциональна мольной концентрации алюминия в $GaAs$ [4]:

$$E_g(x) = 1.28x + 1.404 \text{ (эВ)}. \quad (12)$$

При этом, как показывают результаты моделирования, представленные на рисунках 3 и 4, энергии состояний электронов и дырок E_1 и E_{h1} очень медленно меняются при изменении разности концентраций алюминия Δx в активной и волноводной области лазерных диодов (графики зависимостей E_1 и E_{h1} от Δx практически параллельны оси абсцисс).

Таким образом, длина волны (11) практически не зависит от концентрации алюминия в области волновода и определяется, в основном, его концентрацией x_w в активной области (КЯ).

При работе одномодовых лазеров именно эта длина волны и подвергается усилению в резонаторе лазерных диодов.

Результаты расчетов длины волны λ , произведенных по формуле (11) для ДГС РО лазеров с шириной КЯ, равной 9, 12 и 15 нм, представлены в таблице 4 и на рисунке 6. Маркерами на этом рисунке отмечены длины волн излучения мощных полупроводниковых лазеров [5 – 6], выпускаемых в ФГУП НИИ «Полус» им. М.Ф. Стельмаха (г. Москва), которые использовались для калибровки компьютерной модели.

Таблица 4 – Длина волны λ одномодового ДГС РО лазера на основе $Al_xGa_{1-x}As$ в зависимости от ширины КЯ L и мольной концентрации x_w алюминия в активной области

x_w , отн.ед.	0.00	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35
$L = 9$ нм								
λ , нм	870.49	833.47	799.24	767.99	739.15	712.56	687.84	665.15
$L = 12$ нм								
λ , нм	865.05	828.56	794.79	764.31	735.86	709.87	685.71	663.70
$L = 15$ нм								
λ , нм	854.96	819.58	786.82	757.43	730.10	705.22	682.06	661.39

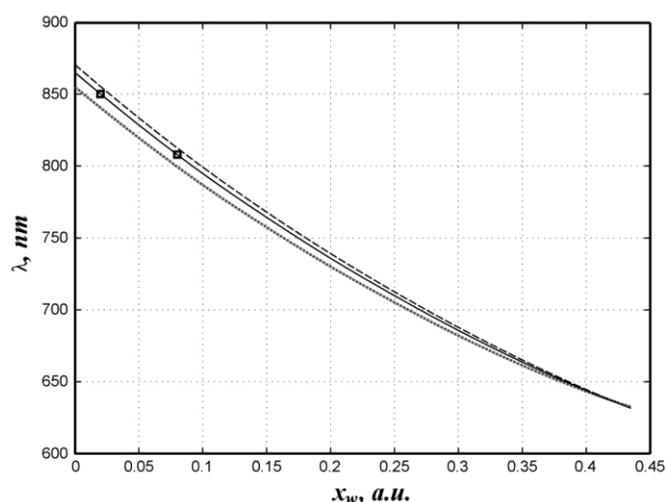


Рисунок 6 – Длина волны одномодового ДГС РО лазера на основе $Al_xGa_{1-x}As$ сплошные кривые – $L = 12$ нм, пунктир – $L = 9$ нм, штриховые кривые – $L = 15$ нм. Маркерами отмечены длины волн мощных полупроводниковых ДГС РО лазеров, выпускаемых в ФГУП НИИ «Полус» им. М.Ф. Стельмаха

4 ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Как показывают полученные результаты, глубина КЯ, а с ней и энергии электронов и дырок в активной области ДГС РО лазеров на основе $Al_xGa_{1-x}As$ при заданной ширине КЯ L изменяются вместе с разностью Δx мольных концентраций алюминия в активной и волноводной области лазерных диодов. При этом глубина КЯ для электронов и энергии электро-

нов с ростом Δx монотонно растут (рисунок 3), а глубина КЯ для дырок и энергии дырок имеют максимум при $\Delta x \approx 0.2$ и обращаются в ноль при $\Delta x \approx 0.44$ (рисунки 4 – 5).

С ростом ширины КЯ L уровни квантования электронов и дырок втягиваются в яму (рисунки 3 – 5), благодаря чему спектр излучения, возникающего в активной области ДГС РО лазеров, становится более богатым. Так как в диапазоне Δx от 0.2 до 0.35 в КЯ содержится максимальное число уровней квантования электронов и дырок, в этом диапазоне излучение активной области содержит наибольшее число спектральных линий.

Максимальная длина волны излучения, возникающего в активной области лазерного диода, определяется формулой (11), а минимальная – лимитируется шириной запрещенной зоны полупроводника в области волновода. При этом одномодовые ДГС РО лазеры на основе $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ работают на максимальной длине волны λ , определяемой шириной запрещенной зоны полупроводника (12) в области КЯ, а также наименьшими энергиями состояний электронов и дырок E_1 и E_{h1} в КЯ.

Так как энергии E_1 и E_{h1} слабо меняются при изменении разности концентраций алюминия Δx , эта длина волны практически не зависит от концентрации алюминия в области волновода и определяется, главным образом, его концентрацией в активной области лазерных диодов. С ростом этой концентрации длина волны λ излучения одномодовых лазеров падает (рисунок 6).

Полученные результаты являются важными с точки зрения практического производства ДГС РО лазеров на основе твердых растворов $\text{Al}_x\text{Ga}_{1-x}\text{As}$ и могут быть использованы для оптимизации конструкции этих лазеров с целью повышения эффективности преобразования электрической энергии в энергию когерентного лазерного излучения.

Работа выполнена в рамках ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» (ГК № П2514).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Alferov Zh.I. The double heterostructure concept and its applications in physics, electronics, and technology // *Rev. Mod. Phys.* 2001. V.73. No.3. P.767-782.
2. Елисеев, П.Г. Полупроводниковые лазеры – от гомопереходов до квантовых точек / П.Г. Елисеев // *Квантовая электроника*. – 2002. – Т.32. – С.1085-1098.
3. Coldren L.A., Corzine S.W. Diode Lasers and Photonic Integrated Circuits, – Wiley Series, 1995.
4. Sentaurus TCAD User Guide, - Synopsys, 2005 (<http://www.synopsys.com/Tools/TCAD/Pages/default.aspx>).
5. Андреев А.Ю., Лешко А.Ю., Лютецкий А.В., Мармалюк А.А., Налет Т.А., Падалица А.А., Пихтин Н.А., Сабитов Д.Р., Симаков В.А., Слипченко С.О., Хомылев М.А., Тарасов И.С. Мощные лазеры ($\lambda = 808 - 850$ нм) на основе асимметричной гетероструктуры раздельного ограничения // *ФТП*. 2006. Т.40. Вып.5. С.628-632.
6. Андреев А.Ю., Зорина С.А., Лешко А.Ю., Лютецкий А.В., Мармалюк А.А., Мурашева А.В., Налет Т.А., Падалица А.А., Пихтин Н.А., Сабитов Д.Р., Симаков В.А., Слипченко С.О., Телегин К.Ю., Шамахов В.В., Тарасов И.С. Мощные лазеры ($\lambda = 808$ нм) на основе гетероструктур раздельного ограничения AlGaAs/GaAs // *ФТП*. 2009. Т.43. Вып.4. С.543-547.

Матюхин Сергей Иванович

Орловский государственный технический университет, г. Орел
Кандидат физико-математических наук, доцент кафедры физики
Тел. (4862) 41-98-81
E-mail: sim1@mail.ru

Козил Збигнев Жозеф

Орловский государственный технический университет, г. Орел
Ph.D., ведущий инженер-физик лаборатории приборно-технологического моделирования в микро- и нанoeлектронике
Тел. (4862) 41-98-81
E-mail: softquake@gmail.com

Ромашин Сергей Николаевич

Орловский государственный технический университет, г. Орел
Кандидат физико-математических наук, доцент кафедры физики
Тел. (4862) 41-98-81
E-mail: rosen@ostu.ru

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

УДК 621.923

Д.И. ВОЛКОВ, А.А. КОРЯЖКИН

РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ АБРАЗИВНОЙ ЛЕНТЫ, УЧИТЫВАЮЩЕЙ СТОХАСТИЧЕСКИЕ ФАКТОРЫ

Исследования направлены на создание модели абразивной ленты позволяющие учесть стохастические факторы: упругую деформацию основы абразивной ленты, истирание абразивного зерна из ленты, наличие механических колебаний абразивного зерна.

Ключевые слова: упругая деформация, модель, абразивная лента.

Researches are directed on creation of model surfaces at the tape grinding, taking into account a microrelief of the tool and processable preparation, in view of elastic properties of the tool and deterioration of abrasive grains during processing.

Key words: elastic deformation, model, an abrasive tape.

Шлифование и полирование абразивными лентами широко применяется в ведущих отраслях промышленности: автомобильной, авиационной, судостроительной, инструментальной. Благодаря своим особенностям процесс ленточного шлифования конкурирует с процессом шлифования абразивными кругами. Преимущества ленточного шлифования в основном обусловлены свойствами инструмента и контактного элемента. В частности, применение роликов на эластичной основе позволяет обрабатывать поверхности переменной кривизны. При изготовлении современных абразивных лент используется метод нанесения зерен в электростатическом поле, который обеспечивает регламентированное расстояние между абразивными зёрнами на всей поверхности инструмента. Абразивные зёрна ориентируются в магнитном поле и располагаются строго перпендикулярно к основе инструмента. Таким образом, можно говорить об упорядоченном расположении зерен на поверхности основы. Использование эластичной основы дает возможность режущим зёрнам под действием сил резания изменять свое положение в пространстве, за счет такой самоорганизации в работе могут принимать участие абразивные зёрна, расположенные в связке на разной высоте, что повышает общий период стойкости инструмента и улучшается качество обработанной поверхности [1-3].

Характер деформации абразивной ленты свидетельствует о том, что в зоне контакта абразивные зёрна в ленте нагружаются равномернее, и глубина резания каждым из них более стабильна, чем при шлифовании кругами на керамической связке. В связи с этим происходит более равномерное распределение тепла, что способствует образованию более однородной поверхности, снижению глубины залегания и величины остаточных напряжений и температуры в зоне резания. В связи с этим затруднительно использовать, зависимости, полученные для жесткого абразивного инструмента применительно к моделированию обработанной поверхности при ленточном шлифовании [5-7].

Для расширения области применения процессов обработки абразивными лентами и их оптимизации необходима модель инструмента, позволяющая учитывать случайное расположением абразивных зерен на поверхности инструмента, их форму, разновысотность, упругое отжатие и вибрации абразивных зерен в процессе обработки, изменение площади зоны контакта.

Режущую способность шлифовальных лент характеризовали такими основными параметрами как размер зерна, количество зерен, расположенных на единице поверхности, глубина их залегания, расстояние между зёрнами и степень притупления зерна.

Чтобы оценить профиль режущей поверхности шлифовальных лент, проводили опыты по снятию отпечатков абразивных зерен, которые получали путем вдавливания элемента абразивной ленты в стопку листков фольги. Каждый из листков служил определенным сечением, на глубине которого определялась площадь и число отпечатков (рисунок 1). На основе математической обработки геометрии отпечатков получили информацию о числе зерен и их

разновысотности, получили экспериментальные данные о плотности абразивные зерен в переходном слое.

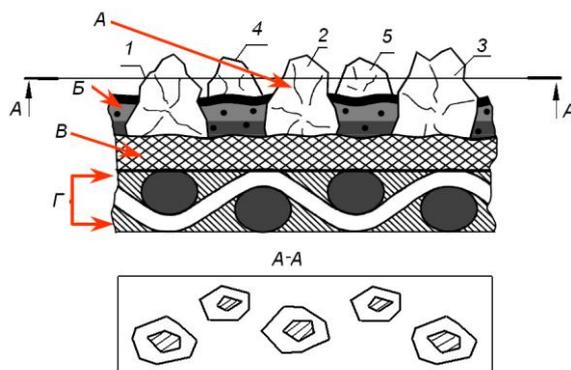


Рисунок 1 – Схема определения плотности зерен в переходном слое
 А – абразивные зерна; Б – закрепляющий клеевой слой;
 В – основной клеевой слой; Г – основа

Закон изменения плотности зерен в переходном слое запишется в виде

$$\omega_v(y) = \omega_v \cdot K_c \cdot (1 - \exp(\frac{-3y}{Z_{K_max} - Z_{K_min}})), \quad (1)$$

где K_c – коэффициент пропорциональности находится экспериментально, для каждой марки и зернистости ленты;

ω_v – максимальная объемная плотность зерен, примыкающих к тканевой основе определяется по формуле (2), мм^{-3} ,

Z_{K_max} Z_{K_min} максимальный и минимальный размер зерна, мкм .

$$\omega_v = \frac{p_s}{Z_{K_min}}, \quad (2)$$

где p_s – плотность зерен на участке примыкающем к тканевой основе ленты, мм^{-2} .

Используя формулы (1-3) получили графическое представление изменения плотности зерен в переходном слое и распределение зерен в переходном слое на поверхности ленты рисунок 2.

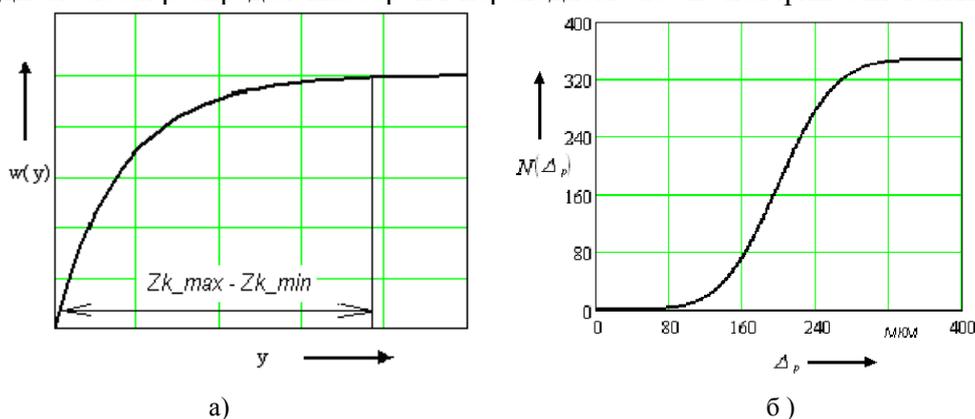


Рисунок 2 – Параметры распределения абразивных зерен:
 а) плотность зерен в переходном слое;
 б) нарастание количества вершин зерен по мере удаления от поверхности абразивного инструмента

Важной составляющей частью общей модели абразивной ленты является модель абразивного зерна. Геометрию проекций образующих режущих кромок зерна (рисунок 3 а) целесообразно задавать кусочно-аналитически, системой уравнений в параметрическом виде

$$f_3(t, S_{x_i}, S_{y_i}) = \begin{cases} \begin{cases} x = x_0 + (x_1 - x_0) \cdot t + S_x \\ y = y_0 + (y_1 - y_0) \cdot t + S_y \end{cases}, t \in [0, 1] \\ \begin{cases} x = x_c + R_3 \cdot \sin(\varphi_p + (t-1) \cdot (\pi - (\varphi_p))) + S_x \\ y = y_c + R_3 \cdot \cos(\varphi_p + (t-1) \cdot (\pi - (\varphi_p))) + S_y \end{cases}, t \in [1, 2] \\ \begin{cases} x = x_2 + (x_3 - x_2) \cdot t + S_x \\ y = y_2 + (y_3 - y_2) \cdot t + S_y \end{cases}, t \in [2, 3] \end{cases}, \quad (3)$$

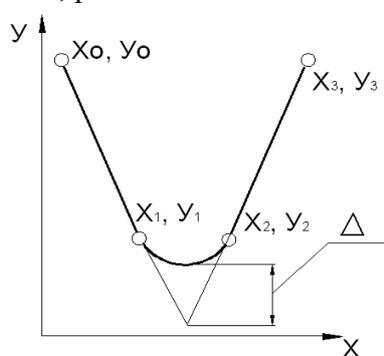
где t – параметр уравнения,

R_3 – радиус при вершине зерна, м;

S_x, S_y – перемещения абразивного зерна, м;

$x_0, y_0, x_1, y_1, \dots, x_3, y_3$ – координаты точек кромок зерна, м;

φ_p – угол, соответствующий точке сопряжения прямолинейной и криволинейной кромок, рад.



а)



б)

Рисунок 3 – Модели инструмента

а) режущие кромки абразивного зерна б) абразивная лента

$$\varphi_p = \arccos \left(\frac{(\Delta_3 + R_3) \cdot \cos(\frac{\varphi_3}{2}) \cdot \sin(\frac{\varphi_3}{2})}{R_3} \right), \quad (4)$$

где Δ_3 – износ зерна, м;

φ_3 – угол при вершине зерна, рад.

Для получения модели инструмента координаты положения зерна в абразивной ленте x_{n-i} и z_{n-i} задавались с использованием генератора случайных чисел, как случайная величина, причем координата x_{n-i} в интервале $(-H/2; H/2)$, длина которого равна ширине абразивной ленты, а z_{n-i} в интервале $(-l/2; l/2)$ длина которого равна длине абразивной ленты l . Координата, отвечающая за разновысотность зерен y_{n-i} , задавалась как случайная величина с использованием градиента изменения плотности зерен в переходном слое. Модель абразивной ленты представлена на рисунке 3.

Для разработки кинематической модели абразивного инструмента использовали модель перемещения инструмента и модели расчета деформации контактной поверхности ролика и лопатки, с помощью которых были получены координаты центра контактного ролика относительно лопатки [4].

Траекторию движения зерен задавали системой дифференциальных уравнений

$$\begin{aligned}
 m_{zi} \cdot \ddot{x}_i + h \cdot \dot{x}_i + c_x \cdot (x_i - x_{0i}) &= P_{x-i} \\
 m_{zi} \cdot \ddot{y}_i + h \cdot \dot{y}_i + c_y \cdot (y_i - y_{0i}) &= P_{y-i}, \\
 m_{zi} \cdot \ddot{z}_i + h \cdot \dot{z}_i + c_z \cdot (z_i - z_{0i}) &= P_{z-i}
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

где m_{zi} – масса i – го зерна, г;

h – коэффициент демпфирования, Н·с/м;

$P_{x-i}, P_{y-i}, P_{z-i}$ – составляющие сил резания, действующие на единичное зерно, Н;

c_x, c_y, c_z – составляющие жесткости абразивного зерна в ленте, Н/мм;

x_i, y_i, z_i – действительные координаты i – го зерна, м;

x_{0i}, y_{0i}, z_{0i} – координаты обусловленные траекторией движения i – го зерна без учета упругих свойств, м.

Координаты обусловленные, траекторией движения i – го зерна без учета упругих свойств, задавались уравнением

$$\begin{pmatrix} x_{0i} \\ y_{0i} \\ z_{0i} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_{n-i} \\ y_{n-i} \\ z_{n-i} \end{pmatrix} \cdot M(\tau),
 \tag{8}$$

где $x_{n-i}, y_{n-i}, z_{n-i}$ – координаты в начальный момент времени (расположение на ленте) i – го зерна, м;

$M(\tau)$ – матрица перехода, определяется в соответствии со структурной формулой станка, на котором происходит обработка.

Так для станка Metabo 6NC- 1000 матрица перехода описывается следующим выражением

$$\begin{aligned}
 M(\tau) &= \Phi_1 R_x(A(\tau)) \Phi_2 T_x(X(\tau)) \Phi_3 T_y(Y(\tau)) \Phi_4 T_z(Z(\tau)) \\
 &\Phi_5 R_y(B(\tau)) \Phi_6 R_z(C(\tau)) \Phi_7 R_y(W(\tau)) \Phi_8 R_y(W_2(\tau)) \Phi_9 R_x(W_2(\tau))
 \end{aligned}
 \tag{9}$$

где $R_x(A(\tau)), T_x(X(\tau)), T_y(Y(\tau)), R_y(B(\tau)), T_z(Z(\tau)), R_z(C(\tau))$ – матрицы перехода задают перемещения зерна вдоль осей X, Y, Z и поворота вокруг этих осей, широко использующихся для расчета перемещений в трехмерном пространстве;

Φ – матрицы формы.

Для определения параметров единичного взаимодействия инструмента с деталью использовали схему представленную на рисунке 4.

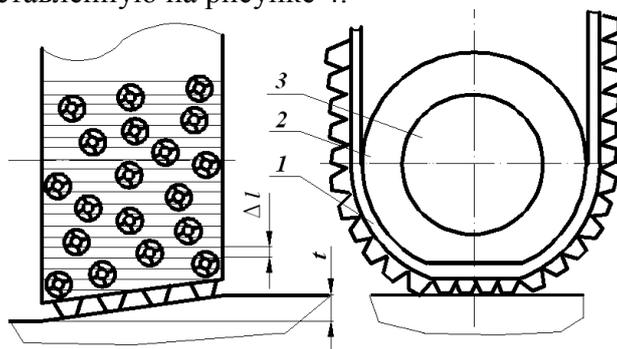


Рисунок 4 – Схема для определения параметров единичного взаимодействия инструмента с деталью
 1 – абразивная лента; 2 – упругий элемент контактного ролика;
 3 – металлический обод контактного ролик

Число зерен, которые будут взаимодействовать с заготовкой за время прохождения инструмента через рассматриваемый участок, определялось зависимостью

$$N(t) = l_b \cdot Z_{K_max} \cdot \int_0^{t_p} V_p(t) \cdot \varpi_v dt,
 \tag{10}$$

где t_p – время воздействия инструмента на рассматриваемый участок, с;

l_b – длина рассматриваемого участка, мм;

$V_p(t)$ – скорость резания, м/с.

Время воздействия инструмента на рассматриваемый участок определялось выражением

$$t_p = \frac{H}{V_o}, \quad (11)$$

Интервал чередования зерен на рассматриваемом участке обрабатываемой поверхности

$$t_z(t) = \frac{t_p}{N(t)}, \quad (12)$$

Процесс формообразования поверхности моделировался, как взаимодействие группы единичных зерен с обрабатываемой поверхностью. Схема, позволяющая учесть нестационарный характер процесса резания единичным зерном, представлена на рисунке 5.

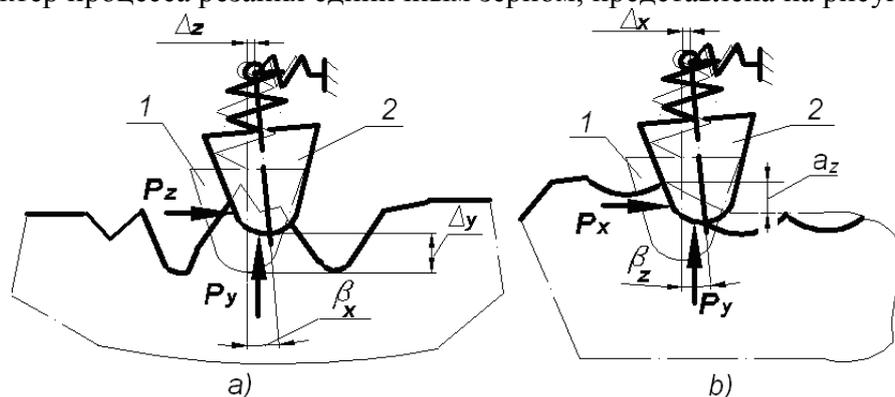


Рисунок 5 – Схема единичного взаимодействия абразивного зерна с заготовкой

Определение углов β_x, β_z отклонения абразивного зерна от вертикали определяли с учетом механических свойств связки, используемой для закрепления зерна. В настоящий момент наиболее распространены следующие виды связующего материала, достоинства и недостатки которых приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Виды связок

Виды связки	Вид соединения	Преимущества	Недостатки
Мездровый клей	Основной клеевой слой – мездровый клей. Закрепляющий клеевой слой – мездровый клей	в сравнении с искусственной смолой более низкая шероховатость поверхности при одинаковой зернистости абразивной ленты	1) низкая стойкость 2) низкая производительность 3) изменение угла шлифовального зерна по отношению к основе
Смешанная связка	Основной клеевой слой – мездровый клей. Закрепляющий клеевой слой – искусственная смола.	1) оптимальное закрепление зерна 2) повышенная стойкость 3) повышенная производительность.	Более высокая шероховатость по сравнению при одинаковой зернистости абразивной ленты в сравнении с мездровым клеем.
Искусственная смола	Основной клеевой слой - искусственная смола. Закрепляющий клеевой слой - искусственная смола.	1) прочное закрепление зерна 2) высокая производительность.	Высокая шероховатость

Для решения задачи определения углов отклонения абразивного зерна β_x, β_z от вертикали и деформаций связки использовалось математическое моделирование в программном пакете FEMLab – расширение MatLab. Данный пакет реализует трехмерное геометрическое моделирование на базе «твердотельной» модели с помощью метода МКЭ и дает возможность написания внешних программ на m-языке с использованием библиотеки m-функций. Поставленную задачу решали в следующей последовательности: создавали твердотельную модель абразивного зерна и эластичной основы ориентировали их относительно друг друга. На твердотельные модели накладывали граничные условия и прикладывали силы, действующие на абразивное зерно. Задание граничных условий состоит в лишении степеней свободы поверхности 1 и по поверхности 2 происходит жесткий контакт абразивного зерна и эластичной основы (рисунок 6).

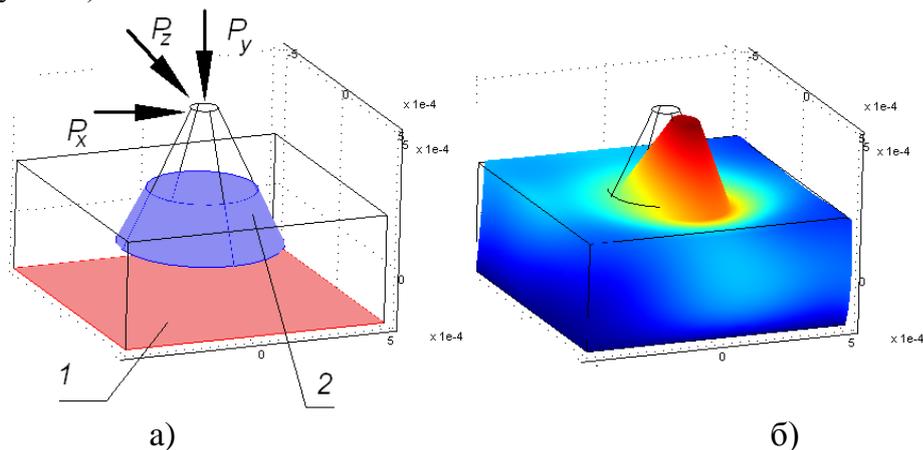


Рисунок 6 – Схема для расчета углов отклонения абразивного зерна β_x, β_z от вертикали и деформаций связки

Используя модель абразивной ленты, учитывающей хаотическое расположение абразивных зерен их форму и разновысотность, механические свойства основы; модель кинематического взаимодействия абразивной ленты с обрабатываемой заготовкой учитывающей упругих свойства инструмента и микрорельеф обрабатываемой поверхности удалось получить микропрофиль смоделированной поверхности поперек движения абразивных зерен (рисунок 7).

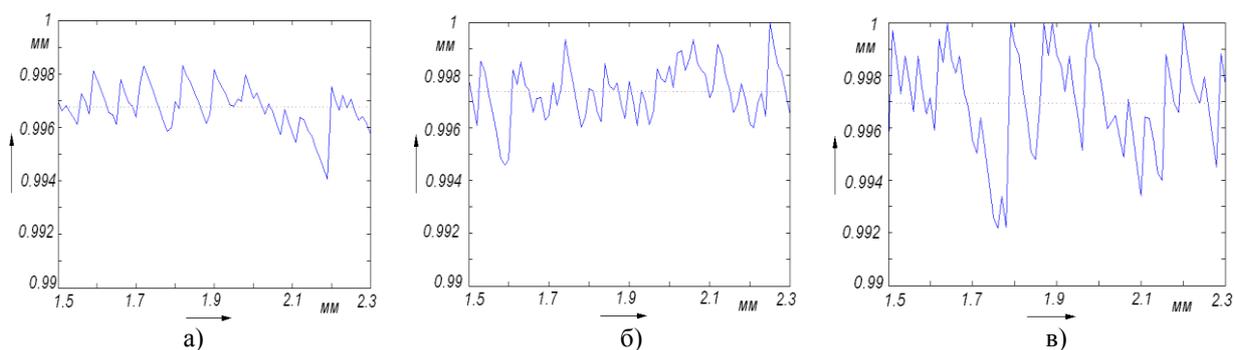


Рисунок 7– Профиль смоделированной поверхности для лент различной зернистости режимы шлифования $V_p = 5 \text{ м/с}$, $P = 120 \text{ Н}$, $h_c = 1 \text{ мм}$, размер зерна а) $Z_k = 52 \text{ мкм}$, б) $Z_k = 76 \text{ мкм}$, в) $Z_k = 125 \text{ мкм}$

Сопоставление расчетных значений с экспериментальными (рисунок 8 показало незначительное отличие в пределах 10 – 15 % .

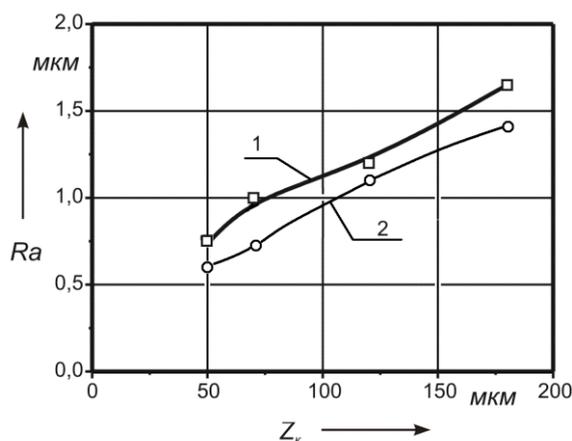


Рисунок 8 – Сравнение теоретических и экспериментальных данных

ВЫВОДЫ

Разработанная модель абразивной ленты позволила решить следующие задачи: учесть упругую деформацию основы абразивной ленты, истирание абразивного зерна из ленты, наличие механических колебаний абразивного зерна.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фельдман, Е.Ю. Бескопирное шлифование крупногабаритных фасонных деталей [Текст] / Е.Ю. Фельдман, Ф.С. Юнусов. – Казань: изд-во Казан. гос. техн. ун-та, 1999. – 155 с.
2. Юнусов, Ф.С. Бескопировальное шлифование крупногабаритных фасонных деталей [Текст] / Ф.С. Юнусов, Ю.А. Фельдман. – Казань: 1999. – 155 с.
3. Бабошкин, А.Ф. Теория и методы повышения шлифования абразивными лентами [Текст] / А.Ф. Бабошкин, // Автореферат диссертации на соискание научной степени доктора наук – Санкт-Петербург, 2005.
4. Коряжкин, А.А. Повышение точности ленточного шлифования широкохордных лопаток компрессора ГТД на станках с ЧПУ / А.А. Коряжкин, В.В. Михрютин // Справочник. Инженерный журнал. 2008. № 7. С. 7–11.
5. Белкин Е.А. Геометрическая модель плоского шлифования на основе модульного принципа [Текст] // Справочник. Инженерный журнал. №8. С.8-11.
6. Степанов, Ю.С. Численное моделирование реального микрорельефа поверхностного слоя деталей машин [Текст] / Ю.С. Степанов, Е.А. Белкин, Г.В. Барсуков, В.В. Николаев // Технология-2001: мат. Междунар. науч.- техн. конфер. – Орел: ОрелГТУ, 2001. – С. 5 – 12.
7. Степанов, Ю.С. Моделирование топографии микрорельефа в пространстве Римана при диагностике поверхностного слоя конструкционных материалов [Текст] / Ю.С. Степанов, Е.А. Белкин, Г.В. Барсуков // Контроль. Диагностика, 2001. – № 4. – С.12 – 16

Волков Дмитрий Иванович

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия им. П.А. Соловьева
 Доктор технических наук, профессор, зав.кафедрой
 152912, г. Рыбинск, Ярославская область ул. Рапова д.7, кв.8;
 тел: 220-871 – дом; 222-556 – раб.

Коряжкин Андрей Александрович

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия им. П.А. Соловьева
 Кандидат технических наук, доцент
 152903, г. Рыбинск, Ярославская область ул. Южная д.18, кв.115
 тел: 8-920-1000-407

А.А. КОШИН, А.В. СОПЕЛЬЦЕВ

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АБРАЗИВНОГО ЗЕРНА С ДЕФОРМИРУЕМЫМ МАТЕРИАЛОМ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

На основе метода конечных элементов произведено моделирование динамического контакта единичного абразивного зерна с деформируемым материалом. Получены данные по распределению напряжений, деформации и давления в образце, а также составляющие сил резания на единичном зерне.

Ключевые слова: моделирование, динамическое взаимодействие, шлифование, деформация, напряжение, составляющие силы резания.

Based on the finite element method simulation of dynamic contact produced a single abrasive grain with a deformable material. The data on the distribution of stress, strain and pressure in the sample, as well as the components of cutting forces on a single grain.

Key words: modeling, dynamic interaction, grinding, strain, stress, components of cutting forces.

Моделирование быстропротекающих процессов в виде физических моделей весьма трудоемкая задача. Кроме собственно физической модели процесса, необходим и целый комплекс измерительной аппаратуры, а также изготовление заготовок обрабатываемого материала и абразивных зерен-ударников.

Развитие аппаратных средств и программных комплексов позволяет перейти от физического моделирования к моделированию в САЕ-системах на производительных вычислительных комплексах, тем самым позволяя сократить объем конструкторских работ, изготовления и монтажа установки по физическому моделированию процессов, а также дает возможность создавать многопараметрические модели с широкими границами изменений параметров.

Для проверки адекватности полученной модели необходимо небольшое количество подтверждающих экспериментов, либо наличие ранее полученных данных.

Процесс шлифования относится к быстропротекающим процессам со скоростями взаимодействия порядка 50...80 м/с и скоростями деформирования $10^6 \dots 10^7 \text{ с}^{-1}$ и рассматривается как процесс множественного микрорезания зернами шлифовального круга, где каждое зерно является микрорезцом и производит процесс резания [1].

В силу указанных преимуществ моделирования процессов в САЕ-системах, целесообразно рассмотреть вопрос контактного взаимодействия абразивного шлифовального круга с обрабатываемой деталью.

Расчетная схема процесса представлена на рисунке 1.

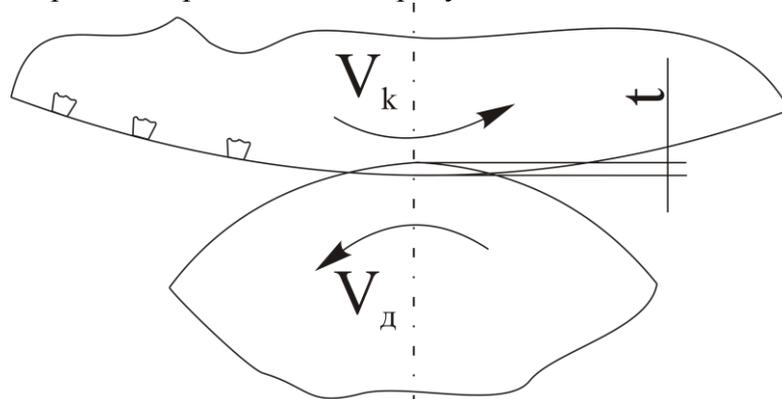


Рисунок 1 – Расчетная схема контакта шлифовального круга и детали
 t – глубина резания, V_d – скорость детали, V_k – скорость круга

Для реализации представленной расчетной схемы необходимо провести предварительный анализ возможности моделирования процесса; кроме этого, необходимо иметь физическую модель контактного взаимодействия для сравнения с расчетными данными.



Рисунок 2 – Фото образца после единичного реза абразивным зерном

На физическом уровне при врезании абразивного зерна в образец происходит деформация образца с образованием бороздки (канавки), а также формирование стружки. На рисунке 2 представлено фото после реза образца единичным зерном на скорости 35 м/с и глубиной проникновения 5 мкм.

Первоначальный анализ возможности моделирования контакта шлифовального круга и заготовки выявил следующие трудности и особенности задачи:

- весьма большое количество элементов взаимодействия;
- значительная разница между габаритными размерами взаимодействующих тел (шлифовальный круг диаметром 600 мм и заготовка диаметром 80 мм) и величины пере-

крытия этих тел в момент контакта ($\max = 0,1$ мм);

- контакт проходит по касательной к заготовке;
- высокая степень симметричности.

В связи с этим уже на первом этапе моделирования приняты следующие упрощения и допущения:

- вместо шлифовального круга рассматривать процесс динамического взаимодействия единичного зерна с заготовкой;
- вместо целой заготовки рассматривается только её усеченный сектор;
- заготовка неподвижна (использована плоскость рефлексии на плоскости противоположной плоскости контакта);
- абразивное зерно движется по прямой относительно к заготовке с проникновением на определенную величину;
- абразивное зерно – абсолютно жесткое тело с постоянной скоростью.

Также следует учитывать, что прочностные свойства материалов зависят от скорости взаимодействия контактирующих тел, температуры в зоне контакта и скорости деформаций [1], то есть модель материала является функционально зависимой.

Постановка задачи сводится к следующему:

Единичное зерно со скоростью 50 м/с по касательной врезается в закрепленный образец и деформирует его с образованием в теле образца так называемой риски или борозды (см. рисунок 2). Глубина резания составляет 0,1 мм (соответствует обдирочному шлифованию). Материал зерна – электрокорунд циркониевый, материал детали – сталь 45.

Целью моделирования является определение энергетических характеристик процесса и изменение объема образца, а также численное выражение силового и контактного взаимодействия абразивного зерна и детали, а именно силы резания, возникающие на зерне, и деформации в детали.

На первом этапе создается собственно геометрия взаимодействующих элементов. Для этого может использоваться любая САД-система, которая имеет возможность сохранения информации в переходных форматах данных, воспринимаемых САЕ-системой.

Затем полученная геометрия передается в САЕ-систему, где задаются все начальные условия задачи, формируется сетка конечных элементов и т.д. В качестве САЕ-системы используется препроцессор программного комплекса ANSYS [2].

Математическая постановка данной задачи основана на следующих методах и входных параметрах:

Для описания движения деформируемой сплошной среды применяется подход Лангранжа.

В него входят:

– уравнение сохранения массы:

$$\dot{\rho} + \rho \operatorname{div}(v) = 0, \quad (1)$$

где ρ – плотность;

v – скорость;

– уравнение сохранения количества движения:

$$\dot{\rho} \ddot{x} = \rho g + \operatorname{div}(\sigma), \quad (2)$$

где \ddot{x} – ускорение;

σ – тензор напряжений Коши;

g – ускорение свободного падения;

– уравнение сохранения энергии:

$$\dot{\rho} \dot{e} = \sigma : D + \rho \cdot r - \nabla \cdot q, \quad (3)$$

где \dot{e} – скорость изменения внутренней энергии;

D – тензор деформации скорости;

r – интенсивность объемного теплового источника;

q – тепловой поток;

∇ – оператор Гамильтона;

« \cdot » – скалярное произведение;

« $:$ » – двойное скалярное произведение.

Далее описываются собственно входные параметры задачи:

1. Геометрия

В качестве образца принят усеченный сектор, в качестве зерна используется усеченный, полый конус. Применение полого конуса значительно уменьшает объем модели зерна, тем самым уменьшая количество элементов и узлов в сетке конечных элементов, что в итоге снижает ресурсоемкость задачи и время счета.

2. Разбиение на конечные элементы.

Используется 2 типа конечных элементов: для образца это 8-ми узловые объемные элементы кубического типа, для зерна это 10-ти узловые объемные элементы тетраэдры.

Модели материалов: для образца это Plastic_Kinematic с кинематическим упрочнением, материал Сталь 45; для зерна это модель материала Rigid, с прочностными характеристиками электрокорунда циркониевого.

3. Граничные условия

Образец имеет плоскость рефлексии на поверхности противоположной контактной, это позволяет минимизировать объем модели и при этом сохранить достоверность результатов. Также образец-цель имеет плоскость симметрии в направлении движения ударника. Ее применение позволило сократить расчетный объем образца в 2 раза.

Зерно имеет свободной только одну степень свободы – это способность перемещаться вдоль заданного направления движения.

4. Движение

Образец неподвижен, зерно движется с постоянной скоростью.

5. Контакт

Используется контакт типа Eroding (ESS), то есть контакт с разрушением одного из контактирующих тел и с заданием коэффициента трения сталь-электрокорунд, а также с учетом плоскости симметрии на образце.

В качестве условия разрушения принято достижением элементом предельной деформации с последующим удалением элемента.

На рисунке 3 представлена сетка конечных элементов, наложенная на геометрию, полученную в CAD системе. Для данной модели конечно элементная сетка составляет около 40000 элементов и 48000 узлов соответственно.

После задания всех входных параметров задачи в предпроцессоре программного комплекса ANSYS формируется исходный файл для расчета в программном комплексе LS-DYNA [3].

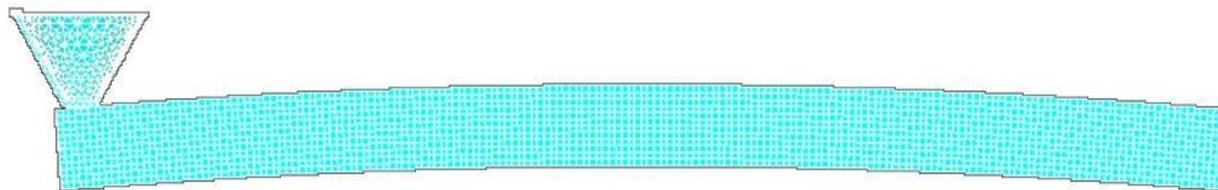


Рисунок 3 – Сетка конечных элементов по осевому сечению модели

По результатам расчета определяются деформации и перемещения по всему объему образца, а также распределение напряжений и упругих волн. Кроме этого определяются энергетические характеристики процесса. Результаты расчета приведены на рисунках 4, 5, 6.

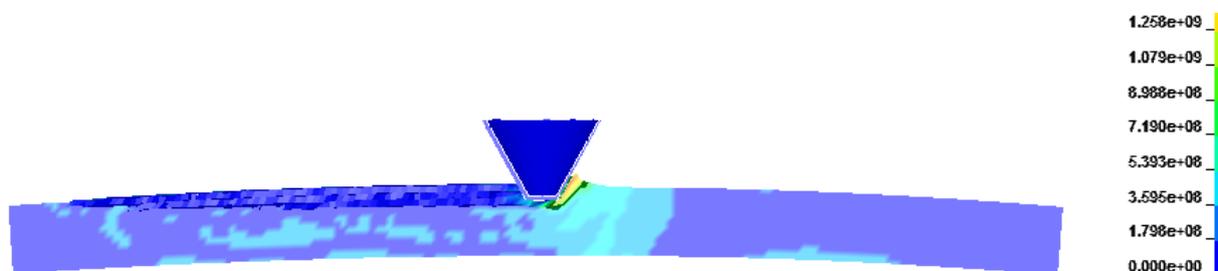


Рисунок 4 – Распределение напряжений в образце по осевому сечению

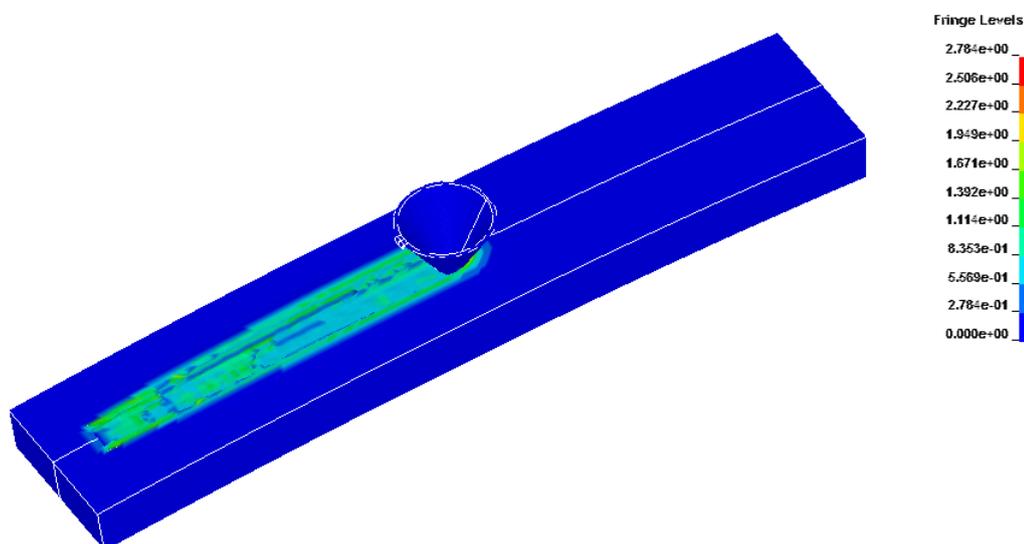


Рисунок 5 – Деформации в образце

Как видно из рисунка 5, очаг деформаций в образце идентичен деформированному физическому образцу, представленному на рисунке 2, что подтверждает адекватность представленной модели, а также правильность выбранных моделей материала и критерия разрушения.

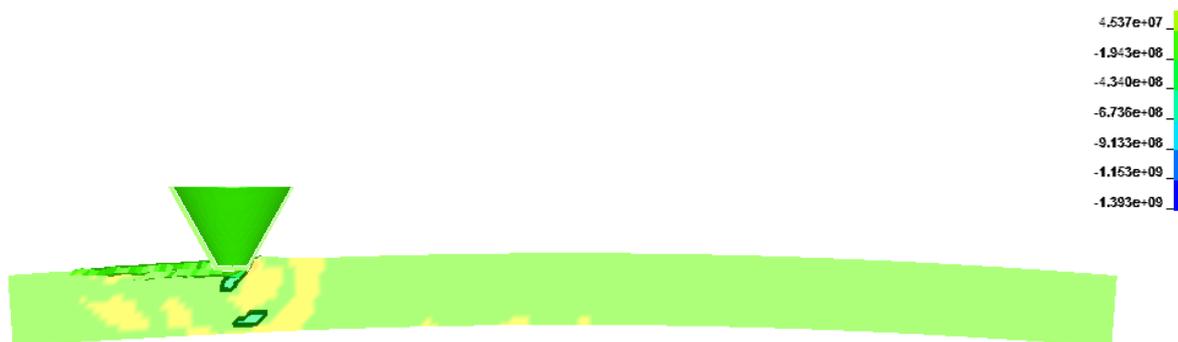
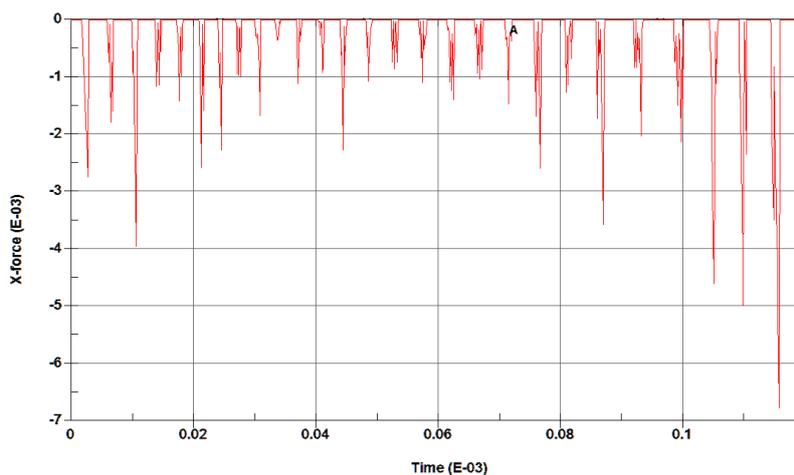
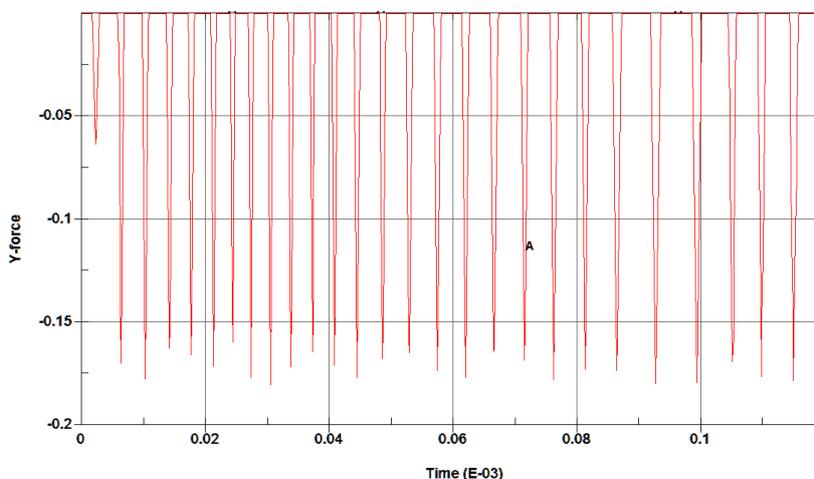


Рисунок 6 – Распределение давления в образце по осевому сечению

После проведения первичных расчетов и анализа результатов для деформированного образца, проведены расчеты для определения составляющих сил, действующих на единичное зерно при контактном взаимодействии с обрабатываемым материалом. Для этого геометрия модели была дополнена упорным элементом, а у единичного зерна добавлена степень свободы в радиальном направлении относительно оси движения единичного зерна. Упорный элемент движется синхронно с зерном и связан с ним через стержневой элемент. Полученная модель процесса позволила по результатам расчета получать данные о составляющих силах резания действующих на зерно со стороны обрабатываемого материала, т. е. заготовки. Результаты расчета составляющих сил резания представлены на рисунке 7.



а



б

Рисунок 7 – Составляющие силы резания на единичном зерне
а – X-составляющая; б – Y-составляющая

Как видно из рисунка 7 на зерно действуют силы сжатия (X и Y- составляющие отрицательны), кроме того, вследствие того, что расчет велся для половины зерна и детали значения, полученных, составляющих сил резания необходимо увеличить в 2 раза.

В результате проделанной работы создана модель процесса динамического контактного взаимодействия единичного абразивного зерна с обрабатываемым материалом. Получены данные по распределению деформаций в заготовке, которые идентичны деформациям в физическом образце, представленном на рисунке 2. Получены данные по распределению полей напряжений и давлений в образце, а также значения составляющих сил резания на единичном зерне.

В настоящее время проходит процесс проверки адекватности модели и возможности применения результатов расчетов в дальнейшей деятельности. Кроме этого, рассматриваются вопросы изменения критерия разрушения материала деформируемого тела и изменения расчетных схем нагружения.

Следует отметить, что полученная модель, работающая на основе метода конечных элементов, является универсальной по отношению к материалам, контакт которых моделируется. То есть, зная прочностные характеристики интересующего нас обрабатываемого материала и материала единичного зерна соответственно, можно легко рассчитать напряжения и деформации в образце и составляющие силы резания на единичном зерне.

В условиях быстрого развития и совершенствования технологий изготовления и обработки различных материалов применение подобных моделей значительно сокращает время проведения исследований прочностных свойств материалов и соответственно их внедрение, и применение на производствах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Корчак, С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
2. ANSYS для конструкторов. – М.: ДМК Пресс, 2009. – 248 с., ил.
3. LS-DYNA. Key word user's manual. – Livermore software Technology Corporation, 2001. – 853 с.

Кошин Анатолий Александрович

Южно-Уральский государственный Университет, г. Челябинск
Доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»
г. Челябинск, ул. Красная 42, 8
Тел.: (351) 2332735
E-mail: Kaa@susu.ac.ru

Сопельцев Алексей Васильевич

Южно-Уральский государственный Университет, г. Челябинск
Аспирант кафедры «Технология машиностроения»
г. Челябинск, пр. Ленина 38, 292
Тел.: 89127979707
E-mail: sopeltsev@yandex.ru, magistr77771@yandex.ru

УДК 621.75

И.В. ГОВОРОВ, Е.А. ПОЛЬСКИЙ, Д.М. ФИЛЬКИН

МОДЕЛЬ ОДНОСТУПЕНЧАТОГО УПРАВЛЕНИЯ ТОЧНОСТЬЮ МАШИН НА ОСНОВЕ РАЗМЕРНОГО АНАЛИЗА ЕЕ КОНСТРУКЦИИ

Размерный анализ позволяет рассчитывать и изучать размерные связи в конструкциях машин. Перспективным является разработка методик одноступенчатого обеспечения требуемой точности замыкающего звена с учетом изменения величины размеров в процессе эксплуатации машины и особенностей формирования размера на этапах технологического процесса изготовления, а также определение оптимальной долговечности работы отдельных деталей.

Ключевые слова: *точность, размерный анализ, управление, долговечность, погрешности обработки, погрешности эксплуатации.*

The dimensional analysis allows to count and study dimensional communications in designs of cars. Working out of techniques of one-stage maintenance of demanded accuracy of a closing link taking into account change of size of the sizes while in service the car and features of formation of the size at stages of technological process of manufacturing, and also definition of optimum durability of work of separate details is perspective.

Key words: *accuracy, the dimensional analysis, management, durability, errors of processing, an operation error.*

Размерный анализ является важным этапом в процессе подготовки производства к выпуску новой продукции. Он позволяет обеспечить требуемую точность функциональных параметров изделий. При этом размерный анализ является связующим звеном между конструкторской и технологической подготовкой производства. При проектировании устанавливаются и закладываются в конструкцию узлов машин взаимосвязи между параметрами качества изделия с одной стороны и эксплуатационными характеристиками самой конструкции с другой. Задачей технолога является реализация разработанных требований конструктора при изготовлении и сборке машины с учетом критерия минимальной себестоимости.

В настоящее время последовательность проведения размерного анализа осуществляется в два этапа [2, 3, 8]. На первом этапе конструктор определяет основные габаритные и номинальные размеры элементарных соединений с учетом обеспечения требований по прочности, жесткости и надежности; при разработке рабочего проекта устанавливает значение требуемой точности (кавалитет) и величину посадок (поля допусков с верхними и нижними отклонениями) на функциональные размеры (определяющие работоспособность узла и обеспечивающие требуемую точность замыкающего звена); формируя чертежи деталей сборки, задает вспомогательные размеры для определения размерных характеристик всех конструктивных элементов детали с установлением их точностных характеристик и с уточнением параметров соединений (значения верхнего и нижнего отклонений) на основе расчета сборочных размерных цепей. На этом же этапе определяют метод обеспечения точности замыкающего звена. На втором этапе для выбранной последовательности переходов в операциях и установленной последовательности смены технологических баз технолог проводит размерно-точностной анализ с целью определения (подтверждения достижения точности) межоперационных размеров, припусков и размеров заготовки. Для проверки достижимой точности также выполняется расчет суммарной погрешности обработки.

Таким образом, можно выделить следующие типы размеров:

- конструкторские размеры, обеспечивающие точность функциональных параметров изделия;
- технологические размеры, обеспечивающие необходимую точность конструкторских размеров при изготовлении деталей изделия.

В настоящее время происходит постоянное повышение требований к качеству проектирования при одновременной необходимости ускорения темпов выполнения этих работ. В результате появляется необходимость параллельной разработки конструкторской и техноло-

гической документации, проведения других мероприятий конструкторско-технологической подготовки производства. Жесткое планирование выполнения проектных работ приводит к еще более тесному взаимодействию конструкторов и технологов, созданию единых конструкторско-технологических отделов. Все это создает предпосылки к реализации принципа одноступенчатого проектирования – технологическое обеспечение требуемых параметров долговечности изделия при проектировании конструкции и разработке чертежей деталей на основе анализа размерных связей, включающего расчет технологически обоснованных значений конструкторских размеров с учетом их изменения в процессе эксплуатации для повышения надежности функциональных показателей машин.

Принцип одноступенчатого проектирования для обеспечения точности конструкций предполагает управление точностью непосредственно элементами разрабатываемых технологических процессов изготовления и сборки, а также при разработке эксплуатационной документации. Это особенно актуально при проектировании машин в мелкосерийном и единичном производстве, так как в этом случае обычно не разрабатывается весь комплекс документации, предусмотренный ЕСКД, а сама разработка проектов (несложных) осуществляется силами одного-двух инженеров.

На рисунке 1 приведен пример размерной цепи, формирующей осевой зазор, необходимый для нормального вращения зубчатого колеса.

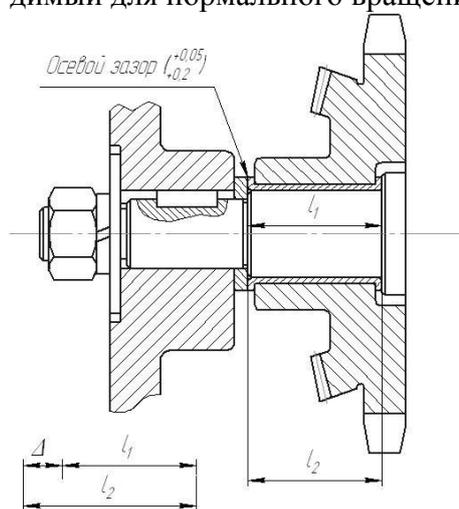


Рисунок 1 – Конструкторская размерная цепь, формирующая точность функционального размера

При эксплуатации размерные связи не остаются постоянными [3, 4]. На машину будут воздействовать внешние и внутренние факторы, которые приводят к потере точности. Такие воздействия необходимо учитывать для комплексного обеспечения точности, поэтому для расчетных размерных цепей необходимо выделить еще одну группу размеров – эксплуатационные размеры. Они описывают дополнительные размерные связи, возникающие при эксплуатации изделия. Включение эксплуатационных размеров в конструкторские размерные цепи, позволяет обеспечивать требуемую точность функциональных параметров в течение заданной долговечности изделия.

На рисунке 2 изображены несколько дополнительных эксплуатационных звеньев. Так в процессе сборки при затяжке фиксирующей гайки возникают усилия, приводящие к определенной величине контактных деформаций. Также в процессе эксплуатации имеет место изнашивание торцов блока-шестерни и оси (незначительные с левой стороны и более существенные справа).

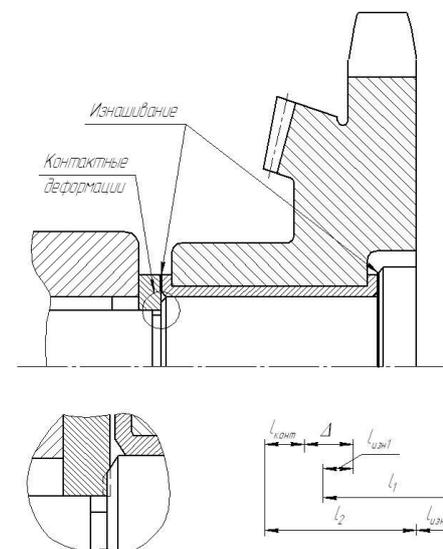


Рисунок 2 – Конструкторская размерная цепь, с включенными в нее эксплуатационными звеньями

Каждый составляющий конструкторский размер, формируется в процессе изготовления деталей: либо непосредственно при получении заготовки, либо при ее последующей обработке (чаще всего механической со снятием припусков). Для этого детали определенным образом ориентируются относительно инструмента или неподвижных частей оборудования (базируются). При этом точность конструкторского размера обеспечивается различными методами: совмещением баз, единства баз или последовательной схемы баз [1, 9].

На рисунке 3 показана обработка торцевых поверхностей блока-шестерни. Конструкторский размер в соответствии с принятым технологическим процессом обработки формируется тремя операционными размерами ($S_{1-1}, S_{1-2}, S_{1-0}$).

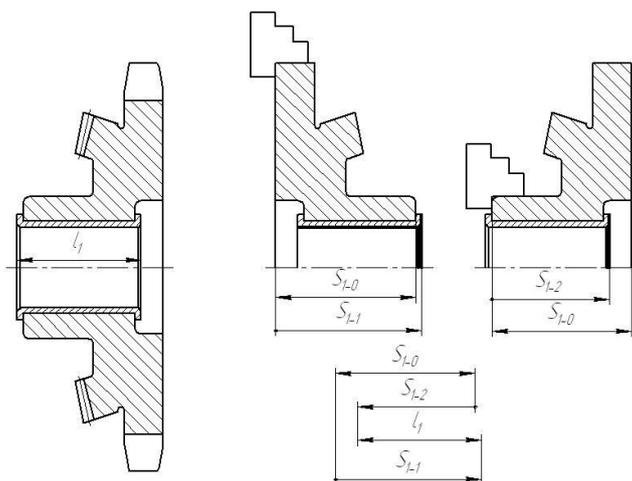


Рисунок 3 – Технологическая размерная цепь

Эти три типа размеров можно дополнить. При проектировании технологического процесса определяются параметры операционных размеров, припусков, а также, при необходимости, размеры заготовки. Точность выполнения операционных размеров связана с наличием элементарных погрешностей обработки. Эти составляющие точности можно выделить в третью группу размеров и на их базе построить еще одну схему расчета. Так на рисунке 4 представлена размерная цепь формирования операционного размера S_{2-1} .

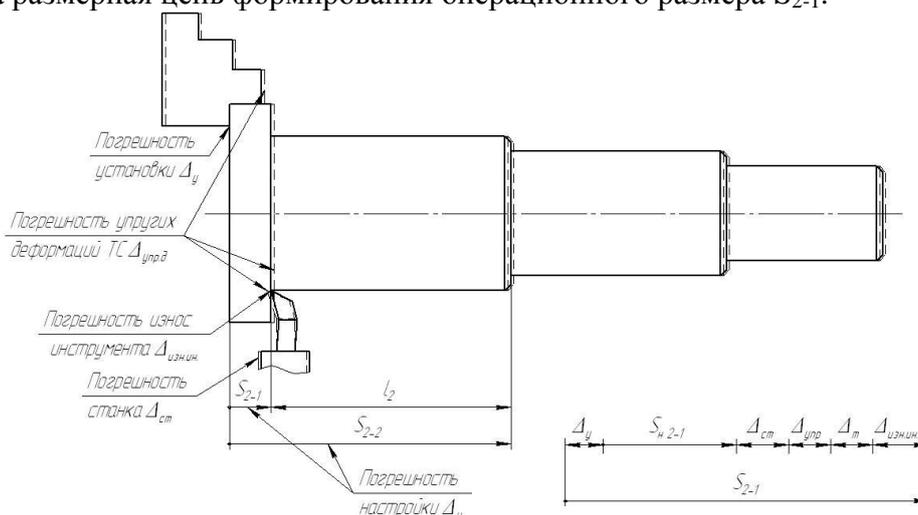


Рисунок 4 – Линейная размерная цепь формирования операционного размера

На этом рисунке представлена простейшая линейная размерная цепь. Это означает, что величины всех элементарных погрешностей обработки рассматриваются в направлении выдерживаемого размера.

В общем случае суммарная погрешность Δ_{Σ} состоит из некоторой совокупности элементарных составляющих погрешностей [5, 6].

$$\Delta_{\Sigma} = \Delta_{сист} + \Delta_{сл},$$

где $\Delta_{сист}$ – систематические погрешности в процессе обработки,

$\Delta_{сл}$ – случайные погрешности в процессе обработки.

$$\Delta_{сист} = \Delta_y + \omega.$$

Здесь Δ_y – погрешность установки, ω – технологическая погрешность обработки.

$$\Delta_y = \Delta_{\sigma} + \Delta_{зо} + \Delta_{зи} + \Delta_u + \Delta_{yc} + \Delta_c,$$

Технологическая погрешность обработки включают в себя следующие составляющие:

$$\omega = \Delta_{ст} + \Delta_{упр.д} + \Delta_{инстр} + \Delta_m,$$

где $\Delta_{ст}$ – погрешность станка, на котором выполняется обработка,

$\Delta_{упр.д}$ – погрешность, возникающая вследствие упругих деформаций в технологической системе,

$\Delta_{инстр}$ – погрешность, вносимая режущим инструментом,

Δ_m – температурная погрешность.

В свою очередь погрешность инструмента имеет вид:

$$\Delta_{инстр} = \Delta_{изг.ин} + \Delta_{изн.ин} + \Delta_n,$$

где $\Delta_{изг.ин}$ – погрешность изготовления инструмента;

$\Delta_{изн.ин}$ – погрешность вследствие изнашивания инструмента;

Δ_n – погрешность установки или настройки инструмента на заданный размер.

Учитывая такую схему формирования суммарной погрешности обработки, составляющую допуск (точность) операционного размера, можно выделить размерную цепь для каждого операционного размера. В нее входят настроечный размер S_n (с допуском равным погрешности настройки), а также остальные элементарные погрешности, которые необходимо учитывать в рассматриваемой технологической системе. Постоянная систематическая погрешность имеет номинал равный ее величине, рассчитанной по соответствующей зависимости. При этом допуск равен погрешности использованной расчетной схемы. Для остальных элементарных погрешностей удобно номинальный размер задавать равным нулю, а в качестве допуска – величину погрешности расчета. Это позволяет вводить коррекцию постоянных систематических погрешностей в операционный настроечный размер.

Зависимости для определения элементарных погрешностей технологической системы можно найти в соответствующей литературе [4, 5, 7].

Для более точного определения достигаемой точности обработки необходимо составлять пространственные размерные цепи, включающие в себя необходимые элементы технологической системы [1].

В общем случае, в размерном анализе участвуют размеры, которые определяют положение одних деталей относительно других или относительное положение различных поверхностей детали друг относительно друга (рис. 5).

$$A = \sum S, \quad A_{изг} = \sum S + \sum \Delta_{изг}, \quad A_{факт} = \sum S + \sum \Delta_{изг} + \sum I_{экс},$$

где A , $A_{изг}$, $A_{факт}$ – конструкторские размеры;

$\sum S$ – система идеальных технологических размеров, определяемая схемами базирования на технологических операциях в процессе изготовления детали;

$\sum \Delta_{изг}$ – элементарные погрешности изготовления;

$\sum I_{экс}$ – погрешности, появляющиеся при эксплуатации машины.

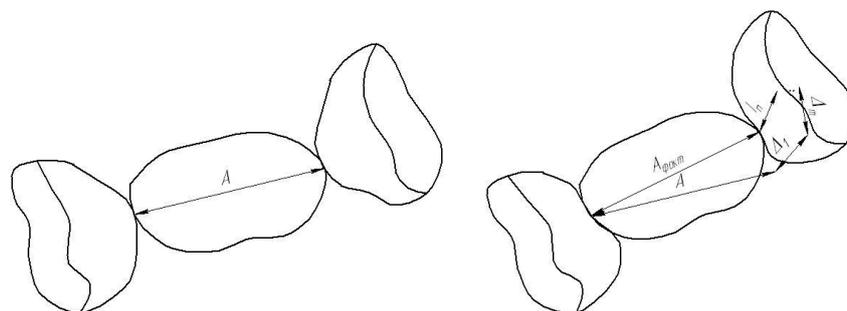


Рисунок 5 – Формирование реальных размеров деталей машин

Можно проследить связь описанных выше типов размеров и построить общую расчетную схему. В результате появляется возможность одноступенчатого выполнения размерного анализа, обеспечивающего требуемую точность всех функциональных размеров в течение заданного срока эксплуатации изделия.

$$T_{\Delta} = \sum_i^n c_i T_{Si} + \sum_j^m c_j T_{изг_j} + \sum_k^l c_k k_{внут_k} k_{внеш_k} k_{Тэкс_k} + \sum_p^q c_p k_{внут_p} k_{внеш_p} k_{\delta_p} k_{Тэкс_p},$$

где c – коэффициенты передаточного отношения;

$T_s, T_{изз}$ – допуски конструкторских размеров и элементарных погрешностей обработки;

$k_{внут}, k_{внеш}, k_{д}, k_{ТЭК}$ – коэффициенты, формирующие допуски эксплуатационных размеров, соответственно для внутренних и внешних факторов, долговечности, точности расчетной схемы, используемой для определения параметров эксплуатационных свойств.

При определении допусков следует использовать метод экономически обоснованных допусков, суть которого сводится к обеспечению минимальной себестоимости изготовления всего комплекта составляющих размеров.

Для определения оптимальной долговечности деталей машин также должна учитываться их себестоимость:

$$y_i = \frac{C_i}{T_m} k_{Vi},$$

где C_i – совокупность затрат на i -ю деталь (узел) машины за ее срок службы T_m ;

k_{Vi} – коэффициент учитывающий возможное изменение интенсивности использования машины.

Задача оптимизации долговечности машин сводится к обеспечению минимальных затрат на каждый i -й элемент за период времени, равный установленному сроку службы машины:

$$y_i = f(C_i) \rightarrow \min$$

при наличии ограничений

$$R_i \in \{M_{ij}; P_{ij}; T_{ij}; K_{ij}\}, j = 1..n \quad \text{и} \quad y_i < C_{уцх}$$

где R_i – необходимое ресурсное обеспечение жизненного цикла i -го элемента машины;

$M_{ij}, P_{ij}, T_{ij}, K_{ij}$ – материалы, технологическое оборудование, технологическая оснастка и персонал требуемой профессии и квалификации, необходимые для реализации j -го варианта конструкторско-технологического решения i -го элемента машины, соответственно.

Составляющие C_i, k_{Vi} и T_m связаны между собой неоднозначной зависимостью, вид которой определяется соотношением срока службы машины T_m и долговечностью T_p рассматриваемой i -й детали ($T_p \approx T_m, T_p < T_m$ или $T_p > T_m$).

Проведение традиционного размерного анализа позволяет добиться требуемой точности замыкающего звена при выполнении размеров деталей. Однако, без учета эксплуатационных процессов, нельзя обеспечить точность изделия в течение заданной долговечности, поэтому важным, при проведении размерного анализа конструкции машины, представляется учет износа и деформаций (контактных, тепловых, статических) составляющих звеньев и влияния этих и других эксплуатационных характеристик на точность исходного (замыкающего) звена.

Предложенная модель обладает рядом преимуществ по сравнению с традиционным выполнением размерного анализа в два этапа. В модели одноступенчатого размерного анализа обеспечение заданной точности осуществляется комплексным расчетом размерных связей с учетом обеспечения требуемой работоспособности узла (точность замыкающего звена сборочной размерной цепи), его долговечности, а также учетом проектируемой технологии изготовления и сборки (выбор технологических баз и расчет точности межоперационных размеров, учет погрешностей обработки). При этом расчет точности функциональных размеров отдельных конструктивных элементов деталей проводится с анализом отклонений формы и расположения контактирующих поверхностей, изменения размеров при эксплуатации (износ, контактные деформации и др.), а проектирование операционных размеров увязывается с типом применяемого оборудования (универсальное, копировальное, с ЧПУ и др.). Непосредственно управление точностью изделия осуществляется на основе конструктивных решений (выбор особенностей конструкции, точности замыкающего звена), подбора материалов деталей с соответствующими эксплуатационными характеристиками, выбора методов и условий обработки деталей изделия (тип и точность станков, применяемые приспособления, инструмент, последовательность выполнения операций, типы баз и др.), принятие решений по осо-

бенностям технического обслуживания (например, выбор типа смазки), долговечности отдельных деталей и др. Все это повышает качество проектирования машины и прежде всего надежность обеспечения их требуемой точности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Базров, Б.М. Расчет точности машин на ЭВМ/ Б.М. Базров. – М.: Машиностроение, 1984. – 256с.
2. Бондаренко, С.Г. Размерный анализ конструкций: справочник/ С.Г. Бондаренко, О.Н. Чередников, В.П. Губий, Т.М. Игнатцев, – Киев : Техника, 1989. – 150 с.
3. Дунаев, П.Ф. Расчет допусков размеров/ П.Ф. Дунаев, О.П. Леликов. – М. : Машиностроение, 2001. 304 с.
4. Качество машин: справочник: в 2 т./ А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич [и др.]. – М. : Машиностроение, 1995. – Т. 1. – 256 с.
5. Маталин, А.А. Технология машиностроения: учеб. для вузов/ А.А. Маталин. – Л.: Машиностроения, 1985. – 511с.
6. Суслов, А.Г. Научные основы технологии машиностроения: науч. моногр./ А.Г. Суслов, А.М. Дальский. – М. : Машиностроение, 2002. – 684 с.
7. Филонов, И.П. Проектирование технологических процессов в машиностроении: учеб. пособие для вузов/ И.П. Филонов, Г.Я. Беляев, Л.М. Кожуро [и др.]; Под общ. ред. И.П. Филонова. – Минск: УП «Технопринт», 2003. – 910с.
8. Шамин, В.Ю. Теория и практика решения конструкторских и технологических размерных цепей: учеб. пособие./ В.Ю. Шамин. – Челябинск: Изд-во ЮУГГУ, 1999. – 429 с.
9. Huang, M.F. Dimensional and geometrical tolerance balancing in concurrent design/ M.F. Huang, Y. Zhong// Int J Adv Manuf Technol. – 2008. – N35. – С. 723–735.

Польский Евгений Александрович

Брянский государственный технический университет, г. Брянск
Кандидат технических наук, докторант, доцент кафедры «Технология машиностроения»
Тел. 8-909-243-65-95
E-mail: polski.eugene@hotmail.com

Филькин Дмитрий Михайлович

Брянский государственный технический университет, г. Брянск
Аспирант, ассистент кафедры «Технология машиностроения»
Тел. 8-919-194-40-81
E-mail: filkin_dm@mail.ru

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТЫ, МАТЕРИАЛЫ

УДК 621.822.5+621.822.6

С.А. ГЕРАСИМОВ

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ОПОРНЫХ УЗЛОВ НАСОСОВ ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ УПРУГОДЕМПФЕРНЫХ СОВМЕЩЕННЫХ ОСЕВЫХ ПОДШИПНИКОВ

В статье рассматривается один из возможных вариантов повышения долговечности опорных узлов конденсатного центробежного секционного насоса марки 2ЭЦВ за счет применения упругодемпферной упорной совмещенной опоры.

Ключевые слова: ротор, упругодемпферная совмещенная осевая опора, упорный многоклиновый подшипник скольжения, упорный подшипник качения.

The article discusses one possible approach to increase the durability of support sites condensate centrifugal pump brands 2ETSV sectioned by using a axial combined stiffness-damping support.

Key words: rotor, axial combined stiffness-damping support, polyshoes thrust plane bearing, thrust rolling bearing.

Надежность и долговечность роторных машин в значительной мере определяется работоспособностью их опорных узлов. Основным фактором, ограничивающим ресурс рассматриваемого насоса, является возможность возникновения технологических и эксплуатационных перекосов ротора, что приводит к возрастанию осевых усилий, действующих на радиально-упорный подшипник качения, и как следствие снижению надежности и долговечности насоса. В некоторых быстропереходных режимах работы ротора насоса, а также при работе в зоне повышенной сейсмичности скачки нагрузки могут следовать друг за другом в течение очень короткого времени, тем самым вызывая циклическое нагружение подшипникового узла. В настоящее время одним из путей совершенствования опорных узлов агрегатов энергетического и транспортного машиностроения является совмещение подшипников качения и скольжения в единый узел, а также введение в конструкцию упругодемпферного элемента, что является эффективным путем повышения надежности и долговечности опоры и агрегата в целом.

Рассмотрим один из возможных вариантов применения совмещенных опор на примере конденсатного центробежного секционного вертикального насоса марки 2ЭЦВ (рисунок 1 [6]). Насосы данного типа применяются для перекачки маловязких жидкостей, а также в водоснабжении, как для основных или вспомогательных насосных станций, так для усилительных станций к повышению давления в водонапорной сети, в промышленности, энергетике и сельском хозяйстве для снабжения разных объектов питьевой и производственной водой. Насосы сконструированы как центробежные с радиальными рабочими колесами, состоят из вертикального ротора и статора с подшипниками и механическим сальником. Радиальные нагрузки ротора воспринимают подшипник скольжения 5, смазываемый качаемой жидкостью. Компенсация осевой гидравлической силы осуществляется посредством выравнивающих отверстий, выполненных на рабочих колесах, снабженных двухсторонними уплотнительными кольцами. Осевые нагрузки от веса ротора воспринимает радиально-упорный подшипник 4, выполненный в виде профильного подпятника многоклиновой формы.

Принцип действия данной опоры [1] заключается в следующем: в состоянии покоя или в моменты пуска и останова, когда скорость вращения вала незначительна или равна нулю, осевую нагрузку воспринимает подшипник качения, при этом гидродинамический подшипник скольжения имеет конструктивный гарантированный осевой зазор, обеспеченный

при сборки, что исключает износ его упорных поверхностей. С увеличением скорости, в результате возникновения гидродинамической реакции в зазоре подшипника скольжения и возрастания его несущей способности, внешняя нагрузка передается на корпус через тела качения и смазочный слой подшипника скольжения, что обеспечивает более легкие условия работы подшипника качения по сравнению с его одиночной постановкой.

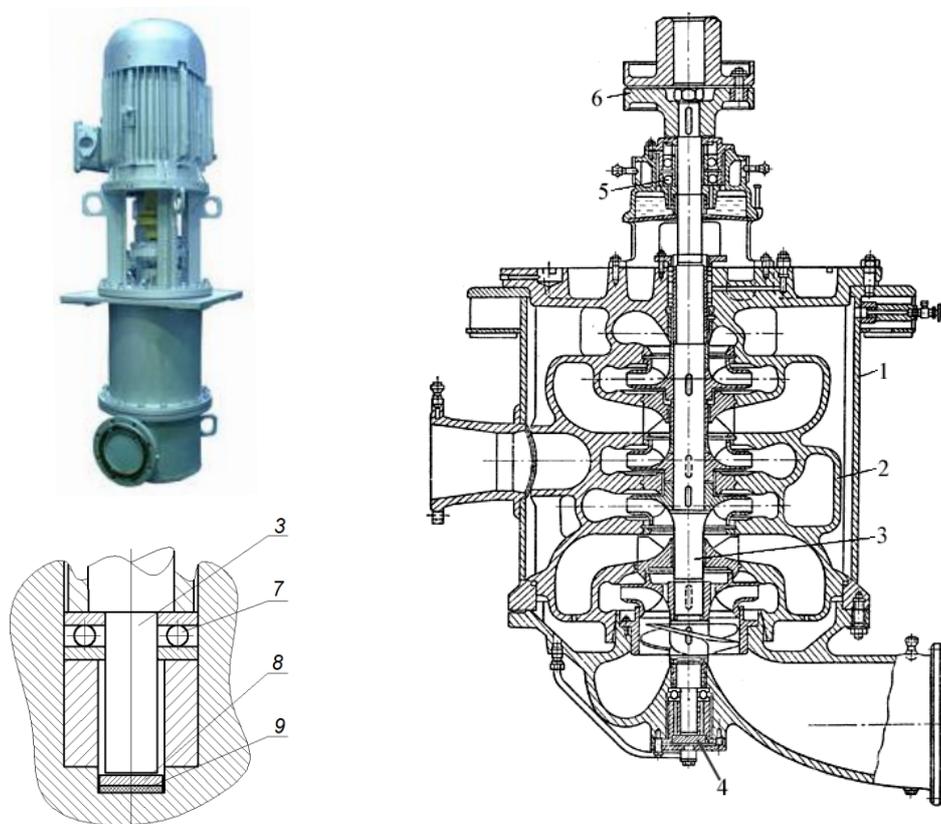


Рисунок 1 – Центробежный радиальный секционный вертикальный насос
 1 – корпус всасывания; 2 – корпус нагнетания; 3 – вал;
 4 – упорный подшипниковый узел; 5 – радиальный подшипниковый узел;
 6 – муфта; 7 – упорный подшипник качения; 8 – упорный подшипник скольжения;
 9 – упругодемпферный элемент

Ресурс совмещенной опоры будет определяться работоспособностью подшипника качения, так как данная характеристика подшипника скольжения в условиях отсутствия износа упорных поверхностей стремится к бесконечности.

Определение ресурса упорного подшипника качения основывается на стандартной инженерной методике, разработанной и применяемой на ведущих организациях подшипниковой промышленности (ВНИПП, SKF, FAG и др.)

$$L_h = \frac{10^6}{60n} \left(\frac{C_d}{P} \right)^p, \quad (1)$$

где показатель степени $p = 3$ для шариковых подшипников, $p = 10/3$ – для роликовых;

C_d – динамическая грузоподъемность подшипника качения, Н;

P – динамическая эквивалентная нагрузка на подшипник, Н.

$$P = F_a K_T K_B, \quad (2)$$

F_a – действующая осевая сила, Н;

K_T, K_B – температурный коэффициент и коэффициент безопасности соответственно.

Очевидно, что действующая осевая сила на подшипник качения при постановке в совмещенную опору будет меньше на величину гидродинамической реакции подшипника скольжения.

В качестве базовых, для представленной совмещенной опоры, были выбраны многоклиновый гидродинамический подшипник скольжения 3 и упорный шариковый подшипник качения 4 (рисунок 2,а). Задача по нахождению зависимостей реакций подшипника качения и скольжения, составляющих упорную совмещенную опору, относительно внешней нагрузки, математически выражается в многоитеррационности процесса определения реакций подшипников в стационарной постановке задачи, когда $\omega = const$. Условием выхода из заданного цикла итераций является соответствие рассчитанных сил в совмещенной опоре, внешней силе – $F_{ПК} + R_{ПС} = P_a$ [2, 3, 4].

На рисунке 2,б представлена блок-схема алгоритмической модели определения нагрузок в элементах упорных совмещенных опор.

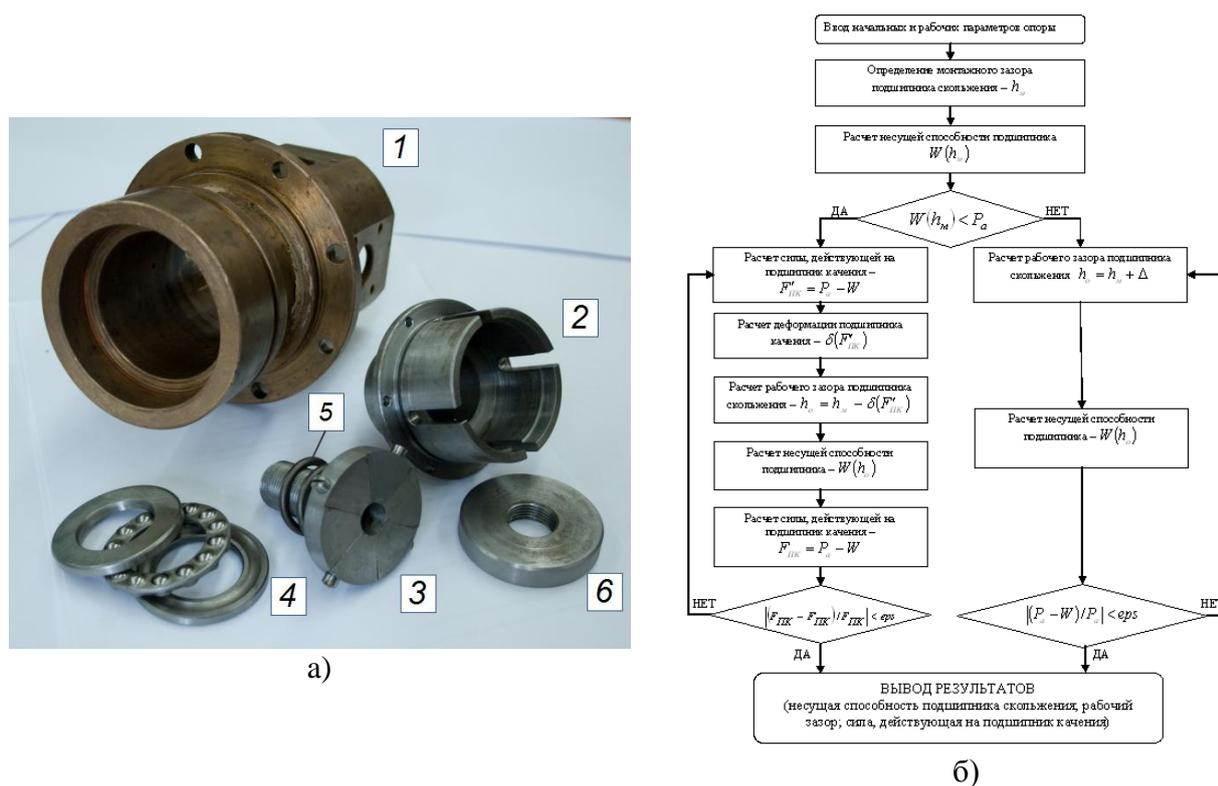


Рисунок 2 – К расчету несущей способности
 а) базовые элементы конструкции; б) блок-схема расчета совмещенной опоры

Представленный алгоритм был реализован в программной среде Matlab. На рисунке 3 отображены результаты расчетов распределения нагрузок в совмещенных гидродинамических опорах скольжения.

На рисунке 3 представлена диаграмма распределения нагрузки между элементами совмещенной опоры в зависимости от рабочей скорости вала и геометрических параметров подшипника скольжения. Из диаграммы видно, что, варьируя рабочими параметрами подшипниками скольжения, можно обеспечить необходимый режим работы подшипника качения. Так при угловой скорости вращения вала 350 рад/с и постоянно действующей осевой нагрузки для значений безразмерного осевого зазора подшипника скольжения $\bar{h} = 1.0 \cdot 10^{-3}$ и $\bar{h} = 0.8 \cdot 10^{-3}$, сила, воспринимаемая подшипником качения, будет составлять 25% и 0% от действующей осевой силы соответственно.

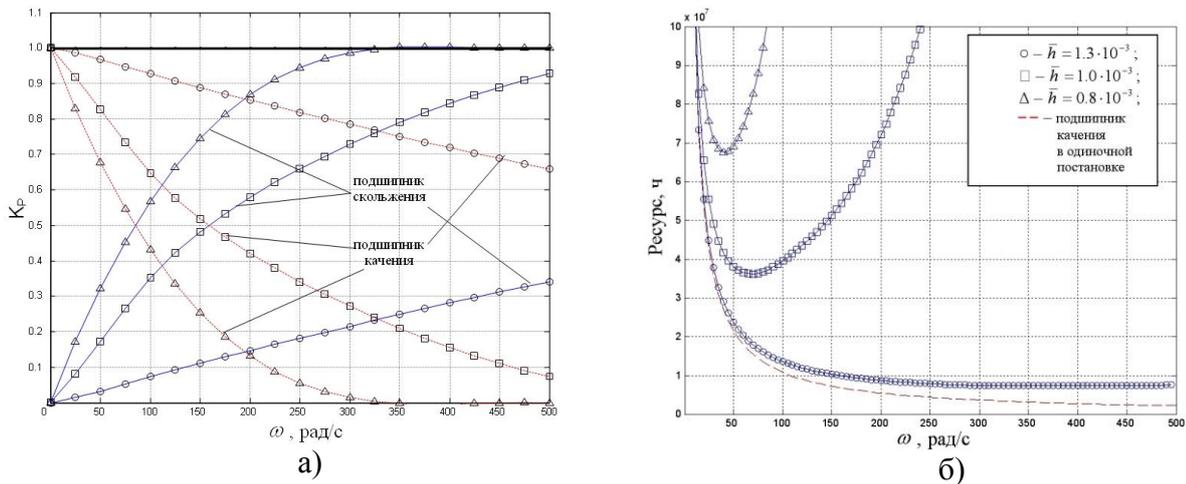


Рисунок 3 – Результаты расчета
 а) диаграмма распределения нагрузки в совмещенной опоре; б) диаграмма изменения ресурса совмещенной опоры и подшипника качения в одиночной постановке

Результаты расчетов представлены в безразмерном виде, где K_p – коэффициент распределения нагрузки, \bar{h} – безразмерный осевой зазор подшипника скольжения.

$$K_p = \frac{F_a}{F_{ПК}}, \bar{h} = h / r_2. \quad (3)$$

На рисунке 5 представлена диаграмма изменения ресурса совмещенной опоры и подшипника качения в одиночной постановке. Из диаграммы видно, что использование совмещенных опор позволяет существенно увеличить ресурс опоры, и как следствие агрегата в целом, по сравнению с одиночной постановкой подшипника качения, при этом значение необходимого ресурса опоры может быть обеспечено на этапе проектирования путем выбора оптимального соотношения рабочих параметров опоры и геометрических размеров подшипника скольжения. Ввиду достаточно простой конструкции и технологичности данных опор можно судить о перспективности применения совмещенных опор в качестве роторно-опорных узлов турбомашин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. №2323373 МПК F16C 21/00. Комбинированная опора / Савин Л.А., Герасимов С.А., Стручков А.А., Поляков Р.Н., Алехин А.В. – Оpubл. 27.04.2008, Бюл. №12.
2. Ландау, Л.Д. Теория упругости / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. – М., «Наука», 1965 – 204 с.
3. Демидов, С.П. Теория упругости: учебник для вузов [Текст] / С.П. Демидов // – М.: Высш. школа, 1979. – 432 с., ил.
4. Типей, Н. Подшипники скольжения: расчет, проектирование, смазка [Текст] / Н. Типей, В. Н. Константинеску – Бухарест : Изд-во АН РНР, 1964. – 458 с.
5. Герасимов, С.А. Конечно-элементная модель расчета реакций упорного подшипника скольжения [Текст] / С.В. Майоров, А.А. Стручков // Вибрационные машины и технологии: сб. науч.тр. VIII Международной научно-технической конференции «Вибрация – 2010. Управляемые вибрационные технологии и машины» – Курск, КГТУ, 2010 – с. 214 –220.\
6. Центробежные насосы [Электронный ресурс] / – Электрон. дан. – Доступ <http://www.pumps.net.ru/modules.php?name=Pages&pa=showpage&pid=58>, свободный. – Загл. с экрана. – Яз. рус.

Герасимов Сергей Анатольевич

Орловский государственный технический университет, г.Орел
 Аспирант кафедры «Мехатроника и международный инжиниринг»
 Тел. (4862) 41-98-49
 E-mail: sa_gerasimov@mail.ru

УДК 621.787.6.004

Д.Л. СОЛОВЬЕВ, А.В. КИРИЧЕК, А.А. ЗАХАРОВ, А.В. ВОЛОБУЕВ

УПРАВЛЕНИЕ ФОРМИРОВАНИЕМ УДАРНЫХ ИМПУЛЬСОВ ПРИ ДЕФОРМАЦИОННОЙ СТАТИКО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКЕ

Представлены новые возможности для получения сложных форм ударных импульсов, позволяющих более точно отвечать требованиям пластического деформирования металла при деформационном упрочнении.

Ключевые слова: ударные импульсы, статико-импульсная обработка, деформация.

The new possibilities will presented for making the more complex forms striking pulse, allowing more exactly meet the demands of the plastic deformation of the metal under deformation hardening.

Key words: shock pulses, static-pulse processing, deformation.

Эффективность упрочняющей обработки деталей машин во многом определяется ее возможностью обеспечивать требуемые показатели качества поверхностного слоя с минимальными энергозатратами. Одной из наименее энергоемких является обработка методами поверхностного пластического деформирования (ППД), особенно когда для нагружения упрочняемой поверхности используются удары [1, 2]. Однако в процессах ППД при упругопластическом деформировании упрочняемого металла энергия ударов не всегда может быть эффективно распределена, вследствие чего на формирование пластического отпечатка, а следовательно, и на распространение под ним пластической деформации, определяющей глубину и степень упрочнения, расходуется только малая часть кинетической энергии ударов.

Повышение количества используемой энергии ударов может осуществляться за счет создания требуемой формы ударных импульсов, которыми воздействуют на упрочняемый металл. Форма ударных импульсов во многом зависит от типа и геометрических параметров ударной системы. Так при ударе шаром импульс имеет треугольную форму с большой амплитудой и малой длительностью. При ударе гладким цилиндрическим бойком импульс имеет прямоугольную форму с малой амплитудой и большой длительностью, которая позволяет более полно протекать пластической деформации во время удара.

В процессах ППД необходимо стремиться к использованию ударных систем генерирующих ударные импульсы большой длительности [3]. Например, нагружение бойком, через предварительно поджатый к нагружаемой поверхности волновод, создает в очаге деформации пролонгированный ударный импульс, состоящий из головной и хвостовой части. Головная часть импульса формируется в первый момент удара и аналогична импульсу, образованному при ударе непосредственно бойком. Хвостовая часть импульса формируется за счет отраженных волн деформации с периодом аналогичным головной части импульса, которые образуются в ударной системе после удара. Обязательным условием формирования хвостовой части импульса является удержание в жестком контакте ударной системы боек-волновод и нагружаемой поверхности после удара в течение времени превышающем затухание отраженных волн деформации. Для этого ударные устройства должны поджиматься и удерживаться в контакте с нагружаемой поверхностью в течение обработки, а также сами ударные устройства для движения бойка должны использовать гидравлический привод: перед ударом боек разгоняется под действием рабочей жидкости, ударяет по волноводу и удерживается с ним в контакте, пока на боек действует давление рабочей жидкости. Конструктивные особенности гидравлических ударных устройств обычно предполагают использование только бойков и волноводов гладкой цилиндрической формы [4]. Для формирования пролонгированных ударных импульсов получены рекомендации по геометрическим параметрам таких бойков и волноводов: соотношение площадей поперечного сечения должно выбираться из диапазона от 1 до 3, а соотношение длин – от 3 до 5 [5, 6].

Однако эффективность ударного нагружения, особенно упругопластического материала, будет во многом зависеть от характера изменения силы деформирования P_u (амплитуды ударного импульса), который должен согласовываться с процессами пластического течения материала. Поэтому генерирование ударных импульсов ударной системой с элементами имеющими форму отличную от цилиндрической позволит расширить возможности для более эффективной передачи энергии ударов упрочняемой поверхности при ППД. Из волновой теории ударов известно, что форма бойка во многом определяет закон изменения амплитуды ударных импульсов, подходящих к упрочняемой поверхности по волноводу (рисунок 1), т.е. форма ударных импульсов некоторым образом копирует геометрическую форму бойка [7]. Например, используя цилиндрические бойки можно получить прямоугольные импульсы, бойками конической формы – импульсы с возрастающей амплитудой, причем величина угла конусности конического бойка будет определять степень возрастания амплитуды по времени. Следовательно, задавая закон изменения геометрической формы бойка, можно задать закон изменения амплитуды ударных импульсов по времени, т.е. формы ударных импульсов, что позволит более тонко учесть свойства пластически деформируемого металла, условия контакта инструмента и заготовки и, в конечном счете, расходовать на пластическую деформацию большую часть кинетической энергии ударов.

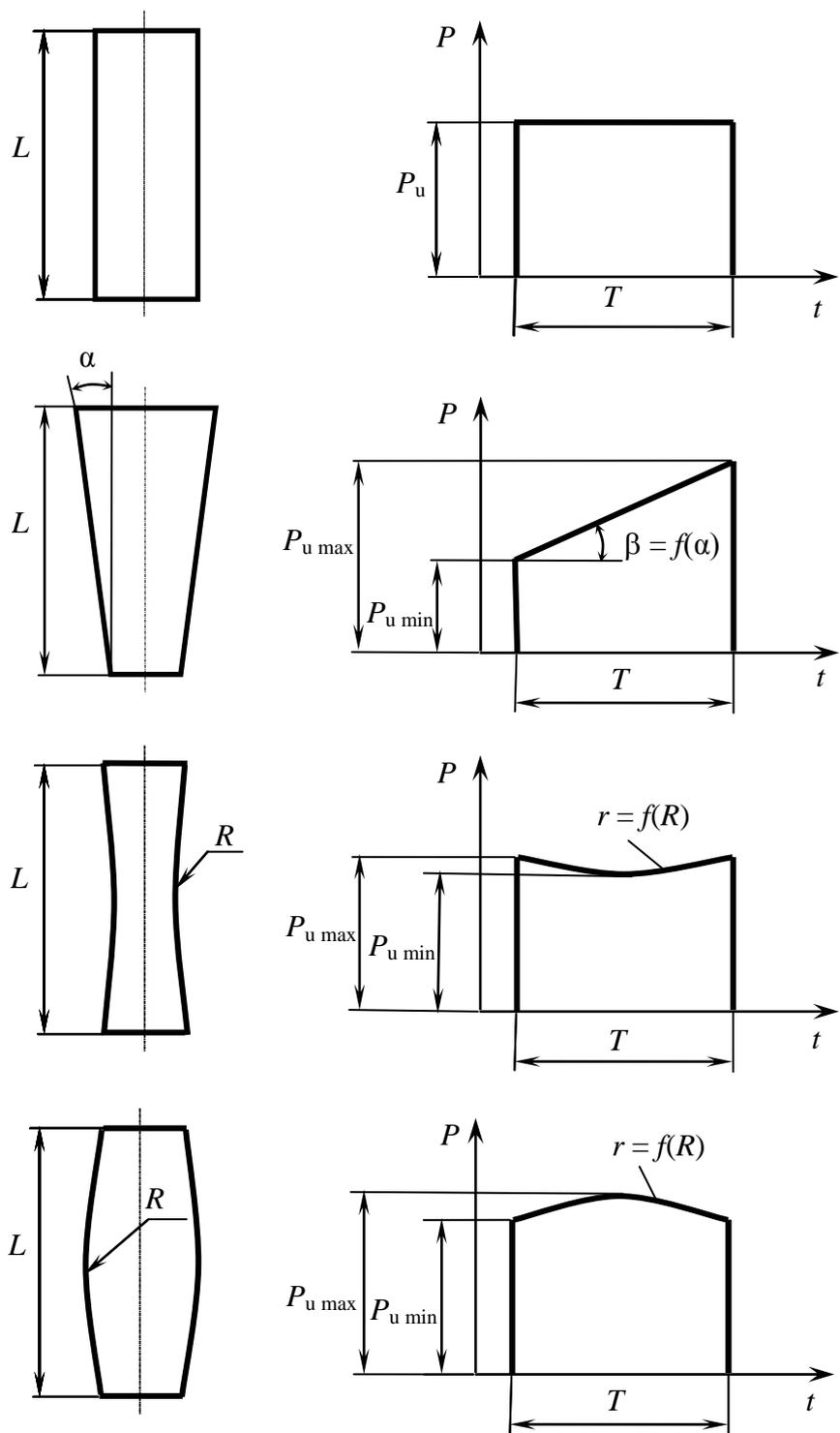
Однако упрочнение бойками с формой отличной от цилиндрической не осуществлялось в силу сложности его исполнения, т.е. (как отмечалось выше) существующие ударные устройства, в силу конструктивных особенностей осуществления процесса разгона и взвода бойка, обычно используют бойки цилиндрической формы.

Авторами разработана конструкция механического устройства для упрочняющей статико-импульсной обработки (СИО) плоских поверхностей деталей машин бойками с формой отличной от цилиндрической.

Основными элементами устройства (рисунок 2) являются деформирующие инструменты – волноводы 1, расположенные по окружности в верхнем 4 и нижнем 3 сепараторе, имеющие возможность свободного вращения относительно оси 7, а также бойки 2, которые могут вертикально перемещаться в пазах плиты 5. Для установки устройства в шпиндель станка и передачи крутящего момента бойкам 2 к плите 5 крепится конус 6.

Обработка осуществляется следующим образом. Заготовка 8 крепится на столе станка. Устройство через конус 6 вставляется в шпиндель станка. Движением стола станка вверх заготовка входит в контакт с деформирующим инструментом – волноводом 1, который, в свою очередь, воздействует через пружины на верхний сепаратор 4, упирающийся в выступ оси 7. В результате происходит нагружение обрабатываемой поверхности необходимой силой $P_{ст}$ (рисунок 3, а), под действием которой заготовка деформируется на величину $\alpha_{ст}$. После статического поджатия устройства к упрочняемой поверхности положение стола фиксируется и включается подача стола s , вследствие чего заготовка 8 начинает поступательно перемещаться относительно деформирующего инструмента 1. Включается шпиндель станка, который вращает плиту 5 с бойками 2, при этом бойки будут ударять по свободным торцам деформирующего инструмента с силой $P_{уд}$, одновременно сдвигая их по направлению вращения шпинделя с силой $P_{дв}$ на некоторое расстояние $L_{пл.д}$ и вдавливая в упрочняемую поверхность с силой P_u , пластически деформируя поверхностный слой на глубину α_u (рисунок 3, б, в, г). Величина и направление силы $P_{уд}$ зависит от жесткости поджимающих бойки пружин, от формы и размеров бойков и волноводов их ударной части, величины выступа их из сепараторов, а также от частоты вращения шпинделя станка n и силы статического поджатия деформирующего инструмента к упрочняемой поверхности $P_{ст}$.

Количество переданной энергии удара в упрочняемую поверхность будет определяться формой ударных импульсов, т.е. изменением P_u по времени t . Длительность ударных импульсов T может достигать $5 \cdot 10^{-5}$ с. Для использования нагружения бойками и соответственно импульсами различной формы могут быть использованы различные наборы сепараторов.



*Рисунок 1 – Форма ударного импульса в зависимости от формы бойка
 T – период волны деформации (длительность единичного ударного импульса);
 L – длина бойка, α – угол конусности бойка, β – угол увеличения амплитуды
ударного импульса P_u , R – радиус кривизны образующей бойка, r – параметр,
учитывающий кривизну бойка R при изменении амплитуды
ударного импульса P_u по времени t*

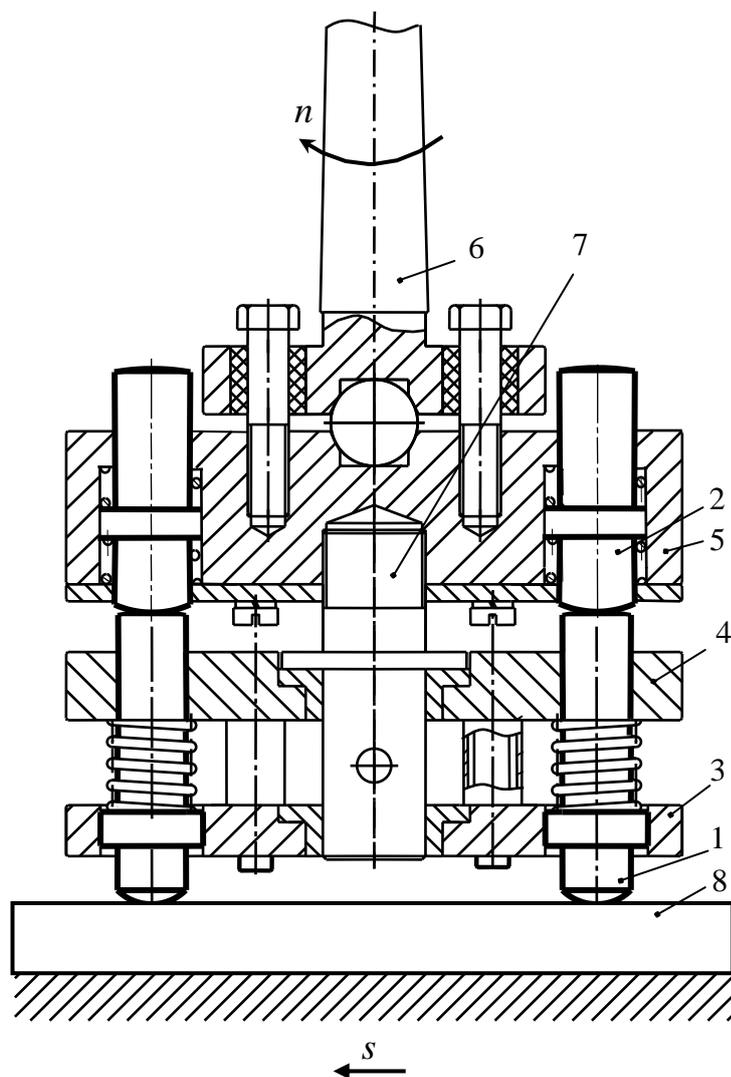


Рисунок 2 – Механическое устройство для СИО плоских поверхностей
 деталей машин 1 – волновод с деформирующим инструментом;
 2 – боек; 3 – нижний сепаратор; 4 – верхний сепаратор;
 5 – плита; 6 – конус; 7 – ось; 8 – заготовка

Одной из особенностей разработанного устройства является то что удар бойка и волновода происходит по касательной. В известных схемах упрочнения СИО удар соосный. При соосном ударе, в идеальном случае, все точки поверхностей торцов бойка и волновода будут входить в соприкосновение одновременно. В реальности, вследствие погрешностей изготовления и установки бойка и волновода, а также шероховатости их торцов, касание будет происходить постепенно, поэтому торцы бойка и волновода обычно изготавливают с небольшим скруглением, чтобы первое касание происходило по точкам, лежащим ближе к оси бойка и волновода. В результате, ударные импульсы, которые теоретически должны иметь прямоугольную форму, на практике получаются трапециидальными с фронтами нарастания и спада амплитуды.

При касательном ударе бойков и волноводов в предлагаемом устройстве первоначальный контакт торцов бойков и волноводов осуществляется по кромкам, в точках максимально удаленных от их осей (рисунок 3, б). При вращении плиты 5 и соответственно бойков 2, торцы бойков перемещаются вдоль торцов волноводов, при этом постепенно увеличивая давление друг на друга и соответственно деформирующую нагрузку P_u (рисунок 3, в) и (рисунок 4). В результате геометрия торцов, входящих в контакт друг с другом, т.е. ударной части бойков и волноводов будут определять закон изменения силы P_u и появляется дополнительная возможность для регулирования формы ударных импульсов.

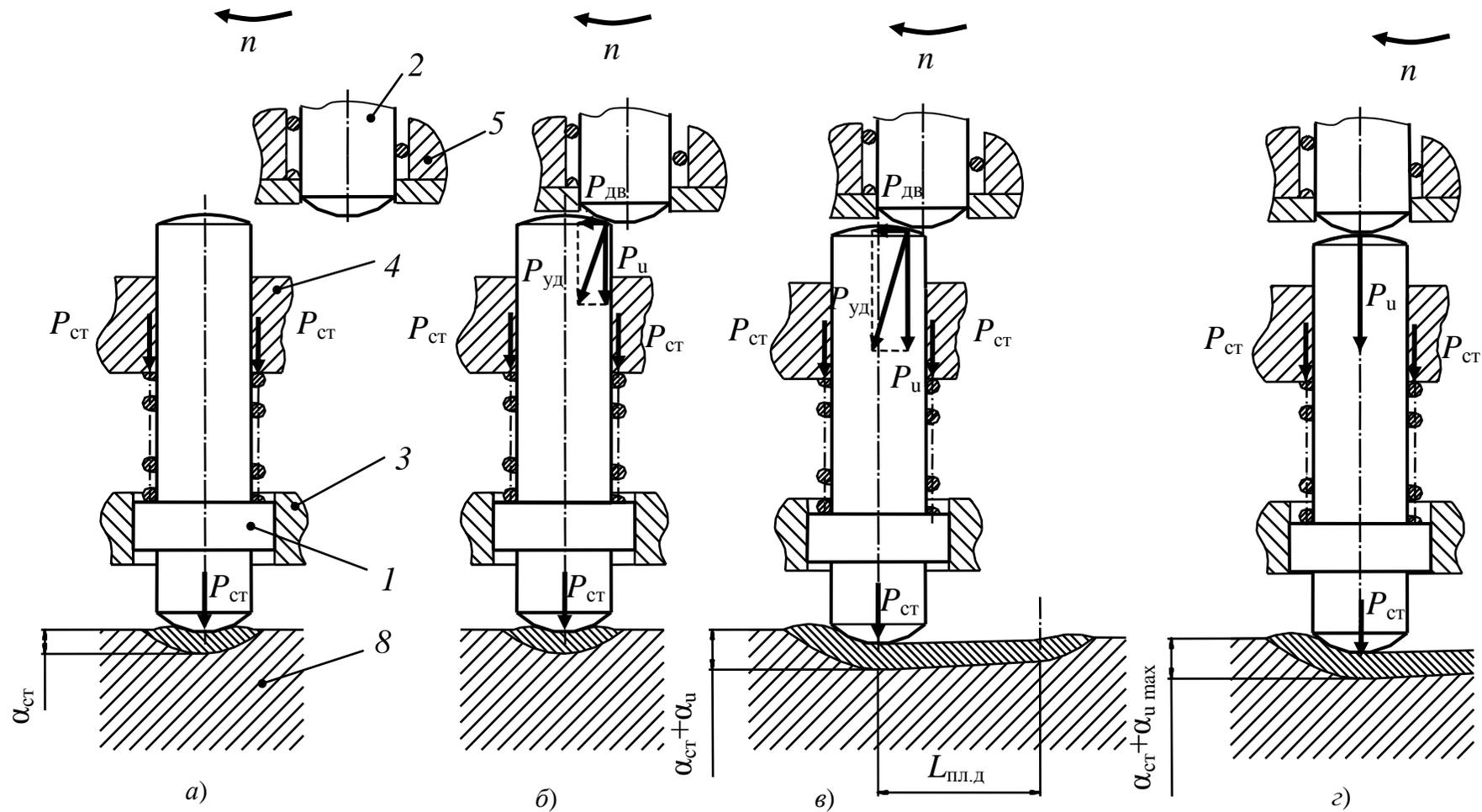


Рисунок 3 – Схема формирования пластической деформации механическим устройством для СИО

1 – боек; 2 – волновод; 3 – нижний сепаратор; 4 – верхний сепаратор; 5 – плита; 8 – заготовка;

$P_{уд}$ – сила возникающая при ударе бойка о волновод; P_u – импульсная составляющая силы $P_{уд}$;

$P_{дв}$ – движущая составляющая силы $P_{уд}$; $P_{ст}$ – статическая сила нагружения; $\alpha_{ст}$ – глубина вмятины от действия силы $P_{ст}$;

$\alpha_{и}$ – глубина вмятины от действия силы P_u ; $L_{пл.д}$ – сдвиг волновода под действием силы $P_{уд}$; n – частота вращения плиты с бойками

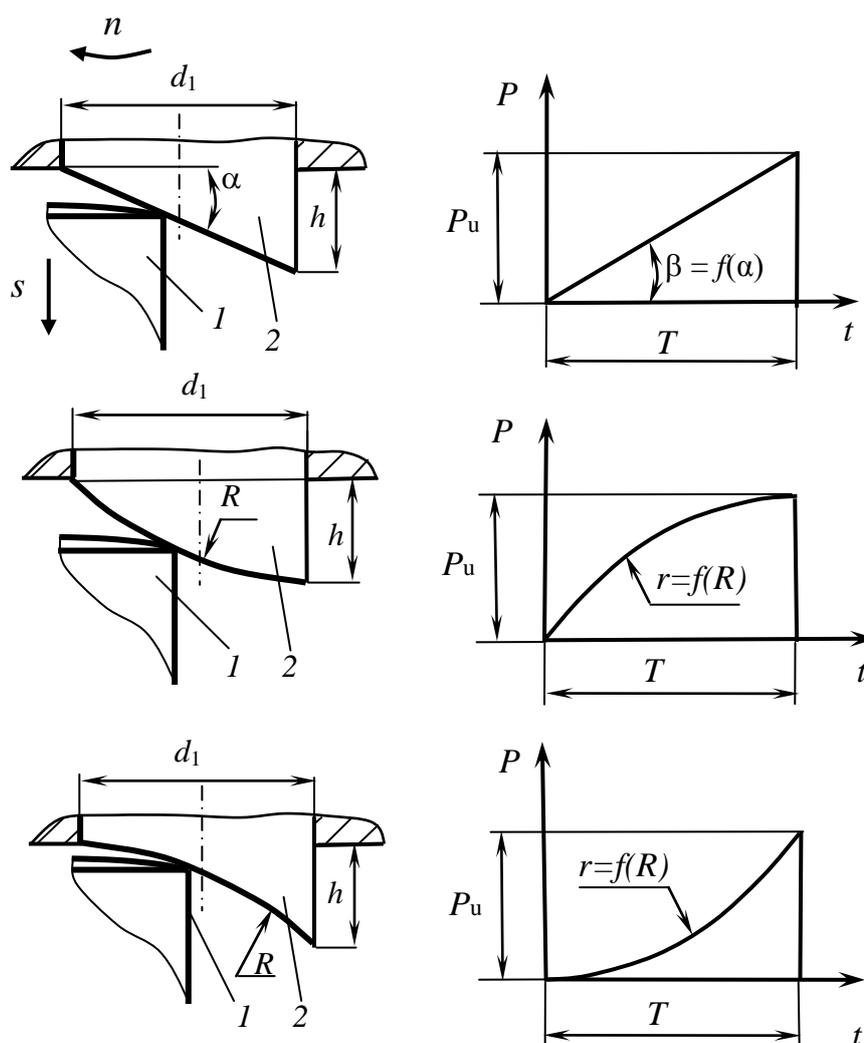


Рисунок 4 – Форма ударного импульса в зависимости от формы ударной части бойка
1 – боек; 2 – волновод; d_1 – диаметр бойка, h – величина выступа ударной части бойка из сепаратора, α – угол наклона ударной части (торца) бойка, β – угол роста амплитуды ударного импульса P_u , R – радиус кривизны ударной части бойка, r – параметр, учитывающий кривизну бойка R при изменении амплитуды ударного импульса P_u по времени t

Таким образом, разработан способ и конструкция устройства для генерирования ударных импульсов с формой отличной от прямоугольной, что расширяет возможности при выборе наиболее эффективной формы ударных импульсов, необходимой для конкретных условий обработки (свойств упрочняемого металла, геометрии контакта инструмента и заготовки и др.) и позволяет максимально использовать кинетическую энергию ударов для пластического деформирования упрочняемой поверхности. В результате появляется возможность для снижения энергоемкости процесса, увеличения максимально достигаемой глубины упрочняемого поверхностного слоя. Кроме того, разработанное устройство использует более простой и менее дорогой механический привод, по сравнению с гидравлическим, применяемым ранее в устройствах для СИО, а также может устанавливаться на универсальном оборудовании (например, на вертикально-фрезерных станках).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Упрочнение тяжело нагруженных деталей методом статико-импульсного ППД. / Д.Л. Соловьев, А.Г. Лазуткин, А.В. Киричек, С.А. Силантьев // СТИН. 2002. № 5. С.13-15.
2. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: справочник / Л.Г. Одинцов. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с.
3. Киричек, А.В. Влияние пролонгации импульса на степень деформации материала при статико-импульсном упрочнении / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – № 4. – С. 6-10.
4. Киричек, А.В. Технология и режимы упрочнения статико-импульсной обработкой / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев // Справочник. Инженерный журнал. – 2003. – № 2. – С.17-19.
5. Киричек, А.В. Деформационное упрочнение управляемыми ударными импульсами / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2007. – № 10. – С.3-7.
6. Киричек, А.В. Рациональное распределение энергии удара при статико-импульсном деформационном упрочнении / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, А.В. Поляков // Известия ОрелГТУ. Машиностроение. Приборостроение. – 2007. – № 4-3. – С.105-106.
7. Алимов, О.Д. Удар. Распространение волн деформации в ударных системах / О.Д. Алимов, В.К. Манжосов, В.Э. Еремьянц. – М.: Наука, 1985. - 357 с.

Исследования выполнены при поддержке гранта МД-5864.2010.8

Соловьев Дмитрий Львович

Муромский институт Владимирского государственного университета
Доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Станки и инструмент»
тел.(49234)77101
E-mail: murstin@yandex.ru

Киричек Андрей Викторович

Орловский государственный технический университет, г Орел
Доктор технических наук, профессор, директор Технологического института ОрелГТУ
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
тел./ fax (4862)555524
E-mail: avk@ostu.ru

Захаров Александр Александрович

Муромский институт Владимирского государственного университета
Аспирант кафедры «Станки и инструмент»
тел.(49234)77101
E-mail: murstin@yandex.ru

Волобуев Александр Владимирович

Орловский государственный технический университет
Аспирант кафедры «Технология машиностроения и конструкторско-технологическая информатика»
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
тел(4862)555524
E-mail: tiogtu@gmail.com

В.В. КУЦ

ФОРМИРОВАНИЕ ПРОСТРАНСТВА ПРОЕКТНЫХ ПАРАМЕТРОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ С УЧЕТОМ КОЛЕБАНИЯ ЕГО УЗЛОВ

В статье приводится методика расчета динамической составляющей погрешности обработки вызванной колебаниями узлов формообразующей системы, которая позволила на ранних стадиях проектирования металлорежущих станков установить расчетные зависимости и определить основные проектные параметры станков.

Ключевые слова. Колебания, точность станка, матрица жесткости, согласованная матрица масс, проектирование станков, динамическая модель.

In article the design procedure of a dynamic making error of processing caused by deformation fluctuations of packages of form-building system is described. She allows to define settlement dependences on early design stages of metal-cutting machine tools and to define the basic design parameters of machine tools.

Key words: vibrations, accuracy of the machine tool, stiffness matrix, consistent mass matrix, designing of machine tools, dynamic model.

Основной задачей при проектировании металлорежущих станков является синтез модели его формообразующей системы (ФС), которая позволит обеспечить в последующем обработку набора поверхностей заданных в техническом задании. В работе [1] была предложена структура модели ФС металлорежущего станка, а в работах [2, 3], была успешно решена задача синтеза различных вариантов ФС металлорежущих станков в соответствии со структурой данной модели. Основными элементами модели ФС являются:

1) координатный код ФС, показывающий последовательность выполняемых узлами формообразующей системы движений

$$k = k_1 k_2 \dots k_l,$$

где $k_i (i = \overline{1, l})$ – обозначение движения i -го узла ФС относительно $(i-1)$ -го узла;

$$k_i = 1, \dots, 6;$$

l – число подвижных узлов системы;

2) скоростной код ФС (k_v), показывающий информацию о скорости относительных движений узлов ФС;

3) компоновочный код ФС, фиксирующий положение неподвижного узла ФС

$$K = k_1 k_2 \dots k_i 0 k_{i+1} \dots k_l;$$

4) основное уравнение формообразования (1)

$$\bar{r}_0 = A_{0,l} \bar{r}_l, \quad (1)$$

где \bar{r}_0 – радиус-вектор точки обрабатываемой поверхности;

\bar{r}_l – радиус-вектор точки обрабатываемой поверхности;

$A_{0,l} = \prod_{i=1}^l A_{i-1,i}^{k_i}$ – матрица преобразования формообразующей системы, состоящая из

произведения матриц $A_{i-1,i}^{k_i}$, которые реализуют одно из движений формообразования в соответствии с элементами координатного кода k_i .

Группируя элементы матрицы преобразования формообразующей системы $A_{i-1,i}^{k_i}$ и соотнося эти группы с отдельными элементами металлорежущей системы – станком, приспособлениями и инструментом, получаем модель структуры формообразующей системы, т.е. в результате такого моделирования каждому элементу металлорежущей системы (станку, приспособлению и инструменту) будет соответствовать свой набор формообразующих движений.

Основным показателем качества проектируемого станка, всегда является его точность, и учет этого показателя на ранних стадиях проектирования значительно повышает качество дальнейших проектных решений. Наиболее приемлемым для оценки точности станков является подход, рассмотренный в работе [1], где оценку точности станка выполняют на основе построенной модели его ФС. Величину погрешности обработки на станке определяют через величины погрешности положения точек обрабатываемой поверхности $\Delta\bar{r}_0$, которые рассчитывают на основе построенного векторного баланса точности ФС станка.

Если модель формообразующей системы описывается уравнением (2), то погрешность положения точек обрабатываемой поверхности будет определяться как

$$\Delta\bar{r}_0 = \sum_{i=0}^l A_{0,i} \varepsilon_i A_{i,l} \bar{r}_l, \quad (2)$$

где ε_i – матрица вариации i -го узла ФС.

В работе [1] подробно описана процедура построения матрицы вариации i -го узла ФС ε_i , которую в общем можно представить в виде функции

$$\varepsilon_i = f(\delta_{xi}, \delta_{yi}, \delta_{zi}, \alpha_i, \beta_i, \gamma_i, \delta_{xxi}, \delta_{yyi}, \delta_{zzi}, \delta_{xyi}, \delta_{xzi}, \delta_{yzi}) = \begin{bmatrix} \delta_{xxi} & \delta_{xyi} - \gamma_i & \delta_{xzi} + \beta_i & \delta_{xi} \\ \delta_{xyi} + \gamma_i & \delta_{yyi} & \delta_{yzi} - \alpha_i & \delta_{yi} \\ \delta_{xzi} - \beta_i & \delta_{yzi} + \alpha_i & \delta_{zzi} & \delta_{zi} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

где $\delta_{xi}, \delta_{yi}, \delta_{zi}$ – малые абсолютные смещения системы координат i -го узла ФС станка соответственно вдоль осей X, Y, Z ;

$\alpha_i, \beta_i, \gamma_i$ – малые углы поворота системы координат i -го узла ФС станка соответственно вокруг осей X, Y, Z ;

$\delta_{xxi}, \delta_{yyi}, \delta_{zzi}$ – относительно малые растяжения-сжатия i -го узла ФС станка соответственно вдоль осей X, Y, Z вызванные его деформациями;

$\delta_{xyi}, \delta_{xzi}, \delta_{yzi}$ – половины малого изменения угла i -го узла ФС станка соответственно между координатными плоскостями XOZ и YOZ , XOY и ZOY , YOX и ZOX вызванные его деформациями.

Поставляя матрицы вариации соответствующих узлов формообразующей системы проектируемого станка в выражение (1) получаем векторное выражение, устанавливающее зависимость погрешности обработки на станке от величин смещений, поворотов, растяжений-сжатий и др. входящих в (3).

Наличие подобной зависимости позволяет решать как прямую, так и обратную задачи проектирования металлорежущих станков. Так, при обеспечении точности проектируемого станка величину $\Delta\bar{r}_0$ можно принять в качестве замыкающего звена, и тогда возникает задача его обеспечения через проектные параметры станка. Что может потребовать построения различных моделей станка и установления четких аналитических зависимостей проектных параметров станка с величинами $\delta_{xi}, \delta_{yi}, \delta_{zi}, \alpha_i, \beta_i, \gamma_i, \delta_{xxi}, \delta_{yyi}, \delta_{zzi}, \delta_{xyi}, \delta_{xzi}, \delta_{yzi}$ каждого узла станка. При последовательном построении таких модель будет происходить постепенное формирование пространства проектных параметров станка.

Исходя из того, что в процессе эксплуатации в станке протекают процессы различных скоростей [4], то погрешность обработки можно рассматривать как результат действия соответствующих составляющих

$$\Delta r_0 = \Delta r_{ст} + \Delta r_{дин} + \Delta r_{тем} + \Delta r_{из.ин} + \Delta r_{из.ст}, \quad (4)$$

где $\Delta r_{ст}$ – статическая составляющая погрешности обработки;

$\Delta r_{\text{дин}}$ – динамическая составляющая погрешности обработки (быстропротекающий процесс);

$\Delta r_{\text{тем}}$ и $\Delta r_{\text{из.ин}}$ – погрешности, вызванные соответственно температурными деформациями и износом инструмента (процесс средней скорости);

$\Delta r_{\text{из.ст}}$ – погрешность вызванные износом деталей узлов станка (медленные процессы).

Поэтому имеет смысл выполнять поэтапное построение моделей станка, для учета соответствующих составляющих погрешности станка (4) с последовательным формированием пространства проектных параметров станков.

Рассмотрим вопрос определения смещений систем координат узлов формообразующей системы проектируемого станка (3) по рассчитанным деформационным смещениям этих узлов в точках установки упругих опор, вызванных их колебаниями. Для этого каждый узел формообразующей системы станка представим в виде набора стержневых элементов (например, рис. 1), где положение узлов каждого стержневого элемента будет определяться точками приложения внешних сил или моментов.

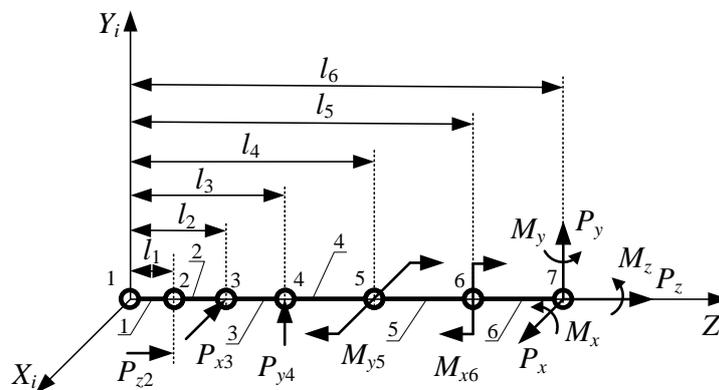


Рисунок 1 – Представление узла формообразующей системы станка набором стержневых элементов

Тогда, динамические процессы, протекающие в узлах формообразующей системы станка можно описать в виде матричного уравнения [5,6]

$$[M] \ddot{D} + [H] \dot{D} + [B] D = P, \quad (5)$$

где $[M]$ – матрица масс узлов формообразующей системы станка;

$[H]$ – матрица демпфирования;

$[B]$ – матрица жесткости станка;

P – вектор обобщенных внешних сил действующих на узлы формообразующей системы станка;

D, \dot{D}, \ddot{D} – вектор деформационных смещений точек узлов станка и его первая, и вторая производная.

Вектор обобщенных внешних сил действующих на узлы формообразующей системы станка представим, как

$$P = (P_0, P_1, \dots, P_l)^T,$$

где P_0, P_1, \dots, P_l – вектора внешних сил действующих 0-й, 1-й и l -й узел станка.

Для i -го узла станка вектор внешних сил можно представить в виде

$$P_i = (P_1^i, P_2^i, \dots, P_{S_i}^i)^T,$$

где $P_1^i, P_2^i, \dots, P_{S_i}^i$ – вектора внешних сил соответственно для 1-го, 2-го и S_i -го узла из набора стержней i -го узла станка; S_i – количество узлов на i -м узле станка.

Вектор обобщенной внешней силы приложенной в узле стержня имеет структуру

$$P_j^i = (P_{xj}^i, P_{yj}^i, P_{zj}^i, M_{xj}^i, M_{yj}^i, M_{zj}^i)^T,$$

где $P_{xj}^i, P_{yj}^i, P_{zj}^i$ – суммарные внешние силы действующие на j -й узел из набора стержней i -го узла станка соответственно в направлении осей X, Y и Z ;

$M_{xj}^i, M_{yj}^i, M_{zj}^i$ – суммарные внешние моменты действующие на j -й узел из набора стержней i -го узла станка соответственно в направлении осей X, Y и Z .

Вектора деформационных смещений узлов стержней, первой и второй производной имеет структуру

$$D = (D_0, D_1, \dots, D_l)^T, \dot{D} = (\dot{D}_0, \dot{D}_1, \dots, \dot{D}_l)^T, \ddot{D} = (\ddot{D}_0, \ddot{D}_1, \dots, \ddot{D}_l)^T,$$

где $D_0, D_1, \dots, D_l, \dot{D}_0, \dot{D}_1, \dots, \dot{D}_l, \ddot{D}_0, \ddot{D}_1, \dots, \ddot{D}_l$ – соответственно вектора деформационных смещений узлов стержней для 0-го, 1-го и l -го узла станка, его первые и вторые производные.

Для i -го узла станка вектор деформационных смещений узлов стержней, его первых и вторых производных будет иметь вид

$$D_i = (D_1^i, D_2^i, \dots, D_{S_i}^i)^T, \dot{D}_i = (\dot{D}_1^i, \dot{D}_2^i, \dots, \dot{D}_{S_i}^i)^T, \ddot{D}_i = (\ddot{D}_1^i, \ddot{D}_2^i, \dots, \ddot{D}_{S_i}^i)^T$$

где $D_1^i, D_2^i, \dots, D_{S_i}^i, \dot{D}_1^i, \dot{D}_2^i, \dots, \dot{D}_{S_i}^i, \ddot{D}_1^i, \ddot{D}_2^i, \dots, \ddot{D}_{S_i}^i$ – соответственно вектора деформационных смещений узлов соответственно для 1-го, 2-го и S_i -го узла из набора стержней i -го узла станка, их первые и вторые производные.

Вектор деформационных смещений j -го узла стержня i -го узла станка, его первая и вторая производная имеет вид

$$D_j^i = (d_{xj}^i, d_{yj}^i, d_{zj}^i, \Phi_{xj}^i, \Phi_{yj}^i, \Phi_{zj}^i)^T, \dot{D}_j^i = (\dot{d}_{xj}^i, \dot{d}_{yj}^i, \dot{d}_{zj}^i, \dot{\Phi}_{xj}^i, \dot{\Phi}_{yj}^i, \dot{\Phi}_{zj}^i)^T, \\ \ddot{D}_j^i = (\ddot{d}_{xj}^i, \ddot{d}_{yj}^i, \ddot{d}_{zj}^i, \ddot{\Phi}_{xj}^i, \ddot{\Phi}_{yj}^i, \ddot{\Phi}_{zj}^i)^T,$$

где $d_{xj}^i, d_{yj}^i, d_{zj}^i, \dot{d}_{xj}^i, \dot{d}_{yj}^i, \dot{d}_{zj}^i, \ddot{d}_{xj}^i, \ddot{d}_{yj}^i, \ddot{d}_{zj}^i$ – соответственно линейные деформационные смещения j -го узла набора стержней i -го узла станка по осям X, Y и Z , их первые и вторые производные;

$\Phi_{xj}^i, \Phi_{yj}^i, \Phi_{zj}^i, \dot{\Phi}_{xj}^i, \dot{\Phi}_{yj}^i, \dot{\Phi}_{zj}^i, \ddot{\Phi}_{xj}^i, \ddot{\Phi}_{yj}^i, \ddot{\Phi}_{zj}^i$ – соответственно углы поворота вокруг осей X, Y и Z , их первые и вторые производные.

Матрица жесткости станка может быть получена через произведение [5]

$$[B] = [G]^T [K] [G],$$

где $[G]$ – матрица соединений узлов стержней для всех узлов станка;

$[K]$ – квазидиагональная матрица жесткости всех стержней.

Матрица соединений узлов стержней имеет вид

$$G = \begin{bmatrix} G_0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & G_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & G_l \end{bmatrix},$$

где G_0, G_1, \dots, G_l – матрицы соединений узлов стержней для 0-го, 1-го и l -го узла станка.

Матрица соединений для каждого узла станка $G_i [2L_i \times (L_i + 1)]$ имеет следующую структуру

$$G_i = \begin{matrix} & 1 & 2 & 3 & & L_i & L_i + 1 \\ \begin{bmatrix} E & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & E & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & E & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & E & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & E & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & E \end{bmatrix} & \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ \vdots \\ 2L_i - 2 \\ 2L_i - 1 \\ 2L_i \end{matrix} \end{matrix},$$

где E – единичная матрица;

L_i – количество стержней, которое в общем случае можно принять равным $S_i - 1$. Квазидиагональная матрица жесткости всех стержней имеет следующий вид

$$[K] = \begin{bmatrix} K_0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & K_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & K_l \end{bmatrix},$$

где K_0, K_1, \dots, K_l – матрицы жесткости всех стержней для 0-го, 1-го и l -го узла станка.

Матрица жесткости стержней для i -го узла имеет похожую структуру

$$K_i = \begin{bmatrix} K_{i1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & K_{i2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & K_{iL_i} \end{bmatrix},$$

где $K_{i1}, K_{i2}, \dots, K_{iL_i}$ – матрица жесткости для 1-го, 2-го, L_i -го стержня.

Матрица жесткости k -го стержня i -го узла станка будет иметь вид

$$K_{ik} = \begin{bmatrix} K_{ik11} & K_{ik12} \\ K_{ik21} & K_{ik22} \end{bmatrix}.$$

Элементы матрицы K_{ik} имеют размерность 6×6 и их структура зависит от ориентации стержневого элемента. В таблице 1 представлены значения не нулевых элементов матриц K_{ik11} , для различных стержневых элементов.

Таблица 1 – Значения не нулевых элементов матриц K_{ik11} , K_{ik21} , K_{ik12} и K_{ik22} для различных стержневых элементов

Схема расчета стержневого элемента	K_{ik11}	$K_{ik21}=[K_{ik12}]^T$	K_{ik22}
	$k_{1,1} = E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{2,2} = 12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{2,6} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = 12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{3,5} = -6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{5,3} = -6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 4E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,2} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 4E_i I_{zik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = -E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{2,2} = -12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{2,6} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = -12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{3,5} = -6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = -G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{5,3} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 2E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,2} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 2E_i I_{zik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{2,2} = 12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{2,6} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = 12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{3,5} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{5,3} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 4E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,2} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 4E_i I_{zik} / l_{ik}$
	$k_{1,1} = 12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{1,6} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = 12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{3,4} = 6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,3} = 6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 4E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,5} = G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{6,1} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 4E_i I_{zik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = -12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{1,6} = -6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = -12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{3,4} = 6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,3} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 2E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,5} = -G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{6,1} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 2E_i I_{zik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = 12E_i I_{zik} / l_{ik}^3$, $k_{1,6} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = 12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{3,4} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,3} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 4E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,5} = G_i I_{pik} / l_{ik}$, $k_{6,1} = 6E_i I_{zik} / l_{ik}^2$, $k_{6,6} = 4E_i I_{zik} / l_{ik}$
	$k_{1,1} = 12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{1,5} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{2,2} = 12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{2,4} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{4,2} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 4E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,1} = -6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 4E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,6} = G_i I_{pik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = -12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{1,5} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{2,2} = -12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{2,4} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = -E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{4,2} = 6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 2E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,1} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 2E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,6} = -G_i I_{pik} / l_{ik}$	$k_{1,1} = 12E_i I_{yik} / l_{ik}^3$, $k_{1,5} = -6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{2,2} = 12E_i I_{xik} / l_{ik}^3$, $k_{2,4} = 6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{3,3} = E_i F_{ik} / l_{ik}$, $k_{4,2} = -6E_i I_{xik} / l_{ik}^2$, $k_{4,4} = 4E_i I_{xik} / l_{ik}$, $k_{5,1} = 6E_i I_{yik} / l_{ik}^2$, $k_{5,5} = 4E_i I_{yik} / l_{ik}$, $k_{6,6} = G_i I_{pik} / l_{ik}$

Обозначения: E_i – модуль упругости i -го узла станка; G_i – модуль сдвига i -го узла станка; F_{ik} – площадь сечения k -го стержня i -го узла станка; $I_{xik}, I_{yik}, I_{zik}$ – моменты инерции k -го стержня i -го узла станка относительно осей X, Y, Z ; I_{pik} – полярный момент k -го стержня i -го узла станка; l_{ik} – длина k -го стержня i -го узла станка.

Матрица масс k -го стержня i -го узла станка будет иметь вид

$$U_{ik} = \begin{bmatrix} U_{ik11} & U_{ik12} \\ U_{ik21} & U_{ik22} \end{bmatrix}.$$

Элементы матриц U_{ik} можно рассчитать по формулам

$$U_{ik11} = U_{ik22} = \rho_i F_{ik} l_{ik} \cdot [A]; \quad U_{ik12} = [U_{ik21}]^T = \rho_i F_{ik} l_{ik} \cdot [W],$$

где ρ_i – плотность материала i -го узла станка

$[A], [W]$ – матрицы, которые зависят, как от ориентации стержневого элемента, так и от способа формулировки её формы [6]. В таблице 2 приведены матрицы $[A]$ и $[W]$ для различных стержневых элементов.

Таблица 2 – Матрицы $[A]$ и $[W]$ для стержневых элементов

Направление элемента	$[A]$	$[W]$
X	$\begin{bmatrix} \frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{13}{35} & 0 & 0 & 0 & -\frac{11}{210}l_{ik} \\ 0 & 0 & \frac{13}{35} & 0 & \frac{11}{210}l_{ik} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{3F_{ik}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{11}{210}l_{ik} & 0 & \frac{1}{105}l_{ik}^2 & 0 \\ 0 & -\frac{11}{210}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{105}l_{ik}^2 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \frac{1}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{9}{70} & 0 & 0 & 0 & -\frac{13}{420}l_{ik} \\ 0 & 0 & \frac{9}{70} & 0 & \frac{13}{420}l_{ik} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{6F_{ik}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{13}{420}l_{ik} & 0 & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 & 0 \\ 0 & \frac{13}{420}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 \end{bmatrix}$
Y	$\begin{bmatrix} \frac{13}{35} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{11}{210}l_{ik} \\ 0 & \frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{13}{35} & \frac{11}{210}l_{ik} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{11}{210}l_{ik} & \frac{1}{105}l_{ik}^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{3F_{ik}} & 0 \\ -\frac{11}{210}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{105}l_{ik}^2 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \frac{9}{70} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{13}{420}l_{ik} \\ 0 & \frac{1}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{9}{70} & \frac{13}{420}l_{ik} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{13}{420}l_{ik} & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{6F_{ik}} & 0 \\ \frac{13}{420}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 \end{bmatrix}$
Z	$\begin{bmatrix} \frac{13}{35} & 0 & 0 & 0 & \frac{11}{210}l_{ik} & 0 \\ 0 & \frac{13}{35} & 0 & -\frac{11}{210}l_{ik} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{11}{210}l_{ik} & 0 & \frac{1}{105}l_{ik}^2 & 0 & 0 \\ \frac{11}{210}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{105}l_{ik}^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{3F_{ik}} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \frac{9}{70} & 0 & 0 & 0 & \frac{13}{420}l_{ik} & 0 \\ 0 & \frac{9}{70} & 0 & -\frac{13}{420}l_{ik} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{6} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{13}{420}l_{ik} & 0 & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 & 0 & 0 \\ -\frac{13}{420}l_{ik} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{140}l_{ik}^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{I_{pik}}{6F_{ik}} \end{bmatrix}$

Матрица демпфирования $[H]$ может быть получена через линейные комбинации матриц жесткости K_i и масс U_i узлов станка [4,5] вида $a_i K_i + b_i U_i$, тогда

$$[H] = [G]^T \begin{bmatrix} a_0 K_0 + b_0 U_0 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & a_1 K_1 + b_1 U_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & a_l K_l + b_l U_l \end{bmatrix} [G],$$

где a_i, b_i – постоянные коэффициенты, заданные для i -го узла станка, $i = \overline{0, l}$.

Далее, после решения уравнения (5) относительно вектора D , возникает задача определения смещения системы координат узла станка по известным деформационным смещениям точек, в которых установлены упругие опоры. В работе [1] эту задачу предлагается решать путем составления и решения, относительно $\delta_x, \delta_y, \delta_z, \alpha, \beta, \gamma$, системы уравнений вида

$$a_{xij} \delta_{xi} + a_{yij} \delta_{yi} + a_{zij} \delta_{zi} + m_{xij} \alpha_i + m_{yij} \beta_i + m_{zij} \gamma_i = \Delta_{ij}, \quad j=1, 2, \dots, M,$$

где $a_{xij}, a_{yij}, a_{zij}$ – элементы вектора $\bar{a}_{ij} = (a_{xij}, a_{yij}, a_{zij}, 0)^T$ характеризующего направления деформационных смещений j -й точки i -го узла станка относительно осей X, Y, Z ;

$m_{xij}, m_{yij}, m_{zij}$ – координаты момента $\bar{m}_{ij} = (m_{xij}, m_{yij}, m_{zij}, 0)^T$ вектора \bar{a}_{ij} относительно осей координат;

M – количество установленных на данном этапе упругих опор;

Δ_{ij} – величина линейного смещение j -й точки i -го узла станка.

Величину линейного смещения j -й точки i -го узла станка Δ_{ij} можно определить по известному вектору деформационных смещений D_j^i

$$\Delta_{ij} = \sqrt{(d_{xj}^i)^2 + (d_{yj}^i)^2 + (d_{zj}^i)^2}.$$

Если линейные деформационные смещения j -й точки представить в виде вектора $\bar{d}_{ij} = (d_{xj}^i, d_{yj}^i, d_{zj}^i, 0)^T$, то вектор направления деформационных смещений \bar{a}_{ij} можно рассчитать как

$$\bar{a}_{ij} = \bar{d}_{ij} / |\bar{d}_{ij}|.$$

Тогда вектор \bar{m}_{ij} для различных исполнений узлов станка будет иметь вид:

$$\bar{m}_{ij} = (0, -l_{ij} a_{zij}, l_{ij} a_{yij}, 0)^T \text{ – для узла станка расположенного вдоль оси } X;$$

$$\bar{m}_{ij} = (l_{ij} a_{zij}, 0, -l_{ij} a_{xij}, 0)^T \text{ – для узла станка расположенного вдоль оси } Y;$$

$$\bar{m}_{ij} = (-l_{ij} a_{yij}, l_{ij} a_{xij}, 0, 0)^T \text{ – для узла станка расположенного вдоль оси } Z.$$

Таким образом, установленные расчетные зависимости позволяют:

– выполнить, на ранних стадиях проектирования металлорежущих станков, расчет динамической составляющей погрешности обработки вызванной деформационными колебаниями узлов формообразующей системы;

– расширить пространство проектных параметров для решения задач обеспечения точности металлорежущих станков. В пространство проектных параметров металлорежущих станков на данном этапе войдут:

E_0, E_1, \dots, E_l – модули упругости узлов станка;

G_0, G_1, \dots, G_l – модули сдвига узлов станка;

$F_{0k}, F_{1k}, \dots, F_{lk}$ – площади поперечного сечения узлов станка;

$I_{x0k}, I_{x1k}, \dots, I_{xlk}, I_{y0k}, I_{y1k}, \dots, I_{ylk}, I_{z0k}, I_{z1k}, \dots, I_{zlk}$ – моменты инерции узлов станка относительно осей X, Y, Z ;

$I_{p0k}, I_{p1k}, \dots, I_{plk}$ – полярные моменты узлов станка.

$(l_{01}, l_{02}, l_{03}, l_{04}, l_{05}, l_{06}), (l_{i1}, l_{i2}, l_{i3}, l_{i4}, l_{i5}, l_{i6}), \dots, (l_{il}, l_{il}, l_{il}, l_{il}, l_{il}, l_{il})$ – геометрические параметры установки упругих опор узлов станка.

$\rho_0, \rho_1, \dots, \rho_l$ – плотности материала узлов станка;

a_i, b_i – постоянные коэффициенты, заданные для узлов станка, $i = \overline{0, l}$.

Данная работа выполнена в соответствии с ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009-2013 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Решетов, Д.Н. Точность металлорежущих станков [Текст]/ Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.
2. Ивахненко, А.Г. Концептуальное проектирование металлорежущих систем. Структурный синтез [текст]/ А.Г. Ивахненко. Хабаровск: Изд-во Хабар. гос. техн. ун-та, 1998. 124 с.
3. Ивахненко А.Г. Структурно-параметрический синтез технологических систем [Текст]: монография / А.Г. Ивахненко, В.В. Куц; Курск. гос. техн. ун-т. Курск, 2010. 153 с.
4. Проников А.С. Проектирование металлорежущих станков станочных систем [Текст]/ А.С., Проников, О.И. Аверьянов, Ю.С. Апполонов и др. В 3-х т. Т.1. –М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана: Машиностроение, 1994. 444 с.: ил.
5. Розин Л.А. Стержневые системы как системы конечных элементов. Л., Изд-во Ленингр. ун-та, 1975. 237 с.
6. Образцов И. Ф., Савельев Л. М., Хазанов Х. С. Метод конечных элементов в задачах строительной механики летательных аппаратов: Учеб. пособие для студентов авиац. спец. вузов. — М.: Высш. шк., 1985. — 392 с, ил.

Куц Вадим Васильевич

Юго-Западный государственный университет, г. Курск

Кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Управление качеством, метрологии и сертификации»

Тел.: (4712) 32-61-00

E-mail: kuc-vadim@yandex.ru

УДК 621.822

В.Б. ИЛЬИЦКИЙ, С.В. СОРОКИН, Е.С. ГОРЕНКОВ

КРИТЕРИИ ВЫБОРА МАТЕРИАЛА ОПОР СКОЛЬЖЕНИЯ, РАБОТАЮЩИХ БЕЗ СМАЗКИ

В статье рассматриваются вопросы определения критериев и построения математической модели выбора материалов деталей при проектировании узлов трения скольжения, работающих без смазки, формализуются требования, предъявляемые к материалам. Предлагаемая методика основана на применении метода анализа иерархий в сочетании с элементами теории нечетких множеств

Ключевые слова: опора скольжения, смазка, метод анализа иерархий

The article addresses the definition of criteria and construction of a mathematical model of selecting materials for the parts in the design of sliding friction units operating without lubrication, formalized the requirements for materials. The proposed technique is based on the method of analysis of hierarchies, combined with elements of the theory of fuzzy sets

Key words: a support of sliding, greasing, a method of the analysis of hierarchies

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Работа машин и агрегатов современной техники происходит с возрастающими скоростями и нагрузками, при высоких и низких температурах, в агрессивных средах и вакууме. Повышаются требования к надежности и долговечности наряду со стремлением к упрощению и удешевлению разрабатываемых конструкций, к кондиционности вырабатываемых продуктов. В этих условиях все большее применение находят подшипники скольжения, работающие без смазочного материала.

Основными областями, в которых используются пары «сухого» трения являются:

- экстремальные температурные условия, так как смазочные материалы работоспособны в диапазоне от -30°C до $+300^{\circ}\text{C}$, а подшипники «сухого» трения позволяют работать с температурами свыше $+400^{\circ}\text{C}$;
- работа узлов трения при высоких нагрузках, так как в этих условиях смазочное вещество выдавливается из зоны контакта, и создать гидродинамическую смазку невозможно;
- работа при низких скоростях скольжения также нарушает работу гидродинамической смазки, так как давление в масляном клине оказывается недостаточным для восприятия нагрузки;
- работа узлов трения в вакууме вследствие высокой упругости паров жидкостей и смазок приводит к их испарению, и они теряют смазывающие свойства;
- работа в пищевой, текстильной и химической промышленности, так как минеральные смазки приводят к загрязнению маслом производимого продукта;
- узлы герметичной аппаратуры работают при высоком давлении и подвержены периодическому колебанию давления в системе, что приводит к выбросам смазки из подшипников.

Материалы, применяемые для деталей типа втулка прямой пары трения скольжения, подразделяются на следующие группы: I – металлические материалы (коррозионно-стойкие стали и сплавы, углеродистые и легированные стали, чугуны, цветные металлы, наплавочные материалы), II – материалы на основе углерода, III – неметаллические высокотвердые материалы, IV – материалы на основе полимеров, в том числе металлополимерные.

Вследствие недостаточно обоснованного выбора материалов для деталей пар трения скольжения сроки службы машин и агрегатов уменьшаются, возрастает количество ремонтных работ, и, как следствие, снижается производительность из-за дополнительных простоев оборудования. От выбранного материала зависит конструктивное оформление узла трения. Конструкции деталей разрабатываются исходя из свойств материалов таким образом, чтобы наиболее полно использовать низкий коэффициент трения и высокую износостойкость материала, при этом сведя до минимума или полностью устранив вредное влияние отрицатель-

ных характеристик материала (физико-механических свойств: недостаточная прочность, хрупкость, низкая теплопроводность, нестабильность размеров во времени и геометрических параметров качества трущихся поверхностей).

Материалы деталей пар трения скольжения, работающих без смазки выбираются в зависимости от свойств рабочей среды, ее температуры и давления, от скорости скольжения по валу, от реакции в опоре (нагрузки), от теплоотвода из зоны трения, графика межремонтных периодов и срока наработки узла на отказ.

Таким образом, выбор конкретного материала деталей пары трения осуществляется в условиях наличия многих критериев, при этом для ряда критериев характерна неполнота и неточность информации, необходимой для оценивания, вследствие чего подобного типа задачи обычно решаются проектировщиком на интуитивном уровне, с использованием эвристических подходов, а зачастую методом проб и ошибок.

Разработка и применение средств программной поддержки решения таких задач, ключевую роль в которой играет определение критериев выбора и построение соответствующих математических моделей, учитывающих структуру и специфику исходной информации, позволит проектировщику более детально и последовательно отразить и формализовать свои предпочтения, заранее оценить и проанализировать последствия выбора каждого решения, исключить недопустимые варианты и выделить наиболее удачные решения, вследствие чего сократить сроки проектирования, повысить научную и инженерную обоснованность и снизить субъективный фактор принимаемых решений.

В качестве основных критериев выбора должны использоваться контактная прочность (несущая способность) и износостойкость. Задачи определения требуемых параметров теплостойкости, сопротивляемости агрессивным средам, оптимальной стоимости не представляют научных и технических проблем.

КРИТЕРИЙ КОНТАКТНОЙ ПРОЧНОСТИ

По конструктивному исполнению вкладыши опор подразделяют на толстостенные и тонкостенные, последние в свою очередь могут выполняться разъемными. Для всех видов вкладышей расчеты контактных параметров известны, при этом учитываются конструктивные отличия и особенности материала (полимеры, металлы и антифрикционные покрытия) деталей узла трения [1]. Согласно приведенным исследованиям в лучших условиях работают тонкостенные вкладыши, так как максимальное давление находится в зоне корпуса (рисунок 1).

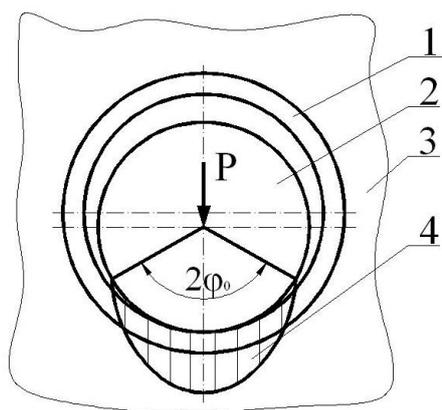


Рисунок 1 – Расчетная схема подшипника скольжения 1 – вкладыш, 2 – вал, 3 – корпус подшипника, 4 – зоны напряжения

Однако при выборе материала необходимо ориентироваться на толстостенный вкладыш, поскольку в момент пуска механизма может оказаться, что максимальное давление на какое-то время будет располагаться в зоне тонкостенного вкладыша, то есть критерием выбора является следующее выражение:

$$P_{\max} < \sigma_T, \tag{1}$$

где P_{\max} – максимальное давление;
 σ_T – предел текучести материала вкладыша.

Согласно [1]:

$$P_{\max} = \frac{2P}{\pi R_1 l \sin \varphi_0}, \tag{2}$$

где P – нагрузка в стыке;
 R_1 – внутренний радиус вкладыша;
 l – длина контакта;
 φ_0 – половина угла контакта.

$$\sin \varphi_0 = \sqrt{\frac{4}{\pi} \left[(1 - \mu_1^2) + (1 - \mu_2^2) \frac{E_1}{E_2} \right] \frac{P}{E_1 (R_1 - R_2) l}} \quad (3)$$

где E_1, E_2, μ_1, μ_2 – модули упругости и коэффициенты Пуассона соответственно материала вкладыша (индекс 1) и вала (индекс 2);

R_1 и R_2 – радиусы вкладыша и вала ($R_1 - R_2$ – радиальный зазор сопряжения).

КРИТЕРИЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ И ТЕПЛОСТОЙКОСТИ

Для расчета величины износа и температурного режима также известны зависимости [1]. При выборе материала по условию теплостойкости нередко пользуются упрощенным критерием – характеристикой $[pv]$, где v – окружная скорость вала, но этот критерий весьма серьезно критикуется [1, 2]. При увеличении нагрузки на поверхность контакта давление на единичном пятне существенно не изменяется, а увеличивается число пятен контакта, так как условие «нагруженности» на одном пятне контакта сохраняются. В условиях же работы подшипников скольжения со смазкой конечным мерилем тепловой напряженности является температура масляного слоя, а тепловыделение зависит от ряда конструктивных параметров (длина контакта, диаметр) и коэффициента трения, что не учитывается приведенным критерием.

Предлагается для выбора материала вкладышей по характеристикам износостойкости и теплостойкости использовать единый критерий – это минимальное значение работы трения (W_{\min}).

Работа трения определяется следующим выражением

$$W = fPL, \quad (4)$$

где f – коэффициент трения;

P – нагрузка;

L – путь трения.

Если выразить нагрузку P через максимальное давление P_{\max} , а путь трения через скорость (v) и время (t), и учесть площадь контакта ($S_{\text{пл}}$), то

$$W = fP_{\max} S_{\text{пл}} vt \quad (5)$$

где площадь контакта

$$S_{\text{пл}} = \frac{2\varphi_0^\circ}{360^\circ} 2\pi R_1 l = \frac{\pi\varphi_0^\circ}{90^\circ} R_1 l, \quad (6)$$

и тогда

$$W = \frac{\varphi_0^\circ}{45^\circ \sin \varphi_0} P v t f \quad (7)$$

Полученный критерий учитывает практически все конструктивные, нагрузочные и временные параметры. Кроме того, время t работы узла может быть задано необходимое, поскольку отражает ресурс работы подшипника.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ВЫБОРА МАТЕРИАЛА ОПОР СКОЛЬЖЕНИЯ

В соответствии с предложенной методикой созданы структурная схема и математическая модель автоматизированной подсистемы выбора материалов.

Процесс моделирования выбора материала деталей пар трения можно представить в виде последовательного выполнения нескольких этапов (рис. 2).

Вначале для каждого материала выполняется процедура сравнения входной информации с множеством параметров, характеризующих допустимые значения свойств материалов, которые могут обеспечить функционирование узла трения в заданных условиях.

В результате формируется начальное множество альтернатив, содержащее сочетания «материал – предельно допустимые значения», параметры которых удовлетворяют входным данным. Например, для параметров $\{P_i, T_i, V_i\}$ (P_i – допустимые значения нагрузки, T_i – температуры и V_i – скорости скольжения) входная информация представляется в следующем виде:

$$A = \{ \langle M_k, P_i, T_i, V_i \rangle \mid M_k \in M; P_i < P_B; T_i < T_B; V_i < V_B; \}, \quad (8)$$

где P_B , T_B , V_B – условия функционирования узла трения.

Примером альтернативы может являться сочетание < материал – графит АМС-3, допустимые условия работы: нагрузка $P < 0,5$ МПа, температура $T < 400^\circ\text{C}$, скорость скольжения $V < 1,5$ м/с>.

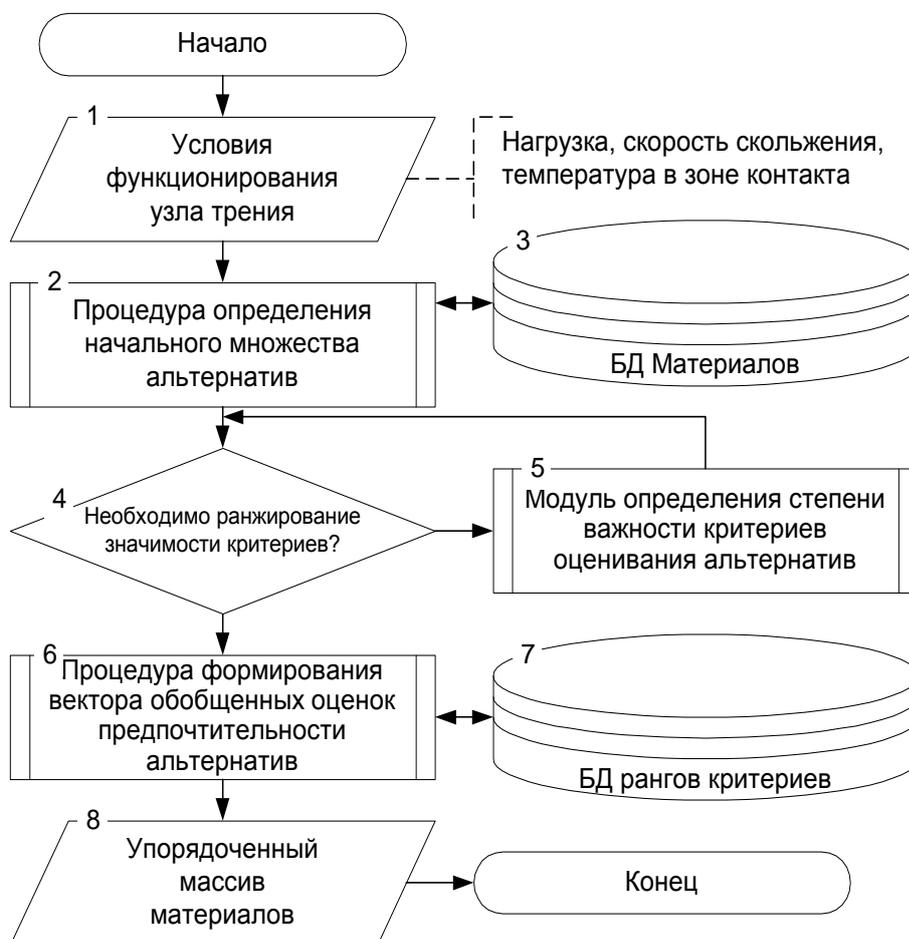


Рисунок 2 – Блок-схема модуля выбора материалов деталей пар трения-скольжения

Дальнейшие шаги моделирования связаны с ранжированием допустимых альтернатив в соответствии с уровнем их предпочтительности в условиях конкретной задачи выбора. На предпочтительность того или иного материала, помимо условий обеспечения требуемых параметров работы узла (нагрузка, температура, скорость скольжения), может влиять целый ряд дополнительных условий (критериев), к которым обычно относят коррозионную стойкость, износостойкость, теплостойкость, предпочтительность по стоимости изготовления и обработки, прирабатываемость и др. При этом различные альтернативы удовлетворяют каждому из этих условий в разной степени, и увеличение предпочтительности по одному критерию часто ведет к ее уменьшению по другим. Таким образом, для построения процедуры синтеза оценок предпочтительности альтернатив необходимо привлечение методов многокритериального анализа решений, учитывающих данные условия и обладающих свойством устойчивости к неполноте и неопределенности исходной информации. Одним из таких методов является метод анализа иерархий, который и был применен в данной работе [3, 4].

Оценивание альтернатив по критериям, имеющим числовое выражение проводится по зависимости:

$$C_i(x) = \frac{C_i(x)}{\sum_{x \in X} C_i(x)} \quad (9)$$

На заключительном этапе осуществляется иерархический синтез, результатом которого является вектор обобщенных оценок предпочтительности альтернатив $x \in X$. Указанные оценки определяются в соответствии с правилом

$$C(x) = \sum_j \lambda_j C_j(x) \quad (10)$$

где параметр λ характеризует степень относительной важности детализирующих критериев по отношению к детализируемому.

Полученные значения $C(x)$ упорядочивают допустимые альтернативы по степени их предпочтительности в условиях поставленной задачи выбора оптимального материала. Таким образом, в качестве решения задачи можно рассматривать набор $\langle X, \{C(x) \mid x \in X\} \rangle$, где множество X допустимых альтернатив представленных в форме (8).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Трение, изнашивание и смазка. Справочник в 2-ух кн. Кн. 2 / Под ред. И.В. Крагельского, В.В. Аликина. – М. Машиностроение, 1979. – 358 с., ил.
2. Орлов, П.И. Основы конструирования. Справочно-методическое пособие в 3-х книгах. Кн. 2. Изд. 2-е перераб. и доп. М. Машиностроение, 1977. – 577 с., ил.
3. Андрейчиков, А.В. Компьютерная поддержка изобретательства (методы, системы, примеры применения) / А.В. Андрейчиков, О.Н. Андрейчикова – М.: Машиностроение, 1998. – 476 с.
4. Саати, Т. Принятие решений: метод анализа иерархий/ Т. Саати: Пер. с англ. – М.: Радио и связь, 1993. – 314с.

Сорокин Сергей Владимирович

Брянский государственный технический университет, Брянск
Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения»
тел. (4832) 58-82-20,
E-mail: irb18@yandex.ru

В.В. НАДУБАЕВ, Е.Н. ФРОЛОВ

ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКИЕ АЛМАЗЫ-СВ ПРИ МОДЕРНИЗАЦИИ СОВРЕМЕННОГО МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Рассмотрены возможности эффективного использования поликристаллических СВ-алмазов для правки абразивных кругов, применяемых для различных видов шлифования.

Ключевые слова: поликристаллические алмазы, правящие карандаши, круги абразивные.

The paper considers the possibilities for the effective usage of polikristal-SV diamonds for resharpening grinding wheels used in different kinds of grinding.

Key words: the polycrystalline diamonds, which rule pencils, circles are abrasive.

В современных условиях постоянно возрастают требования к качеству и эксплуатационным характеристикам деталей машин. Повышение этих показателей достигается, главным образом, применением более прочных и стойких новых видов конструкционных материалов, а также прогрессивных высокопроизводительных методов обработки деталей из этих материалов.

Завершающим этапом изготовления большинства ответственных деталей являются операции абразивной обработки, на которых, как правило, формируются основные показатели качества деталей, такие как точность, шероховатость поверхности и физико-механические свойства поверхностного слоя. Основными требованиями, предъявляемыми к абразивной обработке, в том числе и к шлифованию, являются повышение производительности и снижение себестоимости обработки при сохранении требуемого качества обработанных поверхностей деталей машин. Несомненные достоинства процесса шлифования реализуются наиболее полно лишь в том случае, когда вместе с процессом шлифования получает аналогичное, или опережающее развитие технология восстановления режущей способности абразивных кругов посредством их правки. Совершенствование процессов правки абразивных кругов является важнейшим условием повышения эффективности шлифования деталей. Это достигается путем использования для правки более производительных и износостойких видов правящих инструментов и оптимизации технологических условий правки [1].

Абразивные круги, как правило, в большей степени расходуются не в процессе шлифования, а в процессе их правки. Следовательно, износ шлифовальных кругов и правящих инструментов, влияющий на показатели процесса шлифования, в значительной мере зависит от вида правящего инструмента и технологических условий правки. Причем затраты времени на правку могут достигать 40-50% штучного времени обработки. Увеличение производительности процесса шлифования в значительной степени определяется правильным выбором правящих инструментов и совершенствованием самих методов правки. Существенное влияние на работоспособность правящего инструмента и показатели процесса шлифования оказывает правильный выбор вида алмазного сырья.

Для изготовления правящих карандашей используются различные виды алмазов. Проблема замены природных алмазов синтетическими в настоящее время решается не только за счет использования монокристаллических синтетических алмазов, но и путем применения поликристаллических синтетических алмазов.

В связи с этим особое значение приобретают вопросы, связанные с созданием новых видов правящих инструментов при использовании для их изготовления прогрессивных высокопроизводительных инструментальных материалов и более эффективных связок. Наиболее перспективным видом правящих инструментов являются алмазные карандаши, используемые для правки кругов на операциях круглого и плоского шлифования, а также на резьбо- и зубошлифовальных операциях. В настоящее время в правящих карандашах широко используются наряду с инструментальными материалами из природных алмазов различные ви-

ды синтетических алмазов и ПСТМ, в том числе и поликристаллические алмазы типа СВ. Алмазы типа СВ имеют достаточно высокую прочность 8...10 ГПа и термостойкость до 1470К, к тому же, обладают изотропией свойств. Данное обстоятельство, а также относительно низкая стоимость данных алмазов позволяют их широко использовать в правящем инструменте, в том числе вместо дорогостоящих природных и некоторых видов синтетических алмазов.

В Брянском государственном техническом университете были разработаны и исследованы ряд конструкций алмазных правящих карандашей, рабочими элементами которых являются зерна алмазов типа СВ, отработана технология их изготовления и проведены исследования их эксплуатационных показателей. В результате предварительно проведенного анализа конструкций правящих инструментов был обоснован целесообразный выбор типоразмеров правящих алмазных карандашей, которые изготавливались типов 01,02,04 исполнения А и С в соответствии ГОСТ 607-80. При изготовлении правящих карандашей использовался метод электроконтактного спекания с последующей горячей допрессовкой на специально созданной установке для спекания (рисунок 1).

В результате проведения исследований процесса правки абразивных кругов было установлено, что основными эксплуатационными характеристиками правящих карандашей являются их производительность и износостойкость, поскольку от них в значительной мере зависит качество обработки и себестоимость операций шлифования [2].

Наибольшее влияние на износостойкость правящих карандашей оказывают статическая прочность алмазов, их термостойкость, зернистость и концентрация, а также твердость, износостойкость и прочность алмазоудерживающей связки. Материал связки должен иметь близкий к алмазу коэффициент теплового расширения, чтобы алмаз не испытывал дополнительных термических напряжений в процессе правки. Однако, наиболее распространенные для изготовления алмазных карандашей металлические связки не обеспечивают надежного удержания алмазных зерен. В результате этого до 95% алмазов полностью не расходуются на правку абразивных кругов, так как в процессе правки большинство их них вырывается из связки. Данное обстоятельство является причиной повышенного износа правящего инструмента, нестабильности рабочих характеристик абразивных кругов и ухудшения показателей процесса шлифования.

Это явление объясняется достаточно низкой адгезионной активностью большинства металлических связок по отношению к химически инертному алмазу. Это, прежде всего, относится к связкам на основе композиции Cu+Sn, наиболее широко применяемым при изготовлении правящих карандашей. Повышение прочности алмазоудержания связок достигалось путем введения в их состав незначительных количеств так называемых переходных металлов Cr, Ti, V, Ni, что обеспечило хорошую смачиваемость жидким металлом поверхности

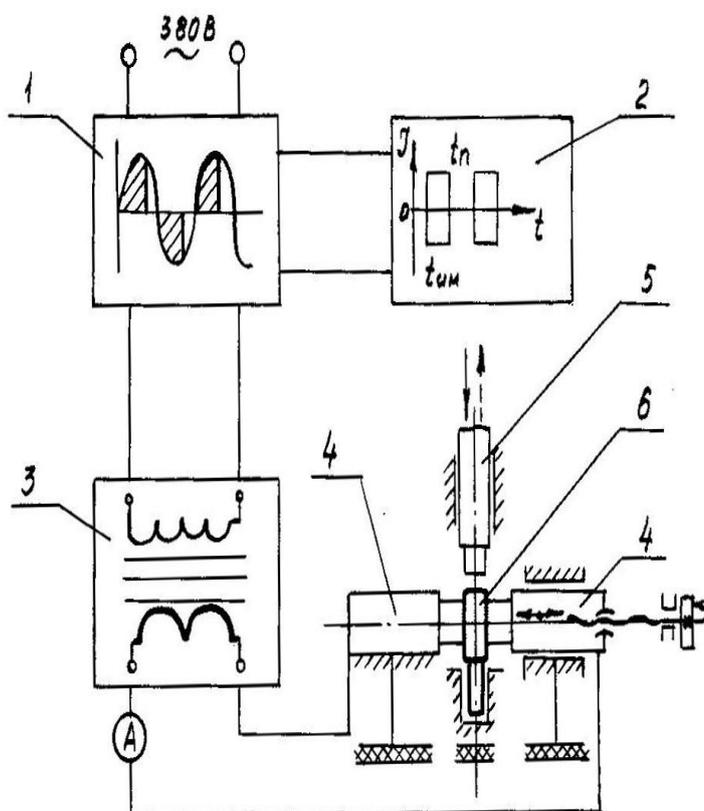


Рисунок 1 – Принципиальная схема установки для электроконтактного спекания алмазных карандашей: 1 – прерыватель линейный (ПСЛ); 2 – система управления; 3 – трансформатор сварочный; 4 – медно-графитовые электроды; 5 – шток пресса(нуансон); 6 – заготовка алмазного карандаша

алмаза и, следовательно, повышение адгезионной активности связки. Так введение в состав связки Cu+Sn до 1% Ni позволило снизить величину критической глубины заделки алмазного зерна в 1,5...2 раза, что значительно повысило прочность алмазоудержания и способствовало снижению удельного расхода алмазоносного слоя, являющегося основным показателем износостойкости правящих карандашей.

Для сравнительной оценки работоспособности алмазных правящих карандашей были проведены исследования по влиянию зернистости «Z» алмазов (таблица 1) и концентрации «K» алмазов на удельный расход (таблица 2) алмазного слоя.

Таблица 1 – Результаты экспериментальных исследований

Зернистость Z, мкм	Объем снятого абразива V, см ³	Весовой износ карандаша g, г		Удельный расход карандашей, q, г/см ³ x 10 ⁻⁴	
		прир. алм.	алм. СВ	прир. алм.	алм. СВ
800/630	248	0,144	0,206	5,81	8,32
1000/800	242	0,073	0,123	3,02	5,09
1250/1000	236	0,033	0,059	1,43	2,53
1600/1250	229	0,023	0,028	0,99	1,21
2000/1600	223	0,007	0,018	0,31	0,83

Таблица 2 – Результаты экспериментальных исследований

Концентрация K, %	Объем снятого абразива V, см ³	Весовой износ карандаша g, г		Удельный расход карандашей, q, г/см ³ x 10 ⁻⁴	
		прир. алм.	алм. СВ	прир. алм.	алм. СВ
5	217	0,206	0,279	9,64	12,9
10	211	0,128	0,174	6,1	8,26
15	204	0,098	0,135	4,8	6,6
20	198	0,081	0,121	4,1	6,1
25	192	0,058	0,092	2,91	4,8

Результаты экспериментальных исследований показали, что с увеличением зернистости алмазов происходит снижение удельного расхода алмазоносного слоя правящих карандашей из природных алмазов и из алмазов типа СВ. При увеличении зернистости с 800/630 мкм до 2000/1600 мкм значение удельного расхода снижается в 16 раз для карандашей из природных алмазов и в 10 раз для алмазов типа СВ.

На основании выполненных исследований было установлено, что существенное влияние на показатели износостойкости правящих карандашей оказывает характер износа алмазного слоя. В ходе микроскопического анализа была определена картина износа и установлен механизм изнашивания алмазоносного слоя. Как показали исследования, в процессе правки связка на рабочей поверхности карандаша изнашивается неравномерно. Наиболее интенсивный износ происходит в зоне вокруг алмазного зерна, где образуется углубление под действием потока абразивного шлама, снимаемого с круга в процессе правки, что способствует снижению износостойкости алмазных правящих карандашей. Это явление наблюдается практически для всех видов металлических связок, независимо от их твердости. Повышение износостойкости может быть достигнуто путем введения в связку высокоабразивных наполнителей и относительного повышения концентрации алмазов.

Основные закономерности процесса правки абразивных кругов были подтверждены в ходе экспериментальных исследований, которые проводились для оценки работоспособности алмазных правящих карандашей, изготовленных из алмазов типа СВ. Исследованию подвергались карандаши типа 02 и 04 исполнения С, изготовленные из природных алмазов и

алмазов типа СВ на медно-оловянной и твердосплавной связках. Правке данными карандашами подвергались абразивные круги, изготовленные по ГОСТ 2424-83 типа ПП400х40х203. Процесс правки осуществлялся на универсальном кругло-шлифовальном станке модели 3Б153У на следующих режимах $V_{кр}=36\text{м/с}$, $S_{прод}=0,5\text{м/мин}$, $S_{попер}=0,03\text{мм/дв.х.}$, $V_{охл}=20\text{л/мин}$. Износ правящих карандашей оценивался весовым методом на аналитических весах WA-31 производства Польши. Износ абразивных кругов определялся линейным методом [3].

По результатам проведенных исследований были получены экспериментальные зависимости удельного расхода алмазного слоя «q» правящих карандашей из природных алмазов и алмазов типа СВ от зернистости «Z» и концентрации «K» алмазов, а также твердости и износостойкости связки карандашей и абразивных кругов (рисунок 2).

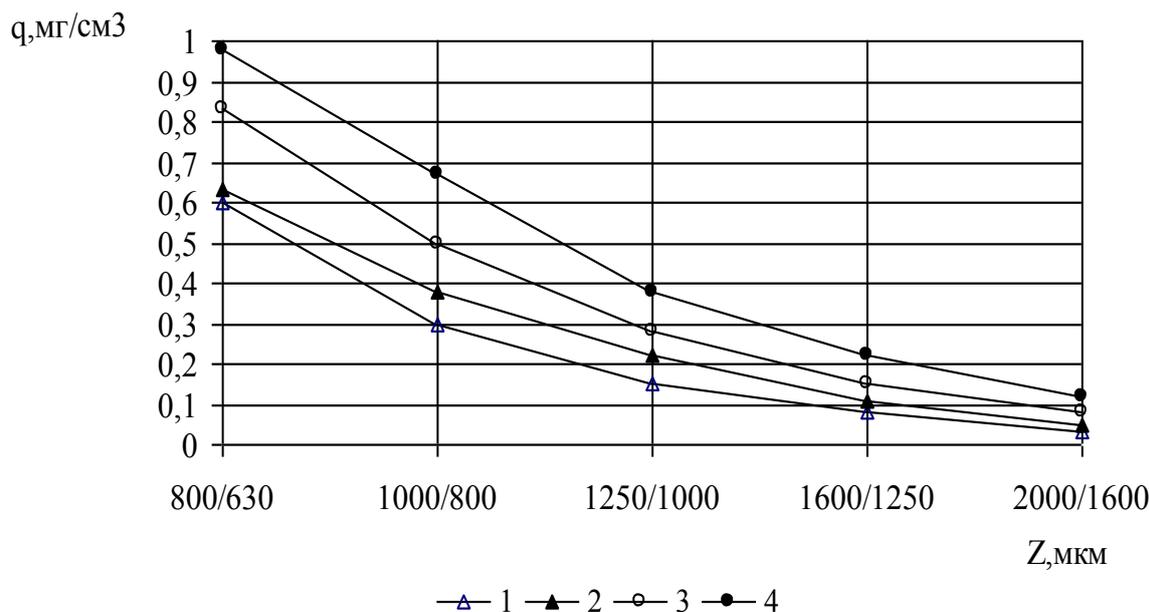


Рисунок 2 – Зависимость удельного расхода алмазного слоя «q» от зернистости алмазов «Z» для концентрации K=80% при правке абразивных кругов марок А40СМ2К (1,3) и А40СТ1К (2,4) правящими карандашами из природных алмазов (1,2) и алмазов типа СВ (3,4) на связке М2-01 твердостью НВ180

При увеличении зернистости связки происходит снижение «q» как для карандашей из природных алмазов, так и для карандашей типа СВ. Так, например, при правке круга твердостью СМ2 карандашами из алмазов типа СВ, значение удельного расхода алмазного слоя снижается с ростом зернистости с 800/630 мкм до 2000/1600 мкм примерно в 10 раз. При увеличении «Z» свыше 2000 мкм интенсивность снижения «q» падает и даже наблюдается стабилизация удельного расхода алмазного слоя.

На рисунке 3 представлена зависимость удельного расхода «q» от концентрации алмазов «K». При увеличении «K» с 20 до 80% происходит снижение «q» для всех алмазных карандашей в том числе из алмазов типа СВ. При значении «K» свыше 60% наблюдается некоторая стабилизация удельного расхода «q» алмазного слоя. Аналогичным образом происходит изменение «q» в зависимости от «K» и для карандашей, изготовленных из природных алмазов.

Проведенные теоретико-экспериментальные исследования позволили также установить влияние физико-механических свойств связки и ее износостойкости на показатели износостойкости алмазных правящих карандашей.

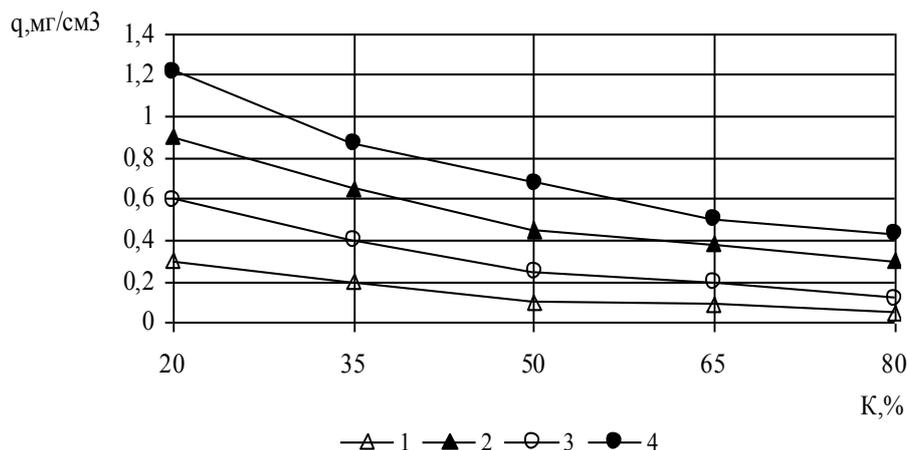


Рисунок 3 – Зависимость удельного расхода алмазного слоя « q » от концентрации алмазов « K » при зернистости $Z=2000/1600$ мкм (1,2), $Z=1000/800$ мкм (3,4) для карандашей из природных алмазов (1,3) и алмазов типа СВ (2,4) на связке М2-01 твердостью НВ180 при правке круга ПП400х40х203 25А40СМ2К

На рисунке 4 представлена зависимость удельного расхода алмазного слоя « q » для карандашей из алмазов типа СВ и природных алмазов от зернистости « Z » алмазов в карандашах, а также от износостойкости и твердости связки. Как показали выполненные исследования при использовании связок, обладающих большей твердостью, например, М6-02 значения « q » меньше, чем у карандашей со связкой М2-01. Причем при малых значениях зернистости влияние износостойкости сказывается на удельном расходе « q » гораздо больше, чем при более высоких зернистостях.

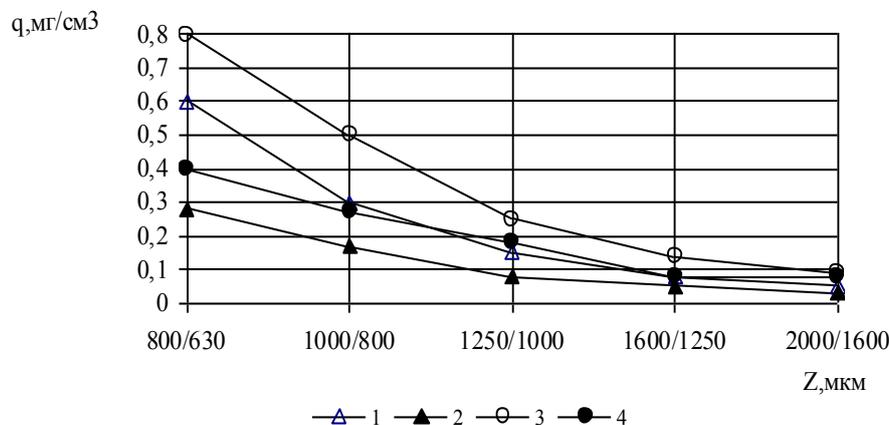


Рисунок 4 – Зависимость удельного расхода алмазного слоя « q » от зернистости алмазов « Z » при концентрации $K=80\%$ для карандашей из природных алмазов (1,2) и алмазов типа СВ (3,4) на связке М2-01 твердостью НВ180 (1,3) и на связке М6-02 твердостью НВ250 (2,4) при правке круга ПП400х40х203 25А40СМ2К

Значение удельного расхода алмазного слоя снижается с увеличением концентрации алмазов с 5% до 85% более чем в 3 раза для карандашей из природных алмазов и в 4 раза для карандашей из алмазов типа СВ [4].

На основании полученных экспериментальных исследований были выявлены оптимальные характеристики для определенного вида правящего инструмента и конкретных условий правки абразивных кругов, которые следует рекомендовать для широкого использования в машиностроительной отрасли (таблица 3) [5].

Таблица 3 – Рекомендуемые области применения алмазных карандашей для правки абразивных кругов

Вид шлифования	Параметры шлифовального круга				Характеристика правящего карандаша		
	Марка абразива	Размеры Dх, мм	Зернистость	Твердость	Марка алмаза	Материал связки	Обозначение
Круглое наружное	24А, 25А	600х63	16-40	СМ-С	алмаз СВ	М2-01	3908-0086 3908-0088
	64С	400х40		СТ1-СТ2	прир. алм.А	М6-02 М8-01	3908-0091 3908-0093
Бесцентровое	24А, 25А	400х63	16-40	СТ1-СТ2	алмаз СВ	М2-01	3908-0085 3908-0088
				СТ1-СТ2	прир. алм.А	М6-02 М8-01	3908-0091 3908-0093
Внутреннее	24А, 25А	150х40	8-40	М-СМ-С	алмаз СВ	М2-01	3908-0055 3908-0085
Плоское	64С	500х63	16-40	СТ1-СТ2	прир. алм.А	М6-02 М8-01	3908-0085 3908-0088
Резьбо- и зубошлифование	Эльбор	400х8	63/50	Т1-Т2	алмаз СВ прир. алм.А	М2-01 М6-02	3908-0061 3908-0062
	24А, 25А	300х32	16-40	СТ1-СТ2	прир. алм.А	М6-02	3908-0069

Однако, при этом следует отметить, что себестоимость правящих карандашей, изготовленных из алмазов типа СВ в 8...10 раз ниже себестоимости карандашей из природных алмазов. Всесторонний анализ закономерностей процессов правки абразивных кругов и исследования, представленные выше, а также расчеты экономической эффективности процессов шлифования в целом показали, что карандаши из поликристаллических алмазов типа СВ достаточно эффективны при правке абразивных кругов различной твердости, а это позволяет рекомендовать их для широкого использования в при модернизации современного машиностроительного производства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Малышев, В.И. Прогрессивные методы обработки абразивных кругов / В.И. Малышев, В.И. Пилинский, Г.Г. Покладий и др. – Киев, техника, 2005. – 112с.
2. Аверченков, В.И. Исследование правки абразивных кругов карандашами на основе ПСТМ-алмазов типа СВ / В.И. Аверченков, В.В. Надуваев // Прогрессивные технологии – основа качества и производительности обработки изделий, АТН РФ ВВО, – Нижний Новгород, – 2008. – С.40-47.
3. Аверченков, В.И. Исследование технологических возможностей правящих карандашей из поликристаллических сверхтвердых материалов – алмазов типа СВ / В.И. Аверченков, В.В. Надуваев, Е.Н. Фролов // Сверхтвердые материалы. – 1998. – №2, С.72-76.
4. Надуваев, В.В. Повышение эффективности правки абразивных кругов карандашами из алмазов типа СВ / В.В. Надуваев, Е.Н. Фролов // Высокоэффективные технологии в машиностроении: тез. докл. конф. – Москва – 2007. – С 56-58.
5. Надуваев, В.В. Перспективы использования инструментальных материалов СВ-алмазов в промышленности / В.В. Надуваев, Е.Н. Фролов – М.: Машиностроение «Справочник. Инженерный журнал», 2009, вып. 10, с. 49-53.

Надуваев Владимир Васильевич

Брянский государственный технический университет, г. Брянск
Кандидат технических наук, доцент кафедры «ТМ» (БГТУ)
Тел. (4832) 58-82-20
E-mail: atali12@rambler.ru

Фролов Евгений Николаевич

Брянский государственный технический университет, г. Брянск
Кандидат технических наук, доцент кафедры «ТМ» (БГТУ)
Тел. (4832) 58-82-20
E-mail: atali12@rambler.ru

Л. Ю. ФРОЛЕНКОВА

РАСЧЕТ ПОВЕРХНОСТНОЙ ЭНЕРГИИ И ПРОЧНОСТИ БЕЗОЛОВЯННЫХ БРОНЗ, ЖАРОПРОЧНЫХ КОВОЧНЫХ СПЛАВОВ

В работе предложены расчетные формулы для поверхностной энергии и предела прочности, полученные на основании модели упругой среды, основанной на представлении о нелокальном парном и тройном потенциальном взаимодействии ее частиц. Проведены расчеты для алюминиевых и бериллиевых бронз, жаропрочных ковочных сплавов. Результаты расчетов удовлетворительно соответствуют известным из литературы.

Ключевые слова: *градиентная модель упругой среды, потенциал взаимодействия, поверхностная энергия, свободная энергия, энергия и сила когезии, предел прочности.*

In the article formulas for calculation of superficial energy and strength of flexure are offered. These formulas are received from a model of the elastic environment which is based on pair and triple potential interaction of its particles. Calculations are conducted for an aluminum and beryllium bronzes, heatproof forgings alloys. Results of calculations for number of materials correspond to known from the literature approximately.

Key words: *the gradient model of the elastic environment, interaction potential, superficial energy, free energy, energy and force of cohesion, breaking point.*

ВВЕДЕНИЕ

Современная промышленность предъявляет все более высокие требования к металлическим материалам, одно из основных требований это прочность. Поэтому изучению механических свойств сплавов в последнее время посвящено большое количество исследований. Для многих сплавов механические свойства, такие как модули упругости, пределы прочности и текучести достаточно точно определены экспериментально. Но, тем не менее, данная информация не всегда является полной. Из-за сложности проведения опытов по проверке прочности, их высокой себестоимости, делать это удобнее всего теоретически с помощью, например, оценки поверхностной энергии и предела прочности через механические свойства материалов. Существуют многочисленные теоретические методы позволяющие оценить прочность в зависимости от механических свойств материала. Однако они, как правило, сильно идеализированы и разработаны для простейших структур, мало похожих на структуры реальных сплавов. В результате по этим моделям трудно проводить важные для практики расчеты, налицо сильное расхождение в расчетных и экспериментальных данных.

С учетом сказанного выше, перспективным для расчета прочности сплавов является предложенный в работе метод, позволяющий получить расчетные формулы для поверхностной энергии и предела прочности на основе модели упругой среды, с учетом представлении о нелокальном парном и тройном потенциальном взаимодействии ее частиц.

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ОДНОРОДНОЙ СРЕДЫ

Для расчета поверхностной энергии и предела прочности теория упругости основана на следующих предположениях.

Классическая теория упругости не годится, так как не рассматривает поверхностные эффекты. Поэтому предлагается использовать градиентную модель упругой среды. Это можно сделать по следующим причинам.

Уравнения равновесия среды в рамках этих моделей, записанные в перемещениях, имеют порядок больший, чем классические, содержат малый параметр (дополнительный к классическим упругую константу) при старшей производной. Это является свидетельством возможности описывать пограничный слой.

Для построения расчета делаем следующие допущения.

1. Считается, что любое тело B сначала мысленно, а затем реально выделяется из бесконечной среды. Для упрощения рассуждений переходные процессы, сопровождающие выделение, не рассматриваются. Конфигурация тела B , лишь мысленно выделенного в бесконечно протяженной среде Ω , при условии отсутствия на нее внешних воздействий, принимается за отсчетную.

2. Материал среды Ω является сплошным, однородным, изотропным, упругим, недеформированным, с известными физическими свойствами.

3. Допускается, что образование свободной поверхности A , ограничивающей область (объем) V , занимаемую телом B , происходит в изотермическом, обратимом процессе мгновенного образования A .

4. Затраченная на выделение работа G преобразуется в суммарную поверхностную энергию тела B и отделенной от него части $C = \Omega - B$ так, что приращение свободной энергии ΔF одного тела [1] в случае, когда разделенные части симметричны относительно поверхности разделения, определяем формулой:

$$\Delta F = G/2 = \int_A W_p dA, \quad (1)$$

Учитывая, что при мгновенном выделении B из Ω у частиц dB тела B изменяется только множество соседей, потенциально, взаимодействующих с ними (деформаций разделенных частей и изменения их температуры, процесс изотермичен, не происходит), равенство (1) записывается в виде

$$\int_A W_p dA = \int_V \left[\int_{\Omega} \Psi^{(2)}(l_1) dV_1 - \int_V \Psi^{(2)}(l_1) dV_1 \right] dV + \int_V \left[\int_{\Omega} dV_1 \int_{\Omega} \Psi^{(3)}(l_1, l_2) dV_2 - \int_V dV_1 \int_V \Psi^{(3)}(l_1, l_2) dV_2 \right].$$

В этой записи $\Psi^{(2)}(l_1) dV dV_1$, $\Psi^{(3)}(l_1, l_2) dV dV_1 dV_2$ – потенциалы парного и тройного взаимодействий частиц dB сплошного тела B (соответственно частицы dB с частицей dB_1 – в первом случае и частицы dB с частицами dB_1 и dB_2 – во втором случае) [2, 3]. Перечисленные частицы имеют соответственно объемы dV , dV_1 и dV_2 . Их центры масс расположены в точках с радиус-векторами \vec{r} , \vec{r}_1 и \vec{r}_2 . Расстояние от dB до dB_1 и dB_2 соответственно равны $l_1 = |\vec{r}_1 - \vec{r}|$ и $l_2 = |\vec{r}_2 - \vec{r}|$.

Считается, что потенциалы $\Psi^{(2)}$ и $\Psi^{(3)}$ зависят только от расстояний l_1 и l_2 между взаимодействующими частицами (среда однородна). Для функций $\Psi^{(2)}(l_1)$ и $\Psi^{(3)}(l_1, l_2)$ использованы соотношения

$$\Psi^{(2)}(l_1) = P(e^{-2\beta l_1} - 2e^{-\beta l_1}),$$

$$\Psi^{(3)}(l_1, l_2) = H(e^{-2\beta l_1} - 2e^{-\beta l_1})(e^{-2\beta l_2} - 2e^{-\beta l_2}).$$

Параметры β , P и H выражаются через среднее межатомное расстояние $l_0 = 1/\sqrt[3]{n}$, где n – число частиц (атомов, молекул) в единице объема окрестности. Параметры Ламэ λ , μ определяются через модуль Юнга E и коэффициент Пуассона ν :

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}. \quad (2)$$

Система уравнений для определения β , P и H имеет вид [4, 5]:

$$\left(\frac{12\pi}{5\beta^3}\right)P + \left(\frac{185\pi^2}{\beta^6}\right)H = \lambda, \quad \left(\frac{12\pi}{5\beta^3}\right)P + \left(\frac{120\pi^2}{\beta^6}\right)H = \mu, \quad \beta = \frac{45\sqrt{3}}{2l_0}. \quad (3)$$

Поверхностная энергия W_p – это энергия, концентрирующаяся в поверхностном слое твердого тела B при образовании свободной поверхности A в изотермическом обратимом процесс, к которой он примыкает, отнесенная к единице ее площади [6].

Тело, для которого вычисляется поверхностная энергия, полубесконечно и в отсчетном состоянии занимает область, описываемую в прямоугольной декартовой системе координат (x_1, x_2, x_3) неравенствами:

$$V: 0 < x \equiv x_1 < +\infty, \quad -\infty < x_2, x_3 < +\infty;$$

свободная поверхность, для которой определяется поверхностная энергия это плоскость:

$$A: x \equiv x_1 = 0, \quad -\infty < x_2, x_3 < +\infty.$$

В этом случае поверхностную энергию можно вычислять по формуле:

$$W_p = \lim_{A \rightarrow \infty} \frac{1}{A} \left\{ \int_V \left[\int_{\Omega} \Psi^{(2)}(l_1) dV_1 - \int_V \Psi^{(2)}(l_1) dV_1 \right] dV + \right. \\ \left. + \int_V \left[\int_{\Omega} dV_1 \int_{\Omega} \Psi^{(3)}(l_1, l_2) dV_2 - \int_V dV_1 \int_V \Psi^{(3)}(l_1, l_2) dV_2 \right] \right\}. \quad (4)$$

Она построена с учетом определения величины W_p для момента времени, следующего за мгновенным изотермическим образованием поверхности A . В этот момент ни деформаций ни изменения температуры еще нет, изменилось только число соседей частиц тела B , прилегающих к границе A .

Прочность материала на какой-либо площадке dA оценивается энергией когезии – энергией притяжения частей тела B взаимодействующих вдоль этой площадки [8]

$$\mathfrak{G} = 2W_p.$$

Она определяется свойствами материала, которые в нашем случае учитываются потенциалами $\Psi^{(2)}$ и $\Psi^{(3)}$. Кроме того, прочность материала часто оценивается с помощью силы когезии – силы притяжения взаимодействующих частей тела приходящейся на единицу площади участка dA . Она рассчитывается по формуле

$$\vec{f} = - \int_{V_{(\alpha)}} dV_{(\alpha)} \int_{V_{(\beta)}} \left[\nabla_1 \Psi^{(2)}(\vec{l}_1) + \int_{V_{(\beta)}} (\nabla_1 \Psi^{(3)}(\vec{l}_1, \vec{l}_2) + \nabla_2 \Psi^{(3)}(\vec{l}_1, \vec{l}_2)) dV_{(\beta)2} \right] dV_{(\beta)1},$$

где $\nabla_m \Psi^{(q)} = \frac{d\Psi^{(q)}}{d\vec{r}_m}$ – градиент потенциала $\Psi^{(q)}$ при изменении \vec{r}_m ;

$$m = 1, 2; \quad q = 2, 3.$$

Формула для вычисления вектора \vec{f} выведена из его представления в виде суммы всех внутренних сил, действующих со стороны частиц части $B_{(\alpha)}$ тела B на частицы другой части $B_{(\beta)}$ того же тела ($\alpha \neq \beta, \alpha, \beta = 1, 2$), совершающих работу на относительных смещениях взаимодействующих частиц. Полученный результат соответствует известному [8, 9].

Допущение о справедливости предложенной формулы расчета силы когезии проверено для нескольких однородных по составу материалов. Для них сила когезии одной части тела с другой, отнесенная к единице площади их контакта σ^* , должна совпадать с теоретическим пределом прочности исследуемого материала $\sigma_{теор}$. Он определен согласно [10] по формуле

$$\sigma_{теор} = E/5. \quad (5)$$

С учетом только парного взаимодействия частиц сплошной среды формула для расчета σ^* приобретает простой вид:

$$\sigma^* = \frac{6 \cdot \pi \cdot P}{4 \cdot \beta^3}. \quad (6)$$

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ СПЛАВОВ

Для сред, моделирующих сплав, предлагается рассчитывать поверхностную энергию W_p и предел прочности σ^* на основании соотношений (4) и (6), полученных выше для однокомпонентных материалов, с учетом следующих допущений:

- материал является однородным и изотропным;
- занятый материалом объем V равен сумме объемов его компонент V_m ;
- плотность материала ρ равна сумме произведений плотностей его компонент ρ_m на

их массовые доли α_m :

$$\rho = \sum_{m=1}^N \rho_m \alpha_m, \quad (7)$$

$$\sum_{m=1}^N \alpha_m = 1, \quad (8)$$

где N – количество компонент сплава;

m – компонента сплава.

– объемная доля составляющих сплав элементов определяется по формуле:

$$q_m = \alpha_m \frac{\rho_m}{\rho}; \quad (9)$$

– среднее межатомное расстояние сплава определяется по формуле:

$$l = \sqrt[3]{\sum_{m=1}^N \left(\frac{1}{\sqrt[3]{n_m}} \right)^3 \alpha_m}, \quad (10)$$

где n_m – количество атомов в единице объема m -ой компоненты сплава;

– значения модулей Юнга E , сдвига G рассчитываются по соотношению [11]:

$$R = \sum_{m=1}^N \alpha_m R_k, \quad (11)$$

где R – определяемый параметр;

R_k – значение параметра компоненты сплава.

Далее предлагается вести расчет по формулам (2) – (6), представленным выше, для однородных материалов.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ТЕОРИИ

Расчета поверхностной энергии и предела прочности для сплавов БрБ2, БрА7, БрАЖН10-4-4 и АК4 производим следующим образом.

При расчетах, учитываются только те химические элементы, процентный состав которых составляет более 1 %. Для сплавов весовые доли составляющих его элементов указаны в таблице 1 [12, 13].

Таблица 1 – Химический состав сплавов

Сплав	Химический состав в %													Примеси
	Al	Cu	Be	Fe	Mn	Mg	Ni	Pb	P	Ti	Zn	Si	Sn	
БрБ2	до 0,15	96,9 – 98	1,8 – 2,1	до 0,15			0,2 – 0,5	до 0,005				до 0,15		всего 0,5
БрА7	6 – 8	90,9 – 94		до 0,5	до 0,5			до 0,03	до 0,01		до 0,5	до 0,1	до 0,1	всего 1,1
БрАЖН10-4-4	9,5 – 11	77,4 – 83,5		3,5 – 5,5	до 0,3		3,5 – 5,5	до 0,02	до 0,01		до 0,3	до 0,1	до 0,1	всего 0,5
АК4	91,2 – 94,6	1,9 – 2,5		0,8 – 1,3	до 0,2	1,4 – 1,8	0,8 – 1,3			до 0,1	до 0,3	0,5 – 1,2		всего 0,1

Методика расчета состоит в следующем.

1. Определяются весовые и объемные коэффициенты составляющих сплав элементов (8). Весовые доли компонент сплава определяются химическим составом [12, 13]:

- А) БрБ2 – $\alpha_{Cu} = 0,98$, $\alpha_{Be} = 0,02$;
 В) БрА7 – $\alpha_{Cu} = 0,93$, $\alpha_{Al} = 0,07$;
 С) БрАЖН10-4-4 – $\alpha_{Cu} = 0,82$, $\alpha_{Al} = 0,1$, $\alpha_{Fe} = 0,04$, $\alpha_{Ni} = 0,04$;
 D) АК4 – $\alpha_{Al} = 0,92$, $\alpha_{Cu} = 0,025$, $\alpha_{Mg} = 0,018$, $\alpha_{Ni} = 0,013$, $\alpha_{Fe} = 0,013$, $\alpha_{Si} = 0,011$.

Плотности материалов элементов сплавов ($кг/м^3$) [7]:

- А) $\rho_{Cu} = 8,96 \cdot 10^3$, $\rho_{Be} = 1,85 \cdot 10^3$;
 В) $\rho_{Cu} = 8,96 \cdot 10^3$, $\rho_{Al} = 2,70 \cdot 10^3$;
 С) $\rho_{Cu} = 8,96 \cdot 10^3$, $\rho_{Al} = 2,70 \cdot 10^3$, $\rho_{Fe} = 7,86 \cdot 10^3$, $\rho_{Ni} = 8,90 \cdot 10^3$;
 D) $\rho_{Al} = 2,70$, $\rho_{Cu} = 8,96$, $\rho_{Mg} = 1,74$, $\rho_{Ni} = 8,90$, $\rho_{Fe} = 7,86$, $\rho_{Si} = 2,33$.

Плотность сплава определяется по формуле (7):

- А) $\rho = 8,82 \cdot 10^3$;
 В) $\rho = 8,52 \cdot 10^3$;
 С) $\rho = 8,29 \cdot 10^3$;
 D) $\rho = 2,98 \cdot 10^3$.

Объемные доли элементов сплава вычисляются по формуле (9). В результате:

- А) $q_{Cu} = 0,996$, $q_{Be} = 0,004$;
 В) $q_{Cu} = 0,978$, $q_{Al} = 0,022$;
 С) $q_{Cu} = 0,887$, $q_{Al} = 0,033$, $q_{Fe} = 0,038$, $q_{Ni} = 0,042$;
 D) $q_{Al} = 0,833$, $q_{Cu} = 0,075$, $q_{Mg} = 0,011$, $q_{Ni} = 0,039$, $q_{Fe} = 0,033$, $q_{Si} = 0,009$.

2. Выписываем значения концентраций атомов в единице объема m -ой компоненты сплава n_m , ($1/м^3$) [14]:

- А) $n_{Cu} = 8,45 \cdot 10^{28}$, $n_{Be} = 12,1 \cdot 10^{28}$;
 В) $n_{Cu} = 8,45 \cdot 10^{28}$, $n_{Al} = 6,02 \cdot 10^{28}$;
 С) $n_{Cu} = 8,45 \cdot 10^{28}$, $n_{Al} = 6,02 \cdot 10^{28}$, $n_{Fe} = 8,5 \cdot 10^{28}$, $n_{Ni} = 9,14 \cdot 10^{28}$;
 D) $n_{Al} = 6,02 \cdot 10^{28}$, $n_{Cu} = 8,45 \cdot 10^{28}$, $n_{Mg} = 4,30 \cdot 10^{28}$, $n_{Ni} = 9,14 \cdot 10^{28}$, $n_{Fe} = 8,5 \cdot 10^{28}$, $n_{Si} = 5 \cdot 10^{28}$.

3. Определяем среднее межатомное расстояние для сплава по формуле (10), ($м$):

- А) $l = 2,27 \cdot 10^{-10}$;
 В) $l = 2,30 \cdot 10^{-10}$;
 С) $l = 2,31 \cdot 10^{-10}$;
 D) $l = 2,55 \cdot 10^{-10}$.

4. Выписываем значения упругих постоянных – модуля Юнга E_m и сдвига G_m для компоненты сплава, ($Н/м^2$) [7]:

- А) $E_{Cu} = 1,30 \cdot 10^{11}$, $E_{Be} = 3,11 \cdot 10^{11}$, $G_{Cu} = 4,71 \cdot 10^{10}$, $G_{Be} = 1,52 \cdot 10^{11}$;
 В) $E_{Cu} = 1,30 \cdot 10^{11}$, $E_{Al} = 0,69 \cdot 10^{11}$, $G_{Cu} = 4,71 \cdot 10^{10}$, $G_{Al} = 2,63 \cdot 10^{10}$;
 С) $E_{Cu} = 1,30 \cdot 10^{11}$, $E_{Al} = 0,69 \cdot 10^{11}$, $E_{Fe} = 1,95 \cdot 10^{11}$, $E_{Ni} = 2,20 \cdot 10^{11}$, $G_{Cu} = 4,71 \cdot 10^{10}$,
 $G_{Al} = 2,63 \cdot 10^{10}$, $G_{Fe} = 7,62 \cdot 10^{10}$, $G_{Ni} = 8,15 \cdot 10^{10}$;
 D) $E_{Al} = 0,69 \cdot 10^{11}$, $E_{Cu} = 1,30 \cdot 10^{11}$, $E_{Mg} = 0,45 \cdot 10^{11}$, $E_{Ni} = 2,20 \cdot 10^{11}$, $E_{Fe} = 1,95 \cdot 10^{11}$,
 $E_{Si} = 1,60 \cdot 10^{11}$, $G_{Al} = 2,63 \cdot 10^{10}$, $G_{Cu} = 4,71 \cdot 10^{10}$, $G_{Fe} = 7,62 \cdot 10^{10}$, $G_{Mg} = 1,67 \cdot 10^{10}$,
 $G_{Ni} = 8,15 \cdot 10^{10}$, $G_{Si} = 6,32 \cdot 10^{10}$.

5. Определяем значения упругих постоянных – модуля Юнга E и сдвига G , для сплава, ($H / м^2$) по формуле (11):

- А) $E = 1,31 \cdot 10^{11}$, $G = 4,75 \cdot 10^{10}$;
- В) $E = 1,29 \cdot 10^{11}$, $G = 4,66 \cdot 10^{10}$;
- С) $E = 1,34 \cdot 10^{11}$, $G = 4,90 \cdot 10^{10}$;
- Д) $E = 8,43 \cdot 10^{11}$, $G = 3,20 \cdot 10^{10}$.

6. Определяем коэффициент Пуассона по формуле

$$\nu = \frac{E - 2G}{2G} :$$

- А) $\nu = 0,375$;
- В) $\nu = 0,379$;
- С) $\nu = 0,371$;
- Д) $\nu = 0,319$.

7. Определяем коэффициенты Ламе λ и μ для сплава по (2):

- А) $\lambda = 1,43 \cdot 10^{11}$, $\mu = 4,75 \cdot 10^{10}$;
- В) $\lambda = 1,46 \cdot 10^{11}$, $\mu = 4,66 \cdot 10^{10}$;
- С) $\lambda = 1,41 \cdot 10^{11}$, $\mu = 4,90 \cdot 10^{10}$;
- Д) $\lambda = 5,62 \cdot 10^{10}$, $\mu = 3,20 \cdot 10^{10}$.

Этих данных достаточно для расчета параметров β , P и H по (3), с помощью которых вычисляются потенциалы парного $\Psi^{(2)}$ и тройного $\Psi^{(3)}$ взаимодействий позволяющие определить поверхностную энергию сплава W_p по формуле (4), предел прочности сплава σ^* по формуле (6), учитывающей только парное взаимодействие. В таблице 2 представлены результаты расчетов поверхностную энергию W_p и энергии когезии сплава, а также значение поверхностной энергии сплава, вычисленное через модуль Юнга $W_p' = 8E \cdot 10^{-12}$ [15]. В таблице 3 представлены результаты расчетов модуля Юнга E по (11), предела прочности σ^* по (6), теоретического предела прочности $\sigma_{теор}$ по (5) для ряда сплавов, а так же их справочные аналоги.

Таблица 2 – Поверхностная энергия и энергия когезии

Материал	W_p , Дж/м ² , (4)	$\mathfrak{G} = 2W_p$, Дж/м ² , [8]	$W_p' = 8E \cdot 10^{-12}$, Дж/м ² , [15]
АК4	1,41	2,82	0,67
БрБ2	3,00	6,00	1,05
БрА7	3,10	6,20	1,03
БрАЖН10-4-4	3,01	6,02	1,07

Таблица 3 – Расчетные значения модуля Юнга E , предела прочности σ^* , теоретического предела прочности $\sigma_{теор}$ для ряда сплавов, а так же их справочные аналоги

Материал	$E \times 10^{11}$, Па, (11)	$\sigma^* \times 10^{10}$, Па, (6)	$\sigma_{теор} \times 10^{10}$, Па, (5)	$E_{ср.} \times 10^{11}$, Па, [16]	$\sigma_6 \times 10^8$, Па, [16]	$(E_{ср.}/5) \times 10^{10}$, Па, (5)
АК4	0,84	1,27	1,67	0,72	1,60	1,44
БрБ2	1,31	3,03	2,62	1,15 – 1,28	3,90 – 7,85	2,29 – 2,57
БрА7	1,29	3,09	2,57	1,17	2,95 – 9,70	2,34
БрАЖН10-4-4	1,34	2,99	2,69	1,12	4,40 – 8,15	2,24

Для корреляции теоретических и экспериментальных значений предела прочности (см. таблицу 3) нами предлагается ввести поправочный коэффициент κ , учитывающий вызванное технологическими причинами несоответствия реальной и теоретической структур материала, $\kappa = 0,01$, что согласуется с [10].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты расчета поверхностной энергии W_p и предела прочности σ^* на основании предложенных формул для ряда материалов сопоставлены с имеющимися в литературе данными. Характер соответствия удовлетворительный. Предложенный в работе метод ввиду его простоты может быть применен для расчета поверхностной энергии и пределов прочности конструкционных материалов сложного химического состава, так как в качестве предварительной информации для расчетов достаточно знания коэффициентов Ламэ и среднего межатомного расстояния.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ландау, Л. Д. Статистическая физика [Текст] / Л. Д. Ландау, Е. М. Лифшиц. – М.: Наука. – Т. 5, 1976. – 584 с.
2. Shorkin, V. Theory of the elasticity of the materials of the second order [Текст] / V. Shorkin, V. Gordon // High Performance Structures and Materials III. Editor: C.A. Brebbia. Wessex Institute of Technology, UK. WIT Press, 2006. – P. 581 – 589.
3. Азаров, А. С. Способ оценки значений дополнительных к классическим материальным констант градиентных сред с помощью учета тройного взаимодействия частиц [Текст] / А. С. Азаров, В. С. Шоркин // Известие ТулГУ, серия "Естественные науки". Вып. 1. Тула: Изд-во ТулГУ, 2009. С. 28 – 40.
4. Азаров, А. С. Учет влияния трехчастичного взаимодействия в сплошной упругой среде на ее механические характеристики [Текст] / А. С. Азаров, В. С. Шоркин // Сборник трудов 47 Международной конференции "Актуальные проблемы прочности". – Н.-Новгород, 2008. – С. 163 – 165.
5. Фроленкова, Л. Ю. Методика расчета энергии адгезии с учетом тройного взаимодействия частиц среды [Текст] / Л. Ю. Фроленкова // Известие ОрелГТУ, серия "Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии", № 4, 2009. – С. 22 – 26.
6. Физический энциклопедический словарь [Текст]. – М.: Советская энциклопедия, 1965. – Т 4. – 592 с.
7. Свойства элементов. Физические свойства: Справочник [Текст] / Е. Б. Самсонов. – М.: Металлургия, 1976. – 600 с.
8. Ландау, Л. Д. Курс общей физики. Механика и молекулярная физика [Текст] / Л. Д. Ландау, А. И. Ахиезер, Е. М. Лифшиц. – М: Наука, 1965. – 405 с.
9. Грот, С. Неравновесная термодинамика, пер. с англ. [Текст] / С. Грот, П. де Мазур. – М.: Мир, 1964. 456 с.
10. Петч, Н. Металлографические аспекты разрушения [Текст] / Н. Петч // Разрушение. Ред. Либовиц Г. – М.: Мир, 1973. – Т. 1. – С. 376 – 420.
11. Шермергор, Т. Д. Теория упругости микронеоднородных сред [Текст] / Т. Д. Шермергор. – М.: Наука, 1977. – 400 с.
12. ГОСТ 18175-78. Бронзы безоловянные, обрабатываемые давлением. Марки.
13. ГОСТ 4784-97. Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки.
14. Киттель, Ч. Введение в физику твердого тела [Текст] / Ч. Киттель/ – М.: Наука, 1978. – 792 с.
15. Vitcovsky, I. V. Adhesion energy estimation of some composite materials [Text] / I. V. Vitcovsky, F. N. Konev, V. S. Shorkin, N. D. Kzaev, A. E. Rusanov, V. M. Khoroshikh and S. L. Leonov. // Plasma Devices and Operations. – 2003. – Vol. 11 (2). – P. 81 – 87.
16. Конструкционные материалы: Справочник [Текст] / Б. Н. Арзамасов, В. А. Брострем, Н. А. Буше [и др.]. – М.: Машиностроение, 1990. – 688с

Фроленкова Лариса Юрьевна

Орловский государственный технический университет, г. Орел
кандидат физико-математических наук, доцент, доцент кафедры "Физика"
Тел. (4862) 41-98-44
E-mail: Lara@ostu.ru

МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ **И ИНСТРУМЕНТЫ**

УДК 621.787.4

В.А. ГОЛЕНКОВ, С.Ю. РАДЧЕНКО, Д.О. ДОРОХОВ, И.М. ГРЯДУНОВ

КЛАССИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССОВ КОМПЛЕКСНОГО ЛОКАЛЬНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Рассмотрены особенности процессов комплексного локального деформирования, в частности, методы валковой штамповки, прокатки с натяжением. Проанализированы схемы механической деформации для указанных процессов, предложены классифицирующие признаки, введен ряд параметров классификации. Намечены перспективы развития технологии комплексного локального деформирования.

Ключевые слова: валковая штамповка, прокатка с натяжением, комплексное локальное деформирование, классификация процессов обработки металлов давлением.

Features of processes of complex local deformation, in particular methods rolls stamping, rolling with a tension has been considerate. There have been analyzed schemes of mechanical deformation for the specified processes classifying signs has been offered, a number of parameters of classification has been entered. Prospects of development of technology of complex local deformation will be planned.

Key words: rolls stamping, rolling with a tension, complex local deformation, classifying processing of metals by pressure.

Новые методы обработки металлов давлением (ОМД) в последнее время разрабатываются на основе синтеза ранее известных процессов. Данный поиск обусловлен тем, что требования к эксплуатационным, прочностным и экономическим характеристикам деталей машин и приборов становятся все более жесткими, поэтому создание новых технологий ОМД должно отражать потребности различных производств и нести возможность практической реализации. Наглядно данное требование отражается в использовании существующих принципиальных механических, гидравлических и управляющих схем в прокатных и волочильных станах, прессах и молотах, и т.д. По существу, это отображение экономической целесообразности новых процессов ОМД. Таким образом, можно сформулировать задачу по созданию новых направлений в технологии ОМД – сочетание различных схем нагружения в одном технологическом процессе или переходе.

Для рассмотрения подобных схем необходимо проанализировать существующие подходы к анализу процессов ОМД. Известно, что всего существует 9 возможных вариантов напряженного состояния, которые можно применить к описанию того или иного процесса ОМД. Однако необходимо понимать, что представленные схемы только приближенно описывают напряженное состояние при данных процессах, например, если рассмотреть реальный процесс осадки в бойках на прессе, будем иметь как минимум две зоны с различными схемами. Более наглядно выглядят механические схемы деформаций, введенные Губкиным С.И. [3], где компоненты тензора напряжений в главных нормальных напряжениях сопоставляются с тензором деформаций с учетом условия несжимаемости. В то же время при таком рассмотрении следует учитывать ряд важных факторов: все процессы рассматриваются как однородные (в реальности необходимо разбивка на зоны с принципиально различными механическими схемами, что иногда затруднительно), не учитываются температурно-скоростные условия деформирования, не принимаются во внимание зоны локализации (например, образование шейки при элементарном растяжении).

Однако, в ходе рассмотрения процессов, сочетающих в себе различные виды нагрузки, последние аспекты существенны, т.к. схемы с различными видами нагружения не всегда широко известны или их не относят к подобным, и поэтому более подробно остановимся на их рассмотрении.

Примером схемы, сочетающей различные виды нагрузки, может служить технология валковой штамповки (ВШ) – формоизменяющая операция объемной штамповки для получе-

ния осесимметричных деталей из цилиндрической заготовки путём одновременного действия на неё радиальных и осевых нагрузок. Радиальная нагрузка заготовки создается за счёт обкатки её боковой поверхности в роликах или валках, осевая – за счёт перемещения пуансона. Пуансон (рисунок 1) или осаживающая траверса 3 при ВШ воздействуют на деформируемый участок заготовки 2, тогда как валки (ролики) 1 создают дискретное нагружение локального характера, периодически чередующееся с разгрузкой [4,5]. На основе валковой штамповки был предложен ряд методов для получения изделий с градиентными субмикро- и нанокристаллической структурой материала [6,7] (пример способа [7] – рисунок 2).

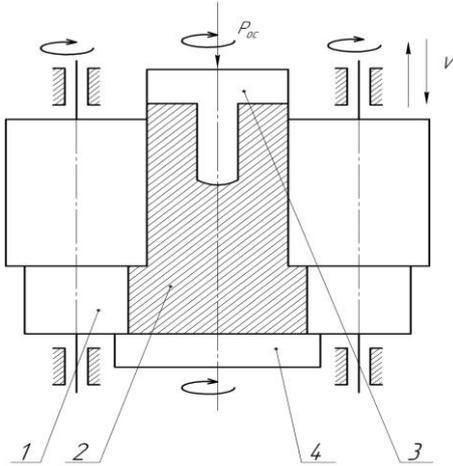


Рисунок 1 – Схема валковой штамповки
1 – валки (ролики), 2 – заготовка,
3 – пуансон, 4 – упор

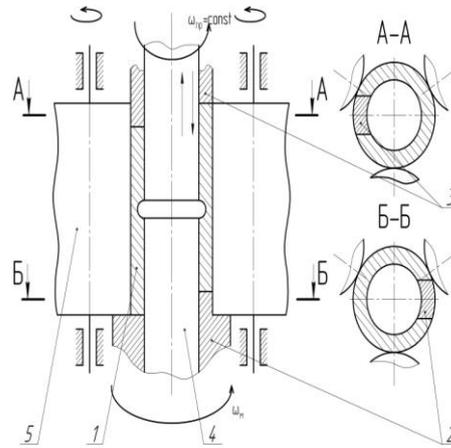


Рисунок 2 – Способ получения металлических втулок [7] 1 – заготовка; 2 – упор; 3 – прижим; 4 – дорн; 5 – валковая матрица

Обработка по способу [7] осуществляется следующим образом: заготовку 1 устанавливают на вращающийся упор 2, к торцу прикладывают осевую силу $P_{ос}$, создающую осевое напряжение, посредством прижима 3, при этом упор 2 с помощью специальных выступов осуществляет скручивание заготовки вокруг своей оси. Далее заготовке сообщают крутящий момент, внутреннюю поверхность формируют многократным возвратно-поступательным осевым перемещением раздающего пуансона-дорна 4, имеющего участок большего диаметра, а наружную поверхность – обкаткой с обжимом в роликовой матрице 5, после чего разводят ролики, отводят прижим и извлекают готовую втулку. Другими примером способов ОМД, сочетающих в себе различные схемы нагружения, являются прокатка с натяжением и (или) противонатяжением [8] (рисунок 3).

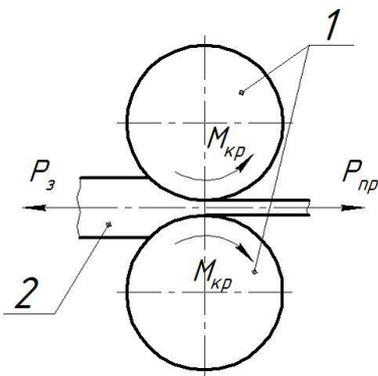


Рисунок 3 – Прокатка с натяжением и противонатяжением 1 – валки; 2 – заготовка; $M_{кр}$ – крутящий момент на валках; $P_{пр}$ и $P_з$ – переднее и заднее противонатяжение

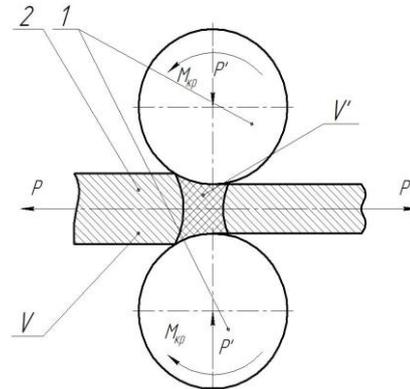


Рисунок 4 – Прокатка с натяжением и противонатяжением с зонами глобального и локального нагружения 1 – валки; 2 – заготовка; $M_{кр}$ – крутящий момент на валках; $P_{пр}$ и $P_з$ – переднее и заднее противонатяжение

В приведенном описании различных способов деформирования (ВШ, прокатка с натяжением и т. д.), несмотря на видимую разницу как в используемом оборудовании (пресс и прокатный стан), так и продукции (фольга и ступенчатые осесимметричные изделия или втулки с градиентной наноструктурой), можно выделить ряд общих черт:

- зона деформирования мала по сравнению со всем объемом заготовки;
- приложены как минимум два разноименных деформирующих воздействия – крутящий момент на валках и растягивающая или сжимающая сила;
- деформируемый объем расположен под вращающимся инструментом.

Таким образом, одна из нагрузок P (рисунок 4) создает глобальное нагружение, которое затрагивает весь объем заготовки (V), а другая нагрузка – локальная, затрагивает объем V' и создается вращающимся инструментом с моментом $M_{кр}$.

Важное значение имеют соотношения между V и V' , а так же P и $M_{кр}=P' \cdot h$, где P' – сила, прикладываемая к валку. Очевидно, что в подобных процессах всегда должно выполняться условие:

$$V' \ll V, V' \in V \quad (1)$$

Соотношение между значениями P' и P не столь однозначно, понятно, что сила P' создает локальную нагрузку, т.е. деформирует объем V' , тогда как сила P затрагивает объем V . Подобные схемы можно назвать процессами с комплексным локальным нагружением (КЛН) [4, 9]. В таблице 1 представлены механические схемы деформации для различных процессов КЛН в зоне V' .

Таблица 1 – Механические схемы деформаций процессов КЛН

№ п/п	Процесс КЛН	Схема напряженно-го состояния	Характеристика главных напряжений	Схема деформированного состояния
1			σ_2 – малое сжимающее $\sigma_2; \sigma_3$ – большие сжимающие	
2			σ_2 – малое сжимающее $\sigma_2; \sigma_3$ – большие сжимающие	
3			σ_1 – большие сжимающие σ_2 – растягивающие $\sigma_3 \approx 0$	

Значение V' и соотношение V'/V отражают меру локальности деформирования, но без качественной математической модели процесса сложно говорить о размерах зоны с комплексным нагружением, поэтому с практической точки зрения больший интерес представляет величина:

$$k = \frac{P \cdot S}{P' \cdot S'}, \quad (2)$$

где P – сила, создающая глобальное нагружение;

P' – сила, создающая локальное нагружение, сила на валке $P' = \frac{M_{кр}}{h}$;

S – площадь действия силы P ;

S' – площадь действия силы P' .

Для работы с формулой (2) необходимо сделать существенные оговорки: силы P' и P действуют в общем случае на различные площадки в материале, и в зоне V' распределение напряжения от действия указанных сил носит сложный характер, поэтому величина k не отражает полноты картины напряжено-деформированного состояния. С другой стороны, при определении величины P' фигурирует значение плеча h , а его определение представляет ряд существенных трудностей.

Сила P может носить различный характер, но для практического осуществления целесообразны только следующие варианты или их комбинации:

- геометрическое замыкание для обеспечения жесткого положения заготовки на позиции обработки;
- сжатие заготовки с силой близкой, но не достигающей предела текучести для увеличения отрицательной гидростатической составляющей тензора напряжения (рис. 4);
- сила P имеет величину, близкую к силе P' ,
- обеспечение схемы, близкой к чистому сдвигу материала в зоне V (рисунок 2 [7]),
- квазигидростатическое сжатие.

Сила P' создается крутящим моментом, что и обеспечивает локальность деформирования, при этом в зоне под действием инструмента 2 (см. рисунок 2) могут образовываться зоны с различным характером пластического течения. Положение и чередование зон индивидуально для каждого процесса КЛН, однако необходимо помнить, что глобальное нагружение оказывает существенное влияние на размеры и положение указанных зон, что и показывает, например, существенное отличие обычной прокатки и прокатки с натяжением.

В качестве общей классификаций процессов КЛН может быть предложена следующая схема:

1. По конечной цели процесса:

1.1 Формоизменяющие (прокатка с натяжением, ВШ);

1.2 Упрочняющие (многоцикловая комплексная локальная деформация, в частности, способы [6] и [7]);

2. По виду приложения глобальной нагрузки:

2.1 Квазигидростатическое сжатие, чистый сдвиг заготовки, или сила глобальной нагрузки одного порядка с локальным нагружением (способ [7]) $k \geq 1$;

2.2 Нагружение силой близкой, но не достигающей предела текучести для данного материала заготовки (прокатка с натяжением, способ [6]) $k \approx 0,2 - 1$;

2.3 Геометрическое замыкание заготовки (способ [10]) $k \ll 1$.

Необходимо так же отметить важные преимущества методов КЛН:

- локализация деформации с принципиальной возможностью регулировки распределения напряжений;
- так как локальная нагрузка создается вращающимся инструментом – более благоприятные условия контактного трения, а, следовательно, и большая стойкость инструмента;
- локализации деформаций позволяет использовать относительно маломощное оборудование, снизить число переходов при обработке.

Основной сложностью процессов КЛН является реализация приложения нагрузок и автоматизация управления процессом.

Таким образом, технологии КЛН представляют собой один из вариантов сочетания различных схем нагружения в одном технологическом процессе, при этом многие схемы

давно практически реализованы, в то же время можно поставить целый ряд задач как по развитию и исследованию существующих методов КЛН, так и по созданию новых:

- создание общей математической модели методов КЛН, с возможным учетом моментных напряжений;
- создание методами КЛН изделий с заранее заданным распределением остаточных напряжений;
- определение энергетически и практически выгодных значений величины k в различных процессах КЛН;
- разработка математических моделей и практическая реализация новых схем КЛН.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Томсен, Э. Механика пластических деформаций при обработке металлов [Текст] / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. – М.: Машиностроение, 1969. -503с.
2. Хензель, А. Расчет энергосиловых параметров процессов обработки металлов давлением [Текст] / А. Хензель, Т. Шпиттель. – М.:Металлургия, 1982. -360с.
3. Губкин, С.И. Теория обработки металлов давлением [Текст] / С.И. Губкин. – М.: Metallurgizdat, 1947. – 532с.
4. Голенков, В.А. Специальные технологические процессы и оборудование обработки давлением / В.А. Голенков, А.М. Дмитриев, В.Д. Кухарь, С. Ю. Радченко, СП. Яковлев, С.С. Яковлев. - М: Машиностроение, 2004. - 464с.
5. Голенков, В.А. Технологические процессы обработки металлов давлением с локальным нагружением заготовки / В.А. Голенков, С.Ю. Радченко. - М.: Машиностроение, 1997, - 226 с.
6. Пат 2389580 Российская Федерация, В21D 51/02. Способ получения металлических втулок с градиентной субмикро- и нанокристаллическими состоянием материала[Текст] / В.А., Голенков, С.Ю., Радченко, Д.О.Дорохов; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «ОрелГТУ». - № 2008146754/02; заявл. 26.11.2008; опубл. 20.05.2010, Бюл. №14.
7. Пат. 2387514 Российская Федерация, В21D 51/02. Способ получения металлических втулок с градиентной субмикро- и нанокристаллической структурой [Текст] / В.А., Голенков, С.Ю., Радченко, Д.О.Дорохов; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «ОрелГТУ». - № 2008146756/02; заявл. 26.11.2008; опубл. 27.04.2010, Бюл. №12.
8. Теория прокатки [Текст] / А. И. Целиков и др. – М.: Metallurgiya, 1982. – 334с.
9. Голенков, В.А. Применение комплексного локального нагружения при формировании градиентных механических свойств [Текст] / В.А. Голенков, С.Ю. Радченко, О.В. Дорофеев, Д.О. Дорохов // Заготовительные производства в машиностроении. №10 - 2009. - С. 22-25
10. Пат. 2340423 Российская Федерация, В24В 39/04. Способ получения металлических втулок [Текст] / В.А., Голенков, В.Г. Малинин, С.Ю., Радченко, Г.П. Короткий, Д.О.Дорохов; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «ОрелГТУ». - № 2007110990/02; заявл. 26.03.2007; опубл. 10.12.2008, Бюл. №13.

Голенков Вячеслав Александрович

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел
доктор технических наук, профессор, ректор
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (4862) 420024,
E-mail: admin@ostu.ru

Радченко Сергей Юрьевич

ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Орел
доктор технических наук, проректор, профессор
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (4862) 437125
E-mail: sur@ostu.ru

Дорохов Даниил Олегович

Мценский филиал ГОУ ВПО «Орловский государственный технический университет», г. Мценск
кандидат технических наук, преподаватель
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (48646) 25689
E-mail: ddostu@mail.ru

Грядунов Игорь Михайлович

Орловский государственный технический университет, г. Орел
аспирант
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (4862) 419841
E-mail: fry14@yandex.ru

О.Н. КИРИЛЛОВ

ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ РАБОЧИХ СРЕД ПРИ КОМБИНИРОВАННОЙ ОБРАБОТКЕ ЭЛЕКТРОДОМ-ЩЕТКОЙ

В статье рассмотрены рабочие среды, применяемые для комбинированной обработки электродом-щеткой, приведены расчеты расхода жидкости, представлены выводы.

Ключевые слова: параметры, электрод-щетка, рабочие среды.

The operating environments used for combined treatment with the electrode-brush are considered in the article, the calculation of liquid consumption are given, the conclusions are presented.

Key words: parameters, electrode-brush, operating environments.

Процесс обработки электродом-щеткой протекает путём комбинации механического воздействия пучков проволоки, электроэрозионного удаления части припуска за счет разрядов, формирующихся в межэлектродном промежутке (по аналогии с электроконтактной обработкой), анодного растворения материала.

В промышленности известно использование щетки в качестве инструмента для обдирки, очистки поверхности, формообразования, локальной и чистовой обработки, формирования свойств поверхностного слоя. Использование ее для обдирки, очистки и упрочнения предполагает предпочтительное получение положительных результатов при использовании только механического воздействия [1]. Процесс обычно протекает на воздухе. Однако, такие инструменты не нашли широкого применения для формообразования и чистовой обработки из-за значительного износа инструмента, повышенного шума, сложности управления процессом. Наложение электрического поля позволило совместить полезные свойства механической обработки (удаление нетокопроводящих частиц, депассивация поверхности и др.) с бесконтактным удалением припуска за счет эрозионного и анодного воздействия и с надежным управлением процессом формирования поверхностного слоя при окончательной обработке. Обработка электродом-щеткой происходит в жидкой рабочей среде, где могут использоваться обычные среды, применяемые для электрохимической обработки – растворы солей с высокой концентрацией. Однако, при комбинированной обработке в этом случае аннулируется эрозионная составляющая процесса, в результате снижается точность обработки. При подборе рабочих сред для комбинированной обработки приходится учитывать: использовать жидкости с высокой проводимостью или с диэлектрическими свойствами, позволяющими использовать импульсное воздействие на заготовку. В случае, когда имеется возможность механической депассивации поверхности, удастся снизить требования к рабочим средам по локализирующей способности и электропроводности. Это позволяет перейти на использование доступных слабопроводящих сред [2] (например обычной технической воды). Для повышения коррозионных свойств рабочих сред часто используют токопроводящие смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ), в которые вводят добавки для повышения стабилизации электротехнических показателей.

При комбинированной обработке непрофилированным электродом – щеткой, особенно на чистовых и отделочных операциях, точность и качество обработки изделия во многом зависят от наличия в межэлектродном промежутке достаточного количества жидкой рабочей среды. Недостаток жидкости приводит к снижению точности формообразования и ухудшению качества обрабатываемого изделия. На поверхности изделия могут появляться прижоги, снижается производительность обработки, возрастает износ проволок электрода - щетки. Избыток рабочей среды приводит к её попаданию на ранее обработанную поверхность, при этом образуется гидродинамический клин, в результате происходит неконтролируемое анодное растворение металла на ранее обработанном участке и как следствие-снижение точности

формообразования изделия. Возможные варианты и режимы подачи рабочей среды приведены в [3], что позволило разработать новые схемы, позволяющие регулировать величину гидродинамического клина и повысить точность формообразования. Однако отсутствует информация о методах расчета количества рабочей среды, перемещаемой под действием центробежных сил внутри электрода-щеткой, что необходимо для размерной обработки электродом-щеткой. Нами предложено решение такой задачи исходя из классических исследований по гидродинамике [4] и их технологических приложений [5].

Уравнение Бернулли для неустановившегося потока вязкой среды рис.1, применительно к обработке электродом-щеткой:

$$z_1 + \frac{P_1}{\gamma} + \frac{V_1^2}{2g} = z_2 + \frac{P_2}{\gamma} + \frac{V_2^2}{2g} + h_u + h_n, \quad (1)$$

где z_1 – высота входного участка потока;

z_2 – высота выходного участка потока;

P_1, P_2 – давление среды на входе в электрод- щетку и выходе потока из нее;

V_1, V_2 – скорость среды на входе в электрод- щетку и выходе потока из нее;

γ – удельный вес среды;

h_u – инерционный напор;

h_n – удельная потеря напора между участками;

g – гравитационная постоянная.

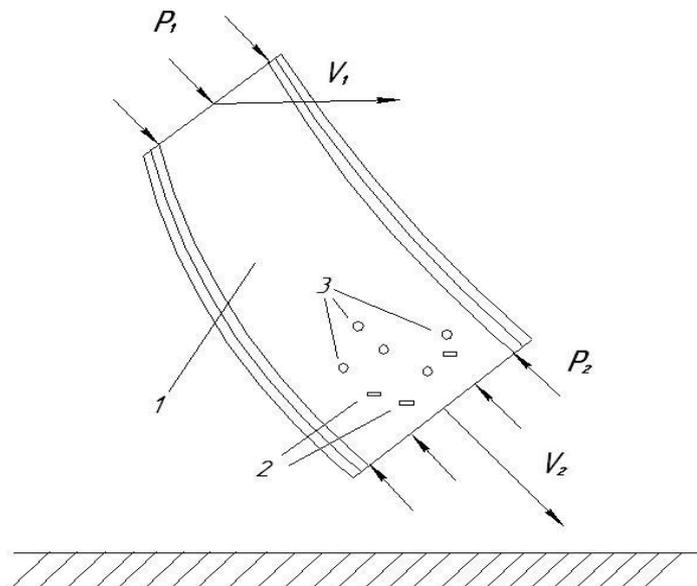


Рисунок 1 – Схема течения рабочей среды, при комбинированной обработке непрофилированным электродом - щеткой

Особенности течения потока рабочей среды 1 при обработке электродом – щеткой в том, что в ней участвуют значимые величины твердых частиц 2 (продукты обработки), газообразные частицы 3 (кислород, водород и др.) которые изменяют параметры потока и сечения струи (рисунок 1). Перепад высот (величины z_1/z_2) в большинстве случаев не может оказать влияние на изменение скорости потока и давления рабочей среды на его входе и выходе.

Применительно к электроду-щетке (рисунок 2) давление P_1 на входе можно принять равным атмосферному ($\sim 0,1$ МПа), высоту столба жидкости не учитывать ($z_1=0, z_2=0$), в начале потока считать его неподвижным ($V_1=0$).

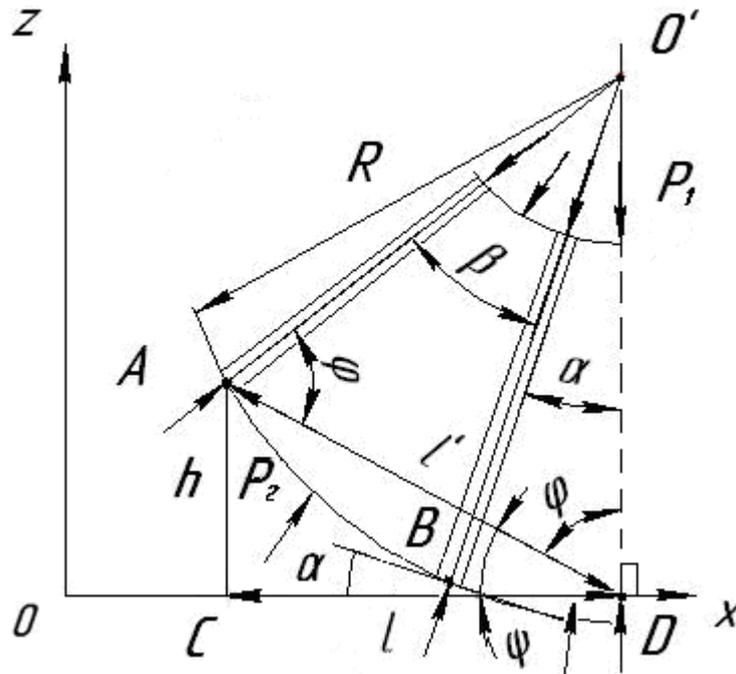


Рисунок 2 – Схема движения рабочей жидкости внутри электрода – щетки

Инерционный напор $h_u = \frac{V_2 \cdot l}{t \cdot g}$,

где t – время прохождения жидкости между соседними пучками;

l – проекция участка между соседними пучками электрода - щетки на ось OX;

$$V_2 = \frac{\pi D n}{60},$$

где n – частота вращения электрода-щетки;

D – внешний диаметр электрода-щетки.

Учитывая, что шаг между соседними пучками незначителен относительно диаметра D , можно принять $l \approx l'$, в этом случае

$$l = \frac{\pi D}{m} - d_n,$$

где m – количество пучков проволоки в электроде-щетке;

d_n – диаметр пучка проволоки.

Потери напора между участками (h_n) можно рассматривать, как местное расширение в точке A от давления под действием центробежных сил $P_{ц.б.}$ до P_1 .

$$P_{ц.б.} = \frac{2mV_2^2}{D}$$

$$h_n = \frac{(V_1 - V_2)^2}{2g}$$

После преобразований получим формулу для определения потерь напора:

$$h_n = \left(\frac{\pi D n}{60} \right)^2 \frac{1}{2g}$$

Тогда уравнение (1) может быть представлено в виде:

$$\frac{P_1}{\gamma} = \frac{P_2}{\gamma} + \frac{\pi^2 D^2 n^2}{7200g} + \frac{\pi^2 D^2 n^2}{3600g} + \frac{\pi^2 D^2 n^2}{7200g} \tag{2}$$

По [4], с. 340 давление, при котором наблюдается вскипание водных растворов, составляет 0,04 – 0,05 МПа. После преобразований получим:

$$\frac{P_1}{\gamma} = \frac{P_2}{\gamma} + \frac{2\pi^2 D^2 n^2}{3600g}, \quad (3)$$

откуда давление рабочей жидкости на выходе потока определяется по уравнению:

$$P_2 = P_1 - \frac{2\gamma\pi^2 D^2 n^2}{3600g} \quad (4)$$

В этом случае предельная частота вращения электрода – щетки составит величину:

$$n = \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{\gamma} \cdot \frac{3600g}{2\pi^2 D^2}} \quad (5)$$

Площадь сектора электрода – щетки, участвующего в формировании геометрии поверхностного слоя обрабатываемого изделия определится по формуле:

$$2S_{AO'D} = K^2(\beta + \alpha)$$

Найдем общий объем пространства сектора:

$$Q_0 = 2V_{AO'D} = R^2(\beta + \alpha)L_{щ}, \quad (6)$$

где $L_{щ}$ – ширина электрода – щетки.

Обработка электродом – щеткой комбинированный процесс в котором сочетание факторов воздействующих на заготовку зависит от геометрии инструмента и электрических параметров процесса. Анодное растворение происходит при значениях зазоров больших, чем начинается электроэрозионное воздействие. Взаимосвязь величины межэлектродного зазора h и радиуса электрода – щетки R определим из рисунка 2:

$$\begin{aligned} \frac{l}{\sin(\alpha + \beta)} &= \frac{R}{\sin \varphi} \\ \varphi &= \frac{\pi - (\alpha + \beta)}{2} \\ l &= \frac{R \sin(\alpha + \beta)}{\cos \frac{\alpha + \beta}{2}} \\ \psi &= \frac{\pi}{2} - \varphi = \frac{\alpha + \beta}{2} \\ h = l \sin \psi &= \frac{R \sin(\alpha + \beta)}{\cos \frac{\alpha + \beta}{2}} \cdot \sin \frac{\alpha + \beta}{2} \\ h &= 2R \sin^2 \left(\frac{\alpha + \beta}{2} \right) \\ 2R &= \frac{h}{\sin^2 \left(\frac{\alpha + \beta}{2} \right)} \end{aligned} \quad (7)$$

$$(8)$$

В случае, когда диаметр пучка проволок d_n много меньше его длины $\frac{d}{R} \ll 1$, то для

(8) угол $\frac{\alpha + \beta}{2}$ мал и можно воспользоваться приближенной формулой разложения синусов, тогда

$$\sin^2 \frac{\alpha + \beta}{2} \approx \left[\left(\frac{\alpha + \beta}{2} \right) - \frac{1}{3!} \left(\frac{\alpha + \beta}{2} \right)^3 + \dots \right]^2$$

По известной длине периметра между пучками на периферии электрода – щетки (7) можно найти долю жидкой фазы, требуемой для нормального протекания процесса комбинированной обработки электродом – щеткой.

По [6] доля жидкой фазы $\varphi_{ж}$ определится по формуле:

$$\varphi_{ж} = \frac{Q_1}{Q_0},$$

где Q_1 – объем жидкой фазы;

Q_0 – общий объем пространства.

Если принять линейный закон нарастания по времени количества газообразных продуктов обработки в рассматриваемом пространстве, то для двухфазных сред доля газовой составляющей $\varphi_{г}$ определится как

$$\varphi_{г} = 1 - \varphi_{ж}$$

Газонаполнение существенно влияет на протекание процесса анодной составляющей. Оно не может превышать некоторой предельной величины, которая в случае обработки непрофилированным электродом – щеткой не превышает по объему 5-7%.

Тогда по [6] требуемая скорость $V_{ж}$ на периферии диска составит:

$$V_{ж} = \frac{1}{\varphi_{ж} \rho_{ж}} \int_0^{\tau} \left[-V_n \sum_j R_{Fj} + \varphi_{ж} + P_j \right] d\tau,$$

где V_n – скорость обратного перетекания жидкости в рассматриваемом пространстве (за счет инерционных сил);

$\rho_{ж}$ – плотность жидкой фазы относительно измеренной скорости смеси;

R_{Fj} – средняя скорость течения газовой фазы на j участках относительно средней скорости среды;

P_j – давление, вызванное воздействием на рассматриваемый объем жидкости центробежных сил, на участках протекания процесса относительно общего давления P_0 :

$$P_j = P_0 - P_a,$$

где P_a – внешнее давление.

Тогда давление жидкой фазы можно описать уравнениями [6]:

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial \tau} (\varphi_{ж} \rho_{ж}) + \nabla \varphi_{ж} \rho_{ж} V_{ж} = \sum_j F_j \\ \varphi_{ж} \rho_{ж} \frac{dV_{ж}}{d\tau} = \nabla \sigma_{ж} + \sum_j P_j \\ \varphi_{ж} \rho_{ж} \frac{dV_{ж}^2}{d\tau} = \nabla (\sigma_{ж} V_{ж}) + V_{ж} \sum_j P_j, \end{cases} \quad (9)$$

где ∇ – линейный дифференциальный оператор;

F_j – площадь раздела жидкой и газовой фазы, отнесенная к поверхности полости между соседними пучками в “ j ” сечении;

$\sigma_{ж}$ – тензор напряжений жидкой среды, отнесенный к показателю смеси.

Решение уравнений (9) возможно численными методами, что позволит установить объем жидкой фазы и расход рабочей среды при размерной комбинированной обработке электродом – щеткой. Для получения стабильных качественных показателей размерная обработка электродом-щеткой происходит с высокими окружными скоростями на периферии диска инструмента [7]. Поэтому знание минимального объема жидкой фазы, необходимого для размерной обработки, особенно важно в условиях высоких скоростей инструмента. Это позволяет управлять процессом наполнения межэлектродного промежутка рабочей средой, производить визуальные наблюдения за зоной обработки, снизить расход рабочей среды и в ито-

ге получить стабильные технологические показатели, свойственные для чистового формообразования поверхностного слоя обрабатываемых изделий, в том числе со сложной геометрической формой. На основе предложенных расчетов давления жидкой фазы и скорости жидкости на периферии диска электрода-инструмента были созданы новые способы и устройство для подачи рабочей среды в зону обработки, позволяющие повысить точность размерного формообразования токопроводящих изделий. Для обработки изделий сложной геометрической формы представляет интерес использования устройства [8], в котором рассчитанное с учетом формул (9) количество рабочей среды подводится через центр электрода-инструмента. Устройство, рисунок 3, предохраняет ранее обработанные поверхности изделия, в частности профиль зубьев зубчатых колес, от попадания на них рабочей среды, в результате чего образовывался гидродинамический клин и происходил неконтролируемый процесс анодного растворения снижающий точность обработки.

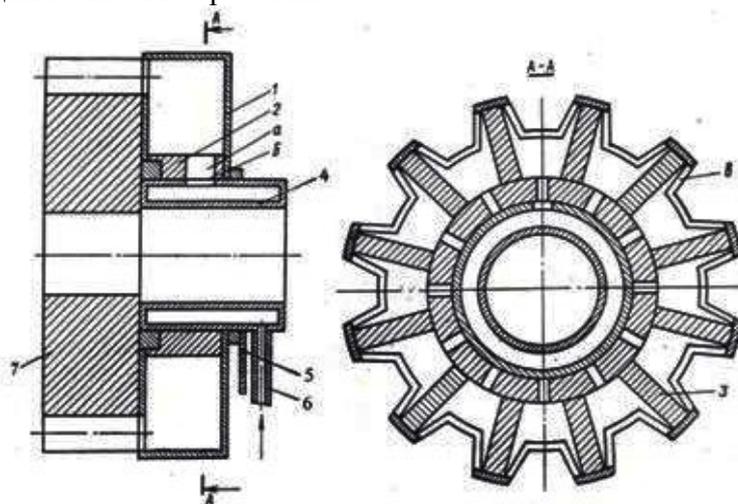


Рисунок 3 – Устройство для подачи рабочей среды

Устройство состоит из корпуса 1 шайбы, выполненной в виде пустотелой камеры. Корпус соединен с втулкой 2 имеющей сквозной паз *a*. Внутри корпуса 1 радиально закреплены стенки 3, которые по вершинам зубьев разделяют шайбу на отдельные отсеки. Втулка установлена на распределительном золотнике 4, имеющем продольный сквозной паз *b*. Золотник жестко связан с корпусом станка с помощью кронштейна 5. На золотнике установлен патрубок 6 для подвода рабочей среды. Устройство работает следующим образом: пустотелую шайбу с золотником устанавливают на торцовую поверхность детали 7 так, чтобы профиль зуба противостоял выступу на шайбе. Золотник закрепляют на корпусе станка кронштейном. Через патрубок подводят от магистрали рабочую среду, которая через полость золотника, паз *b*, один из пазов *a*, противоположащих в рассматриваемый момент пазу *b*, поступает в отсек, подводящий её в рабочую зону корпуса и далее через щель *в* на обрабатываемый профиль. За счет стенок исключается перетекание рабочей среды в другие отсеки и попадание её на ранее обработанные поверхности детали. После этого на деталь и электрод-инструмент накладывают электрическое поле и удаляют припуск с поверхности зуба за счет анодного растворения или комбинированного процесса обработки.

Для повышения точности разработан способ комбинированной обработки электродом-щеткой, вращающейся с рассчитанной по формуле (5) частотой, с непрерывной подачей на ее поверхность рассчитанного с учетом формул (9) количества рабочей среды, защищенный патентом [9]. При обработке параметры жидкостного клина измеряют между электродом-инструментом и деталью, а скорость подачи среды регулируют в зависимости от этих параметров. С целью повышения точности обработки при работе щеточным электродом-инструментом с горизонтальной ориентацией оси вращения, рабочую среду подают радиаль-

но к центру щетки в направлении ее рабочего перемещения. Скорость подачи среды регулируют в зависимости от давления в жидкостном клине. Схема обработки представлена на рисунке 4.

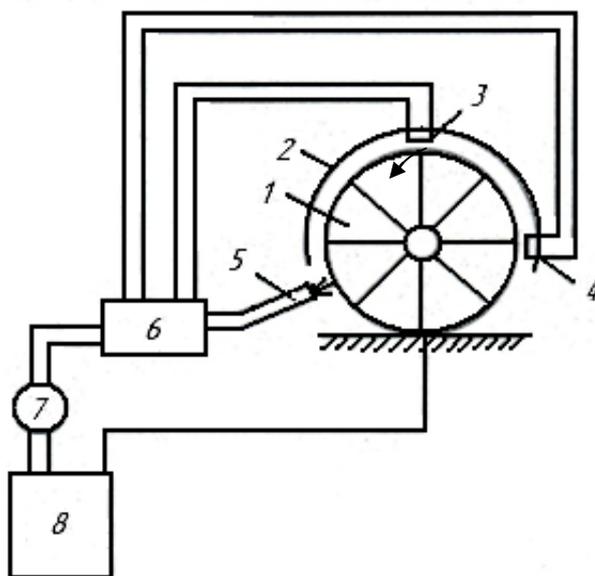


Рисунок 4 – Схема обработки электродом-щеткой с регулируемой скоростью подачи рабочей среды

Проволочный электрод-щетку 1 помещают в защитный кожух 2, в котором закреплены датчики давления 3 и 4. Сопло 5 предназначено для подачи рабочей среды и связано через электромагнитный клапан 6 с насосом 7 и ванной 8. Датчики давления 3 и 4 связаны с клапаном 6. При обработке сопло 5 располагают со стороны обрабатываемой поверхности в непосредственной близости от рабочей зоны. Струю рабочей среды направляют вдоль проволоки радиально к центру вращения электрода-щеточки в направлении её рабочего перемещения по обрабатываемой поверхности. Для получения высокой точности обработки рабочая среда не должна выходить за контрольные точки, в которых установлены датчики давления 3 и 4. Если рабочая среда в верхней точке периферии щетки попадает на датчик 3, это приводит к тому, что она под действием центробежных сил попадает на обработанную поверхность, образуя гидродинамический клин, в результате чего происходит неконтролируемое анодное растворение металла с ранее обработанных участков и снижается точность обработки. В этом случае обеспечивается подача сигнала с датчика 3 на электромагнитный клапан 6 и снижение давления при подаче рабочей среды на электрод-щетку. В случае, когда давление подачи рабочей среды оказывается недостаточным, что может быть вызвано износом электрода-щеточки и в результате этого изменением окружной скорости вращения на периферии инструмента, она не попадает в датчик 4. Датчик 4 рассчитан на подачу среды и расположен в горизонтальной плоскости, проходящей через ось вращения щетки. В этом случае с него подается сигнал на клапан 6, и давление подачи рабочей жидкости увеличивается.

В процесс изготовления изделия рабочая среда загрязняется продуктами обработки, ее свойства меняются, что приводит к снижению точности обработки. Для повышения точности изготовления изделий разработан способ шлифования токопроводящим кругом [10], позволяющий за счет выравнивания свойств рабочей среды в зоне обработки и устранения гидродинамического клина на ранее обработанной поверхности повысить точность обрабатываемых изделий. Это достигается тем, что рабочую среду в зону обработки подают навстречу движению круга, со стороны необработанной поверхности заготовки. Давление рабочей среды, рассчитанное по формулам (9), превышает давление создаваемое встречным вращением

круга на величину, обеспечивающую обтекание круга рабочей средой со стороны обработанной поверхности. Время обтекания рабочей среды ограничено ее выходом из зоны обработки и определяет длительность импульса. Паузы между импульсами регулируют по времени полного удаления загрязненной в течение импульса продуктами обработки рабочей среды. Способ обработки поясняется на рисунке 5.

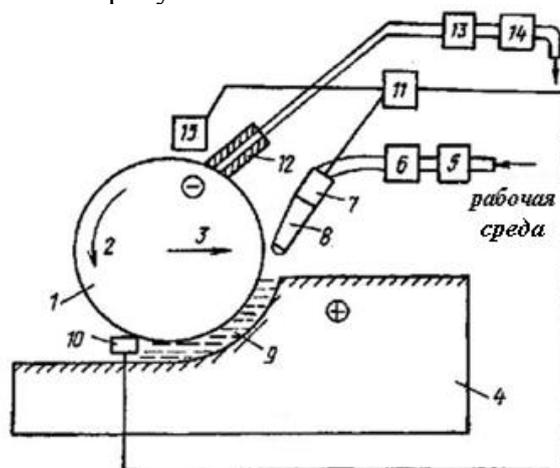


Рисунок 5 – Способ шлифования токопроводящим кругом

Положение круга 1 настраивают относительно заготовки 4 таким образом, чтобы наружный диаметр круга находился на расстоянии межэлектродного зазора от обработанной поверхности изделия. Включают вращение 2 круга, насос 6. При этом рабочая среда 9 поступает через систему стабилизации температуры 5, форсунку 8 в рабочую зону. После этого подают постоянный или импульсный ток на инструмент (минус) и заготовку (плюс), включают подачу 3 инструмента. Увеличивают давление насоса до появления на обработанной поверхности рабочей среды и срабатывания датчика 10, далее сигнал поступает на блок управления 11, откуда следует команда на перекрытие клапана 7, пропускающего рабочую среду к форсунке. Рабочая среда из зоны обработки выбрасывается кругом и отсасывается через пустотелый скребок 12 вакуумным насосом 13, что устраняет ее попадание на ранее обработанную поверхность и исключает процесс неконтролируемого анодного растворения. Затем рабочая среда очищается фильтром 14. Полное удаление рабочей среды с круга фиксируется датчиком наличия рабочей среды 15, откуда сигнал поступает на блок управления, который открывает клапан. Цикл обработки повторяется до полного удаления припуска. Периодическое поступление незагрязненной рабочей среды, после полного удаления загрязненной, позволяет достичь одинаковых условий обработки в течение всех рабочих циклов и одинакового съема припуска на требуемую величину, что вместе с устранением гидродинамического клина на ранее обработанной поверхности повышает точность обработки. Поверхность периферии токопроводящего шлифовального круга, на которой расположено большое количество выступающих абразивных или алмазных зерен, схожа с периферией электрода-щеткой, состоящей из тысяч проволок, что позволяет использовать ее по разработанному способу обработки в качестве инструмента.

Разработанные способы подачи рабочей среды использованы для высокоскоростной размерной комбинированной обработки электродом-щеткой сложных корпусных деталей, гидросистем и других изделий авиационной техники.

ВЫВОДЫ

Предложены уравнения, позволяющие установить расход рабочей среды при обработке электродом - щеткой, что дает возможность найти требуемую скорость перемещения жид-

кой среды, окружную скорость электрода – щетки, а следовательно частоту вращения диска с известными геометрическими параметрами (диаметр, плотность набивки проволок, ширина электрода - щетки), что особенно важно в условиях высокоскоростной размерной комбинированной обработки. На основании установленных зависимостей были разработаны новые способы и устройство подачи рабочей среды, позволяющие повысить точность размерного формообразования токопроводящих изделий, в том числе сложной геометрической формы. В частности, при обработке изделий авиационной техники из материала 12Х18Н10Т, получен размерный съем с точностью ± 0.08 мм и шероховатостью поверхности Ra0,63 мкм, а в ряде случаев до Ra0,1 мкм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Серебrenицкий, П.П. Обработка деталей механическими щетками / П.П. Серебrenицкий. – Л.: Лениздат, 1967. – 152 с.
2. Кириллов, О.Н. Применение электрода – щетки в машиностроении / О. Н. Кириллов // Гибкоструктурные нетрадиционные технологии в машиностроении и приборостроении. Сб. научн. тр. Воронеж. ВГТУ. 1996 с.72 – 76
3. Кириллов, О.Н. Влияние подачи рабочей жидкости на технологические показатели обработки электродом – щеткой / О.Н. Кириллов, В.П.Смоленцев // Современная электротехнология в промышленности центра России. Сб.тр. шестой регион.научно-техн. конф. Тула, ТулГТУ 28 мая 2003 г. № пос.учета 0320300473.
4. Рабинович, Е.З. Гидравлика / Е.З. Рабинович. – М.: Гос. Издательство физ – мат. литературы, 1961. – 408 с.
5. Гидродинамическая неустойчивость. М.: Мир. 1964. 372 с.
6. Газизулин, К.М. Электрохимическая размерная обработка крупногабаритных деталей в пульсирующих рабочих средах / К.М. Газизулин. – Воронеж: ВГУ, 2002. - 243с.
7. Кириллов, О.Н. Разработка оборудования для высокоскоростной обработки непрофилированным электродом-щеткой / О.Н. Кириллов // Вестник Воронежского государственного технического университета. 2010. Т.6.№1. С.20-22.
8. А.С. 513823 СССР, МКИ³ В23 Р1/04. Устройство для подачи электролита /В.П.Смоленцев, И.М.Краснов, В.М.Борисов, В.М.Шишкин/(СССР).-2с.
9. Патент 1797533 Российская Федерация, МПК⁷ В23Н7/36, Способ электрообработки вращающимся электродом – инструментом / В.П. Смоленцев, О.Н. Кириллов, С.В. Кретинин, Б.А.Голоденко ; № 4900945/08; заявл. 09.01.1991; опубл.23.02.93. Бюл. № 7.2с.
10. Патент 2224626 Российская Федерация, МПК⁷ В23Н5/06, Способ шлифования токопроводящим кругом/К.М.Газизулин, Г.П.Смоленцев, В.П.Смоленцев, З.Б.Садыков: №2002109347/02; заявл. 10.04.2002; опубл. 27.02.2004. бюл. №6. 4с.

Кириллов Олег Николаевич

Воронежский государственный технический университет, г. Воронеж,
Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения»
Тел. (4732) 31-59-61
E-mail: kirillov.oli@yandex.ru

УДК 621.9.047.002.2

М.И. ЧИЖОВ, Ю.В. ТРОФИМОВ

КОМПЛЕКСНАЯ ОБРАБОТКА ДЕТАЛЕЙ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

В статье представлены результаты исследования обработки заготовок-матриц из алюминиевых сплавов. Формообразование основано на выборочном растворении технологической арматуры в ультразвуковом поле. Окончательная обработка проводится на двухшпиндельном фрезерном станке с предварительным расчетом карт стабильности.

Ключевые слова: комплексная обработка, алюминиевые сплавы, технологическая арматура, двухшпиндельное шлифование.

The article presents the results of research on the machining of aluminium alloy matrix-workpieces. The form generation is based on a selective dissolution of the technological armature in an ultrasonic field. The final machining is carried out on double-spindle milling machines with a preliminary calculation of stability charts.

Key words: complex machining, aluminum alloys, technological armature, double-spindle milling.

В современном машиностроении используется значительная номенклатура деталей из различных алюминиевых сплавов. В ряде отраслей она составляет более 95%. Постоянные требования потребителей по совершенствованию весовых и прочностных характеристик, надежности и компактности, требуют внедрения эффективных, т.е. комплексных методов обработки с минимальным количеством технологических переходов и оборудования [1].

Получение деталей из заготовок - матриц с установленной металлической формирующей арматурой обладает рядом преимуществ перед традиционными технологическими методами. В ходе исследования процесса получения глубоких каналов в керамиках и твердых сплавах удалось доказать, что при ультразвуковой интенсификации анодного растворения арматуры возможна обработка полостей и отверстий с минимальным диаметром 8-10 мкм при соотношении глубины к диаметру более 800:1.

Объединение пары металлов в армированную заготовку производится на основе анализа [2] сравнительных поляризационных кривых (рисунок 1).

Наличие области потенциалов, которая обеспечивает пассивное состояние поверхности матрицы при активном растворении арматуры, позволяет сделать заключение о возможности технологического армирования.

Интенсифицирующее воздействие ультразвукового поля при формообразовании в электропроводящих матрицах должно обеспечивать ускорение растворения арматуры, подачу электролита в полости большой глубины и, совместно с технологическими приемами окончательной обработки, выполнения качественно-точных требований к деталям.

Номенклатура материалов матриц и арматуры определялась на основе анализа реальных производственных деталей. Порошковые матрицы изготавливались из сплавов АК4-1, АД31, АВ, АК6, В92, В95, Д16, АМг3, АМг6. Для арматуры применялись медь, латуни, ни-хром, сталь, вольфрам, молибден.

Получение поляризационных кривых и обработка арматуры проводились в щелочных NaOH, КОН и нейтральных электролитах различной концентрации.

Экспериментальные образцы изготавливались на основе традиционной технологии производства порошковых заготовок.

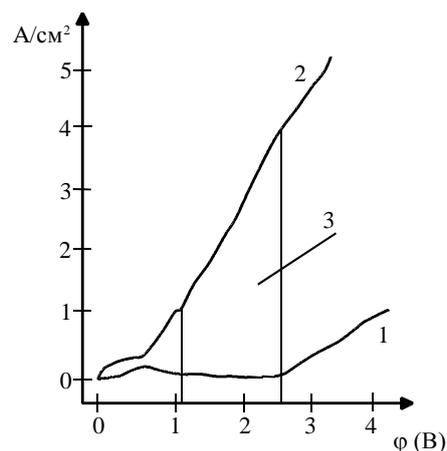


Рисунок 1: Сравнительные поляризационные кривые:

1 - материал матрицы, 2 - материал арматуры, 3 - исследуемая область потенциалов

Для оценки формообразования полостей были выбраны следующие критерии: технологический (отношение глубины к минимальному размеру сечения канала, точность обработки, качество внутренних и наружных поверхностей, чистота каналов, кавитационная стойкость), технико-экономический (производительность, себестоимость, приведенные энергозатраты), эксплуатационный (химическая стойкость). Основным критерием при оценке производительности механической обработки принималась максимально возможная глубина резания.

Изучение поляризационных кривых материалов арматуры и матрицы позволило установить, что для всех выбранных материалов матриц возможно технологическое армирование.

Растворение арматуры в ультразвуковом поле (УЗП) проходит при более высоких плотностях тока, чем без УЗП в 1,4-5,2 раза.

Для меди и латуни увеличение составляет 1,8-2,3 раза при смещении потенциала в область более отрицательных значений на 0,15-0,2 В. Кавитационное разрушение пленки CuCl на поверхности анода расширяет диапазон активного растворения. При этом достигается равномерность растворения по площади сечения арматуры. Однако для сплавов Д16, АК4-6 наиболее оптимальным является применение стальной или нихромовой арматуры, обладающих большей устойчивостью к образованию электролитических пар внутри ячейки. Результаты исследований анодных процессов для некоторых арматурных материалов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты исследований анодных процессов

Материал арматуры	Электролит	Относительное увеличение плотности тока УЗП / без УЗП	Значение пикового потенциала (В)
Вольфрам	NaOH 20%	2,5	1,2
	15%	2,5	1,1
	10%	1,6	1,0
Молибден	NaOH 20%	1,6	0,8
	15%	1,6	0,8
Медь	NaCl 15%	1,8	0,6
	25%	1,9	0,5
Латунь	NaCl 15%	1,8	1,2
	20%	2,2	1,3
Нихром	NaCl 10%	1,9	2,0
X20H80	NaCl 15%	2,4	2,2
Сталь X13	NaCl 15%	2,0	0,4
	20%	2,2	0,5

В результате проведенных исследований получены оптимальные комбинации электропроводящих заготовок, с локализацией анодного растворения на границе арматуры. Некоторые примеры материалов матриц, арматуры, потенциалы области растворения и параметры УЗП в схемах без защитных элементов приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Области растворения и параметры УЗП

Материал матрицы	Материал арматуры	Электролит и потенциалы области растворения (В)	Параметры УЗП частота / амплитуда (кГц / мкМ)
B92	Л63	15% NaCl (0,7-1,3)	18 / 6
AMr3	X20H80	10% KCl (0,7-1,5)	19 / 7
Д16	X15H60	15% NaCl (0,5-1,4)	18 / 9
AMr6	X20H80	25% NaCl (0,6-1,5)	19 / 6
AK4	сталь2X13	20% NaCl (0,6-1,4)	18 / 8
B95	X20H80	10% KCl (0 -1,65)	18 / 8

Большое значение для окончательных качественно-точных показателей имеет окончательная обработка заготовок-матриц, которая может производиться механическими или электрофизикотехническими методами. В настоящий момент для подобных изделий применяют, в основном, механическую обработку. Обработка алюминиевых сплавов на одношпиндельных станках достаточно хорошо изучена, но в ряде случаев она не обеспечивает требуемой производительности и требует переустановки заготовок, что нежелательно. При необходимости окончательной обработки параллельных или коаксиальных поверхностей, возникновение несбалансированных силовых участков приводит к появлению трещин на сформированных поверхностях или их искривление

Это явилось основанием для исследования двухшпиндельных станков, горизонтальной и вертикальной компоновки которые отличаются более сбалансированным силовым полем в технологическом пространстве и обеспечивают возможность последующего качественного нанесения покрытий на изделие.

Анализ современных видов оборудования [3] показал, что наиболее подходящими типами машин являются токарные многофункциональные станки с противошпинделем и двухшпиндельные фрезерные станки – обрабатывающие центры (ОЦ).

Проведение сравнительной обработки на оборудовании данных типов позволило установить, что они обеспечивают высококачественную обработку матриц. Очевидно, это связано с высокой собственной чувствительностью оборудования и взаимовлиянием двух шпинделей на распределение поля сил в технологическом пространстве. В работе [3] было показано, что разработка демпфирующих устройств различной конструкции и управление процессом резания, может обеспечить комплексную, эффективную окончательную обработку матриц.

Таким образом, для обеспечения комплексной технологии обработки матриц из алюминиевых сплавов, был выбран способ окончательной обработки посредством двухшпиндельного фрезерования.

Взаимовлияние двух шпинделей в процессе резания, в ряде случаев приводит не к увеличению, а значительному снижению производительности, а сам процесс не удается теоретически описать на основе известных выражений, успешно способствующих расчету демпфирующих систем для одношпиндельных станков. Решение данной проблемы возможно только посредством разработки физических и математических моделей процесса двухшпиндельной обработки, карт стабильности резания, рекомендаций по проектированию оборудования, технологий и конструкций демпфирующих систем. Впоследствии это позволяет решить актуальную задачу внедрения окончательной обработки матриц.

Проведение экспериментов на двухшпиндельных станках проводилось на базе двухшпиндельного обрабатывающего центра вертикальной компоновки. Использовались торцевые и концевые фрезы с числом режущих кромок от 2 до 5. Материалы режущей части твердые сплавы групп ВК, ТК синтетический алмаз.

Амплитудно-частотные и амплитудно-фазовые характеристики станка исследовались с помощью экспериментальной установки, включающей источник динамической силы (актуатор), тензорезистор для измерения усилия, датчик перемещения (индуктивный, релятивный) и трехкоординатные датчики ускорения (пьезокварцевые, абсолютные). В качестве актуаторов применялись гидравлические и пьезокварцевые источники переменного усилия, а также импульсные молотки. Моделирование фрезерной обработки и расчет оптимальных параметров резания выполнялось в известных пакетах Matlab/Simulink.

Результаты испытаний с применением натуральных образцов при фрезеровании на различных режимах позволили сбалансировать работу системы ОЦ – пассивный демпфер – торцевая фреза – стол – заготовка. Введенные в объем программы, предварительно определенные карты стабильности, позволили вести производительную обработку при быстрой смене режимов. Экспериментальная установка на аппаратурной базе HP, KIAG-Swiss, Texas Instruments снабжена гидравлическим приспособлением нагружения шпинделя. Она позволяет получать амплитудно-частотные диаграммы колебаний, имитирующих реальные условия рабо-

ты режущих кромок. Затем данные диаграммы используются как основа для технологических карт стабильности.

Окончательная двухшпиндельная обработка заготовок-матриц производилась, исходя из рассчитанных и верифицированных карт стабильных состояний станка. При этом были выявлены параметры процесса, при которых производительность обработки ограничивалась наступлением нестабильного состояния, а не максимальной мощностью на шпинделе. Для повышения стабильности процесса и, следовательно, реализуемой производительности были применены специальные, характерные исключительно для двухшпиндельных станков, настройки процесса, на базе разработанного программного обеспечения и вспомогательные демпфирующие устройства. Так, было установлено, что оптимальное позиционирования режущих кромок инструмента по углу повышает границу стабильности процесса. На отдельных скоростях вращения шпинделя глубина резания повышается на величину до 300%. В свою очередь оптимизация параметров регулирования приводов рабочих и вспомогательных движений позволяет достичь некоторого повышения стабильности обработки до 25%. Проведенные исследования показали значительное повышение глубины резания до 400% при оптимизации процесса с помощью демпфирующих устройств.

Разработанная и отъюстированная гибкотельная модель станка позволяет вести расчет динамического поведения структуры с учетом влияния контуров регулирования приводов. Данная модель позволяет эффективно подбирать параметры вспомогательной демпфирующей системы (ВД). ВД моделируется как составная часть модели станка с параметризацией интерфейсов контактных областей компонентов обрабатываемого центра. Исследованы были два возможных расположения ВД и разработаны соответствующие конструкции демпферов.

Расчет динамических характеристик показал, что наилучшее демпфирование колебаний достигается установкой демпфера наиболее близко к зоне резания. Для данного демпфера был проведен оптимизационный расчет параметров жесткости резиновых элементов. Обеспечено демпфирование точки резонанса при характерной частоте 685 Гц благодаря наложению механической связи между корпусами шпинделей. По результатам модального анализа при данной частоте корпуса шпинделей совершают встречное колебательное перемещение в противофазе.

Карты стабильности окончательной обработки матриц рассчитывались на основе модели двухшпиндельной обработки. Результаты расчетов достаточно адекватно описывают реальную кривую границы стабильности процессов. Некоторые отклонения в значениях рассчитанной границы резания объясняются нелинейной зависимостью динамической силы резания от приведенного коэффициента силы резания.

Типовые технологические процессы обработки состоят из взаимосвязанных этапов: получение заготовок - уточнение технологических режимов - обработка - контроль.

Порошковые армированные заготовки производятся на основе традиционных методов. Установка металлической арматуры выполняется на стадии формования. Определенные трудности на этом этапе может вызвать целостность арматуры внутри матрицы. Предложены специальные способы формования, которые не вызывают внутренних повреждений или разрывов арматуры, что особенно важно для профилей диаметром менее 0,1 мм.

Технологическое оборудование выполнялось на базе ультразвуковых станков. Оно обеспечивали передачу ультразвуковой энергии в объем электролита или через ступенчатый концентратор в локализованную рабочую область.

В ряде случаев технологические процессы должны включать предварительный контроль режимов растворения арматуры в электропроводящих матрицах. Это связано с наличием медной фазы сплава, возможным наличием примесей в составе материалов и нормированными отклонениями химического состава.

Рабочие режимы обработки были получены на экспериментальных установках путем транспонирования результатов исследования способов локализации растворения на внешней границы арматуры (таблица 3).

Таблица 3 – Рабочие режимы обработки

Материал матрицы	Материал арматуры	Электролит и напряжение на электродах (В)	Параметры УЗП частота / амплитуда (кГц / мкм)
В92	Л63	15%NaCl 9В	18 / 6
АМг3	Х20Н80	10%KCl 14В	19 / 15
АК4	сталь2Х13	20%NaNO ₃ 13 В	18 / 50

Были определены технологические параметры процесса фрезерования при окончательной обработке матриц для указанных материалов: В92 – частота вращения шпинделя 8000-9000 об/мин, максимальная глубина резания 9,5 мм, подача 0,25 мм/зуб; АМг3 и АК4 соответственно 5500-6500/5000-6000, 8,0/11,0 и 0,4/0,3. Для производственных задач двухшпиндельной обработки был разработан пакет прикладных программ по внутренней диагностике процесса резания и управления исполнительными движениями станка.

Типовой маршрутный комплексный технологический процесс получения изделий включает следующие операции: 1 - заготовительная - получение исходного порошка; 2- заготовительная - формование и установка арматуры, сушка, 3-формование; 4-обработка - установка токоподвода, растворение арматуры, промывка в объеме электрохимической ячейки; 5-промывочная - промывка матрицы в УЗП; 6-контрольная - контроль матрицы; 7 - выбор и окончательный расчет демпфирующего устройства, на основании данных о материале заготовки, чертежа изделия, материале режущей кромки инструмента и их количества и т.д.; 8 – разработка карты стабильности для конкретной задачи обработки; 9 – корректировка управляющей программы, посредством внесения дополнений из карты стабильности; 10-окончательная обработка матрицы; 11 – контроль детали.

Анализ современных технологических проблем на предприятиях различных отраслей машиностроения позволяет сделать заключение, что внедрение разработанных технологий может быть эффективно и комплексно осуществлено на предприятиях автомобильной и авиационной промышленности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Смоленцев, В.П. Гальваномеханическое хромирование деталей машин / В.П. Смоленцев, М.И. Чижев. – Воронеж: ВГТУ, 1998. – 162 с.
2. Патент РФ №22007321 МКИ В23Н 5/06, 3/00 Способ комбинированной обработки поверхностей в армируемых электропроводящих материалах/ В.Т.Трофимов, В.В.Трофимов, Ю.В.Трофимов.- Оpubл. 2003, Бюл.№18
3. Трофимов Ю.В. Применение двухшпиндельных обрабатывающих центров / Ю.В. Трофимов // Бурение и нефть. – 2008. – №5. – С.46-48.

Чижев Михаил Иванович

Воронежский государственный технический университет, г. Воронеж
доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой
тел. 89102408765

Трофимов Юрий Владимирович

Воронежский государственный технический университет, г. Воронеж
Аспирант кафедры «Автоматизированное оборудование машиностроительного производства»
тел. 89036546968

С.К. АМБРОСИМОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОНСТРУКТОРСКО ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДЕФОРМИРУЮЩЕ-РЕЖУЩИХ ПРОТЯЖЕК С УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКИМ НАГРУЖЕНИЕМ ЗОНЫ РЕЗАНИЯ

В статье представлен процесс формирования деформированных и механически упрочненных слоев металла деформирующе-режущим протягиванием с упругопластическим нагружением зоны резания. Эти исследования явились основой для разработки методики расчета технологических и конструктивных параметров протяжек.

Ключевые слова: деформирующе-режущее протягивание, образование форм деформированных слоев.

The article presents process of shaping deformation and pre-strengthening layers of metal by deforming cutting broaches with elastic-plastic loading the zone of cutting. This research was a base for elaborating the method of account broaches technological and constructive parameters.

Key words: deforming- cutting broaching process, shaping deformation layers forms.

Деформирующе-режущее протягивание (ДРП) один из эффективнейших методов протягивания, который заключается в предварительном деформировании поверхности отверстия перед каждым циклом резания, деформирующим элементом кольцевой формы [1]. Пластическое деформирование приводит к более эффективному увеличению диаметра отверстия, чем при процессе резания, а механическое упрочнение снижает силы при последующем его срезании и, тем самым, способствует повышению стойкости режущих зубьев и всего инструмента в целом. Дальнейшая интенсификация процессов ДРП осуществлялась по пути объединения процесса резания и деформирования во времени и пространстве. Это достигалось размещением деформирующих зубьев в местах расположения стружечных канавок. Такое расположение деформирующих зубьев с одной стороны позволяло осуществлять стружкодеделение, а с другой - обеспечивало создание растягивающих напряжений в зоне резания и, как следствие, дальнейшее снижение энергозатрат на процесс резания.

После первого прохода деформирующе-режущих элементов через отверстие диаметром d_0 (рисунок 1) деформирующие зубья продавливают пазы глубиной δ_{en} (δ_{en}) и диаметром d_2 . Одновременно участок поверхности между деформирующими зубьями оттесняется за счет неразрывности деформации по толщине втулки до диаметра d_3 , и на поверхности отверстия образуются продольные выступы высотой h (h_y) Но поскольку между деформирующими зубьями расположен режущий зуб, то часть этого выступа, толщиной a_{p1} при проходе первого элемента и толщиной a_{p2} при всех последующих срезается, образуя поверхность диаметром d_4 . При следующем проходе деформирующий зуб располагается в зоне срезанного выступа, а режущий – в зоне впадины. Теперь деформирующий зуб увеличивает отверстие диаметром d_4 до $d_{2(2)}$ 2-го прохода, а режущий увеличивает диаметр d_2 до $d_{4(2)}$ 2-го прохода и т.д.

Деформирующие зубья каждого элемента механически упрочняют поверхностный слой, который срезается следующим за ним режущим зубом элемента. Кроме того, деформирующие зубья при прохождении через отверстие образуют выступ, высотой h при первом проходе деформирующе-режущих элементов по не наклепанному слою, h_y - при втором и последующих проходах по механически упрочненному слою. Образованный выступ упруго пластически растягивается и в таком состоянии поступает в зону резания, которую образуют режущие зубья того же деформирующе-режущего элемента (рисунок 1, а).

Таким образом, в процессе резания предварительно механически упрочненный поверхностный слой упруго пластически растягивается, что значительно снижает энергосиловые затраты на процесс.

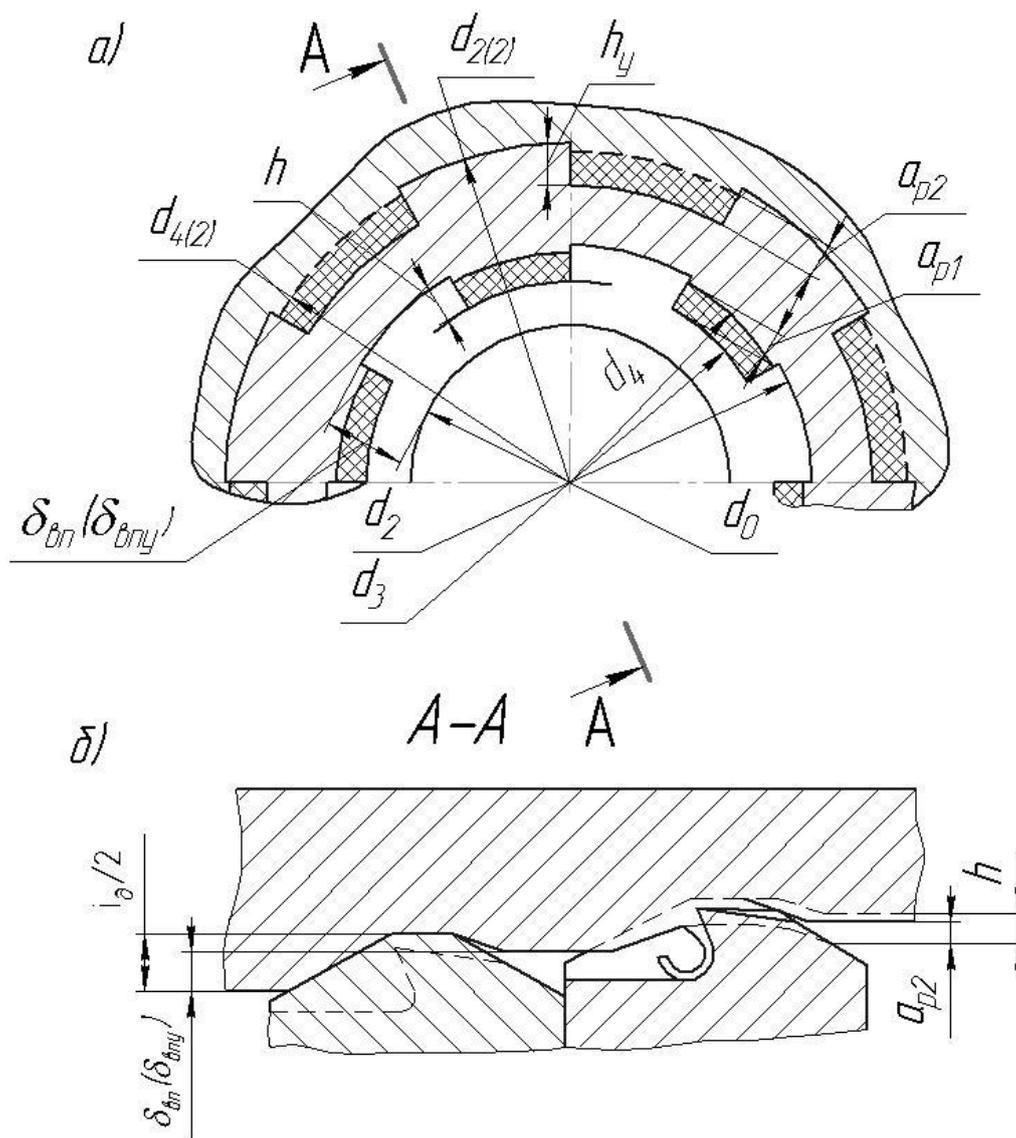


Рисунок 1 – Схема для определения технологических параметров процесса деформирующе-режущего протягивания с УПН зоны обработки

Такое более легкое разрушение резанием происходит везде, где режущие зубья расположены между деформирующими, однако уменьшение силы резания возникает при срезании слоя определенной толщины: $a_{p2}=0,02...0,06$ мм при экспериментально установленных натягах $i=0,4 \dots 0,7$ мм. для втулок из конструкционных сталей [2].

На основании вышеизложенного и приведенной схемы резания и деформирования (рисунки 1, 2) диаметры по переходам на n-ом переходе на резание и деформирование определяются следующими выражениями:

$$d_{o1} = d_0 + i_1 \quad (1)$$

$$d_{o2} = d_0 + i_2 + 2\delta_{en1} - 2h_1 + 2a_{p1} \quad (2)$$

$$d_{o3} = d_{p2} - (i_2 - 2\delta_{en2}) + i_3 = d_0 + i_3 + 2\delta_{en1} + 2\delta_{en2} - 2h_2 + 2a_{p2} \quad (3)$$

$$d_{p1} = d_0 + i_1 - 2h_1 + 2a_{p1} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} d_{p2} &= d_{o2} - (2h_2 - (2h_1 - 2a_{p1})) + a_{p2} = \\ &= d_0 + i_2 + 2\delta_{en1} - 2h_2 + 2a_{p2} \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} d_{p3} &= d_{o3} - (2h_3 - (((2h_2 - (2h_1 - 2a_{p1})) - a_{p2}))) + 2a_{p3} = \\ &= d_0 + i_3 + 2\delta_{en1} + 2\delta_{en2} - 2h_3 - 2h_1 + 2a_{p1} + 2a_{p3} \end{aligned} \quad (6)$$

где d_{∂} , d_p – диаметры по деформирующим и режущим зубьям с первого по третий переходы,

δ_{en} – пластическая деформация по дну канавок образующихся после прохождения деформирующего элемента с натягом i ,

a_{pn} – толщина срезаемого слоя на первом переходе и всех последующих переходах.

При условии постоянства действительных подач на резание в указанном диапазоне при постоянстве натягов или экспоненциальному закону их изменения на переходах, с целью упрощения расчетов конструктивных элементов, а также обеспечения максимального снижения силы резания, необходимо выполнить следующие условия: т.е. $i_n = i_1 / \varphi^{n-1}$ и на основании выражений (1) и (6) получим выражения для расчета диаметров n – ных элементов:

$$d_{\partial n} = d_{p(n-1)} - (i_{n-1} - 2\delta_{en(n-1)}) + i_n \quad (7)$$

$$d_{pn} = d_{\partial n} - \left(\sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n h_i \cos \pi n - \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n-1} h_i \cos \pi n + \right. \\ \left. + \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n-1} a_{pi} \cos \pi n - \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n a_{pn} \cos \pi n \right) + a_{pn} \quad (8)$$

$$S_{\partial 1} = \delta_{en1} - h_1 + a_{p1} + (i_2 - i_1) / 2 \quad (9)$$

$$S_{\partial 2} = \delta_{en2} - h_2 + h_1 + a_{p2} - a_{p1} + (i_3 - i_2) / 2 \quad (10)$$

$$S_{\partial n} = \delta_{en(n)} - \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n h_i \cos \pi n + \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^n h_i \cos \pi n + \\ + \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n a_{pi} \cos \pi n - \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^n a_{pn} \cos \pi n + (i_{n+1} - i_n) / 2 \quad (11)$$

$$S_{p1} = \delta_{en1} + h_1 - h_2 - a_{p1} + a_{p2} + (i_2 - i_1) / 2 \quad (12)$$

$$S_{p2} = \delta_{en2} - h_1 + h_2 - h_3 + a_{p1} - a_{p2} + a_{p3} + (i_3 - i_2) / 2 \quad (13)$$

$$S_{pn} = \delta_{en(n)} + \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^{n+1} h_i \cos \pi n - \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n+1} h_i \cos \pi n - \\ - \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^{n+1} a_{pi} \cos \pi n + \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n+1} a_{pn} \cos \pi n + (i_{n+1} - i_n) / 2 \quad (14)$$

$$F_{S0} = S_{p0} / S_{\partial 0} = (i_1 - 2h_1 + 2a_p) / i_1 \quad (15)$$

$$\begin{aligned}
 F_{S_n} = S_{pn} / S_{\delta n} = & \left[\delta_n - \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n h_i \cos \pi n + \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^n h_i \cos \pi n + \right. \\
 & \left. + \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^n a_{pi} \cos \pi n - \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^n a_{pi} \cos \pi n + (i_{n+1} - i_n) / 2 \right] / \\
 & / \left[\delta_n + \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^{n+1} h_i \cos \pi n - \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n+1} h_i \cos \pi n - \right. \\
 & \left. - \sum_{\substack{i=2 \\ i=i+2}}^{n+1} a_{pi} \cos \pi n + \sum_{\substack{i=-1 \\ i=i+2}}^{n+1} a_{pi} \cos \pi n + (i_{n+1} - i_n) / 2 \right]
 \end{aligned} \tag{16}$$

где $S_{\delta n}$ — подача на n -ном деформирующем элементе;

S_{pn} — подача на n -ном режущем элементе;

F_{sn} — функция согласования между подачами на деформирующих и режущих элементах.

Пластическую деформацию по дну впадин δ_{en} и высоту выступа h , входящие в состав формул, определяют экспериментально путем замеров после пробного прохода элемента с деформирующими зубьями или по эмпирической зависимости, удовлетворяющей приведенным выше условиям и ограничениям.

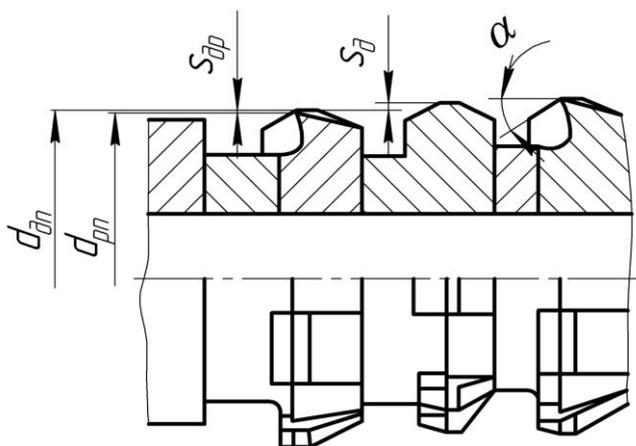


Рисунок 2 – Основные расчетные параметры протяжки с УПН зоны обработки

Обработка экспериментальных данных проводилась в соответствии с методикой регрессионного анализа, результатом которого являются уравнения регрессии степенного вида:

$$h = 508,32 \cdot i^{0,81} \cdot (D/d)^{1,14} \cdot (HB)^{-1,55} \tag{17}$$

$$\delta_{en} = 18407,27 \cdot i^{1,27} \cdot (D/d)^{-0,704} \cdot (HB)^{-1,94} \tag{18}$$

$$h_y = 10039,67 \cdot i \cdot (D/d)^{1,48} \cdot (HB)^{-2,25} \cdot i_c^{-0,08} \tag{19}$$

$$\delta_{eny} = 246274,57 \cdot i^{1,54} \cdot (D/d)^{-0,97} \cdot (HB)^{-2,45} \cdot i_c^{-0,05} \tag{20}$$

Выражения (17), (18) получены при $i_c=0$ мм и применимы для определения параметров неупрочненного срезаемого слоя.

Изменение пластических свойств на первом и последующих переходах (величин δ и h) ведет к изменению конструктивных параметров (диаметров d_p , d_δ – режущих и деформирующих зубьев) и нелинейному согласованию между подачами на резание и деформирование (рисунок 3), которые получены на основании формул 1 – 20:

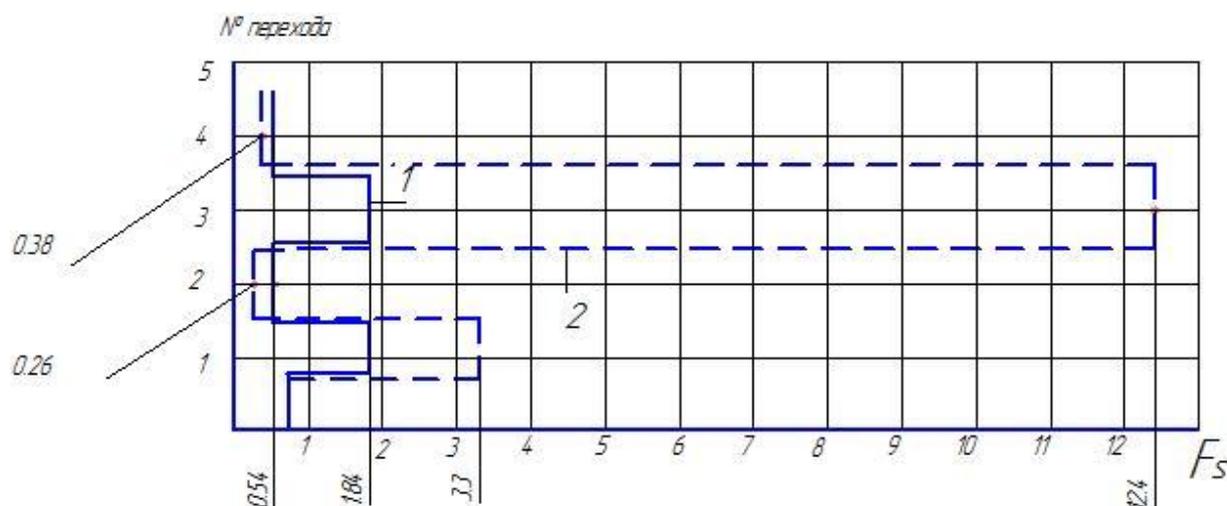


Рисунок 3 – Графики нелинейного согласования между движениями подачи $D/d = 1,6$; $a_p = 0,04$ мм.; сталь 45: 1 – при постоянном натяге ($i = 0,6$ мм); 2 – при переменном натяге ($i_n = i_1/\varphi^{n-1}$, $i = 0,6$ мм. $\varphi = 1,2$)

ВЫВОДЫ

1. Проведены экспериментальные исследования пластической деформации по дну впадин и высоты образованных выступов в зависимости от натягов на деформирующе режущие элементы и радиальной жесткости втулок в соответствии с методикой регрессионного анализа.

2. Разработана методика расчета конструкторско-технологических параметров деформирующе-режущих протяжек с УПН и косоугольным резанием на основании проведенных исследований.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кузнецов, А.М. Обработка комбинированным протягиванием круглых отверстий в деталях из вязких материалов [Текст] / А.М. Кузнецов, А.З. Марин.//Автомобильная промышленность. – №4, 1970, с. 33 – 35.
2. Киричек, А.В. Интенсификация процессов комбинированного протягивания круглых отверстий [Текст] / А.В. Киричек, С.К. Амбросимов// —М.: Машиностроение – 1, 2009, 148 с.

Амбросимов Сергей Константинович

Липецкий государственный технический университет

Доктор технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения»

Тел. (4742) 74-39-36,

E-mail: avadro@mail.ru

УДК 621.99

Д.Ю. СОЛЯНКИН, А.С. ЯМНИКОВ

ОТНОСИТЕЛЬНАЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ФРЕЗОТОЧЕНИЯ РЕЗЬБ

В статье дается сравнительный анализ производительности по основному времени нарезания резьбы как широко применяемыми процессами, так и перспективным процессом фрезоточения, так и перспективным процессом фрезоточения. Показаны технологические условия, при которых производительность фрезоточения превышает производительность традиционных процессов до 20 раз.

Ключевые слова: анализ производительности, основное время, нарезание резьбы, фрезоточение.

The paper presents a comparative productivity analysis based on the thread cutting machining time for both widely used processes and the advanced combined thread turning-milling. The manufacturing conditions that provided thread turning-milling productivity over 30 times higher than for the conventional processes are given.

Key words: productivity analysis, machining time, thread cutting, combined turning-milling.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Способ нарезания резьбы винтовым инструментом при одновременном согласованном вращении инструмента и заготовки был описан в 1941 году Скухторовым С.И. и Хлуновым В.Н. [1]. В последующем периодически этот способ упоминался в качестве возможных [2-4]. Цель настоящей статьи показать потенциальные возможности повышения производительности резбонарезания при использовании винтовых инструментов, работающих с радиальным врезанием без продольной подачи. Сравнение эффективности процессов будет проведено по критерию основного времени.

ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ

По данным исследований [2,3] отношение штучных времен и величин технологической себестоимости выполнения этой операции сравниваемыми методами, повторяет ту же закономерность. Поэтому, для выявления эффективности исследуемого метода обработки, по сравнению с альтернативными методами, мы ограничимся анализом только отношений основного времени.

Для конкретизации установленной закономерности необходимо знать соотношение $\frac{a_{cp2}V_2}{a_{cp1}V_1}$ двух сравниваемых методов. Величины этих параметров могут быть взяты из нормативов или из результатов известных исследований. Эта методика позволяет провести сравнительный анализ производительности основных способов обработки резьбы: многопроходного точения; фрезерования групповой фрезой; нарезания резьбы метчиками и резбонарезания головками; фрезоточения винтовыми фрезами.

При обработке резьбы имеет место большое разнообразие условий протекания процесса формообразования. Поэтому для избегания ошибок при установлении отношений $\frac{a_{cp2}V_2}{a_{cp1}V_1}$ пользовались данными ЭНИМС [2,3].

Для процесса фрезоточения резьбы:

$$t_0^B = \frac{H}{S_{pm}} = \frac{H}{S_{po} n_d}, \quad (1)$$

где t_0^B – основное время при фрезоточении винтовой фрезой;

H – высота профиля резьбы;

S_{pm} – скорость радиальной подачи в единицу времени;

S_{po} – радиальная подача в мм за один оборот детали;

n_d – частота вращения детали.

Учитывая то, что для метрической резьбы $H=0,65$;

$$n_d = \frac{1000V}{\pi(D_d \pm D_\phi)},$$

получим:

$$t_0^B = \frac{0,65PII(D_d \pm D_\phi)}{S_{po} 1000V} \quad (2)$$

Сравним производительности процессов фрезерования резьбы групповой фрезой и фрезоточения винтовой фрезой при различных условиях обработки. Так как эти методы являются близкими по своей физической сущности (обработка ведется сразу на всю длину резьбы, с одинаковыми скоростями и с соизмеримой средней толщиной срезаемого слоя), то будем полагать, что произведения при этих методах равны. При этих условиях расчет будем вести по формулам:

$$t_0^{ep} = \frac{1,2\pi D_d}{S_z Z n_\phi},$$

$$\text{где } n_\phi = \frac{1000V}{\pi D_\phi},$$

тогда

$$t_0^{ep} = \frac{1,2\pi D_d D_\phi}{S_z Z 1000V}, \quad (3)$$

где S_z – подача на зуб групповой фрезы.

Тогда отношение основного времени при фрезеровании групповой фрезой ко времени фрезоточения винтовой фрезой

$$\frac{t_0^{ep}}{t_0^B} = \frac{1,2\pi^2 D_d D_\phi}{S_z Z 1000V} \cdot \frac{S_{po} V}{0,65P\pi(D_d + D_\phi)}.$$

Принимаем, что $S_z = S_{po}$; диаметры групповой и винтовой фрез и число их зубьев равны; скорости резания при фрезеровании и фрезоточении равны. При этих условиях после некоторого преобразования получим:

$$\frac{t_0^{ep}}{t_0^B} = \frac{11,6}{Z \left(\frac{P}{R_d} + \frac{P}{R_\phi} \right)}. \quad (4)$$

Таким образом, отношение $\frac{t_0^{ep}}{t_0^B}$ является функцией параметров:

$$\frac{t_0^{ep}}{t_0^B} = f \left(Z; \frac{P}{R_d}; \frac{P}{R_\phi} \right).$$

На рисунке 1 показаны графики этих зависимостей при различных условиях обработки. Анализируя характер этих кривых, можно отметить:

– производительность фрезоточения резьбы винтовой фрезой от 3 до 15 раз выше, чем производительность фрезерованием этой же резьбы групповой фрезой в зависимости от условий обработки;

- чем меньше шаг и больше диаметр нарезаемой резьбы, тем больше производительность процесса фрезоточения по сравнению с фрезерованием резьбы групповой фрезой;
- чем больше диаметр и число зубьев групповой фрезы, тем меньше относительное преимущество процесса фрезоточения.

Это можно объяснить при анализе формулы (3). Путь инструмента в направлении круговой подачи при фрезеровании резьбы групповой фрезой равен $1,2 \pi D_\delta$, а при фрезоточении винтовой фрезой $H = 0,65P$. Следовательно, во сколько раз длина окружности нарезаемой резьбы больше высоты профиля резьбы, во столько раз производительность фрезоточения больше производительности фрезерования групповой фрезой. Получается, что метод фрезоточения резьбы винтовой фрезой более производителен по сравнению с методом фрезерования групповой фрезой при обработке резьб большого диаметра (больше 30 мм) и шагом меньше 3 мм.

Например, при обработке резьбы M42x3 производительность фрезоточения будет выше в 3,5 раза; а при обработке M80x1 - в 15,5 раза.

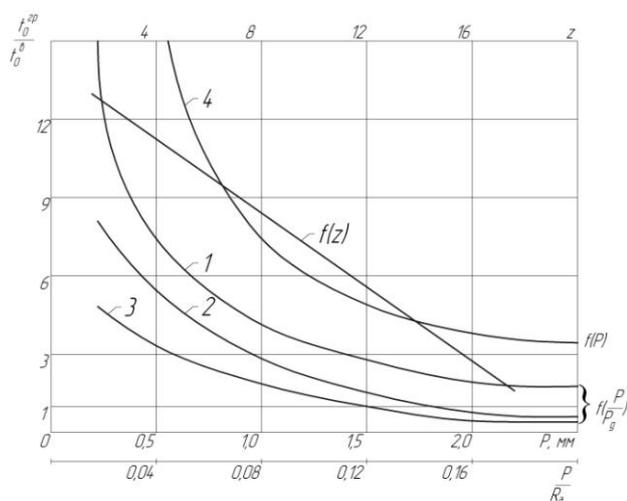


Рисунок 1 – Графики зависимостей отношения основного времени фрезерования резьбы групповой фрезой и фрезоточения от основных параметров:

- 1 – $R_\phi/R_\delta = 0,5$; 2 – $R_\phi/R_\delta = 2$;
- 3 – $R_\phi/R_\delta = 3$; 4 – $R_\phi/R_\delta = 1,5$

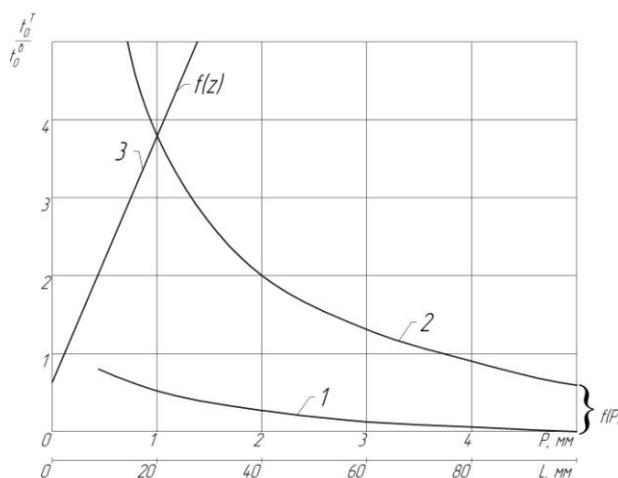


Рисунок 2 – Графики зависимостей отношения и основного времени точения и фрезоточения от основных параметров:

- 1 – $L/P = 0,5$; 2 – $L/P = 50$;
- 3 – $P = 1$ мм, $D_\delta = 40$ мм

Сравнение производительности методов многопроходного точения резьбы резцом и фрезоточения винтовой фрезой производим по той же методике. Основное время при многопроходном точении резьбы резцом [3] определяется из соотношения

$$t_0^z = \frac{l \pi D_\delta 0,65 P}{P V_T 1000 \alpha_i} \tag{4}$$

- где l – длина нарезаемой резьбы;
- V_T – скорость резания при точении;
- t_i – глубина резания при очередном проходе;
- P – шаг нарезаемой резьбы.

Основное время при фрезоточении резьбы определяется по формуле (2). Разделив выражение (4) на выражение (2) получим:

$$\frac{t_0^T}{t_0^B} = \frac{l \pi D_\delta 0,65 P}{P V_T 1000 \alpha_i} \cdot \frac{S_{po} 1000 V}{0,65 P \pi (D_\phi + D_\delta)}$$

Так как $S_{po} = t_i$, то после преобразований получим

$$\frac{t_0^T}{t_0^B} = \frac{l V_b}{P V_T \left(\frac{D_\phi}{D_\delta} + 1 \right)}. \quad (4)$$

Следовательно

$$\frac{t_0^T}{t_0^B} = f \left(\frac{V_B}{V_T} \text{ жс } \frac{D_\phi}{D_\delta}; P; l \right).$$

На рисунке 2 показаны графики этих зависимостей при различных условиях обработки. Анализируя характер этих кривых и зависимость (4), можно отметить:

– производительность метода фрезоточения резьбы винтовой фрезой в 4-20 раз выше производительности многопроходного точения этой же резьбы резцом в зависимости от условий обработки;

– чем меньше шаг нарезаемой резьбы и больше ее длина и диаметр, тем больше преимущество в производительности процесса фрезоточения резьбы по сравнению с многопроходным точением. Это можно объяснить при анализе формул (2) и (4). Длина пути инструмента в направлении подачи при многопроходном точении $L^T = l \frac{H}{t_i}$, а при фрезоточении

$L^B = H$. Таким образом, можно сделать вывод: во сколько раз длина пути инструмента в направлении подачи при многопроходном точении резьбы больше длины пути инструмента при фрезоточении резьбы, во столько раз производительность фрезоточения выше.

Следовательно, область эффективного использования метода фрезоточения резьбы ограничивается обработкой резьб большого диаметра (больше 20 мм) с шагом меньше 3 мм и длиной - более 10 мм.

Например, при обработке резьбы М42х3 длиной 10 мм, производительность фрезоточения, по сравнению с многопроходным точением, будет выше в 4,5 раза, при обработке резьбы М80х1 длиной 40 мм - в 20 раз.

Сравним производительность методов нарезания резьбы резьбонарезной головкой и методом фрезоточения винтовой фрезой.

Основное время нарезания резьбы резьбонарезной головкой [3]

$$t_0^{PR} = \frac{l \pi D_\delta}{P V_{PR} 1000}. \quad (5)$$

Основное время фрезоточения резьбы винтовой фрезой определяется по формуле (2). Разделив выражение (5) на выражение (2) получим:

$$\frac{t_0^{PR}}{t_0^B} = \frac{l \pi D_\delta}{P V_{PR} 1000} \cdot \frac{S_{po} 1000 V_B}{0,65 P \pi (D_\phi + D_\delta)}.$$

После преобразований получим:

$$\frac{t_0^{PR}}{t_0^B} = \frac{l S_{po} V_B}{P^2 0,65 \left(\frac{D_\phi}{D_\delta} + 1 \right) V_{PR}}. \quad (5)$$

Следовательно

$$\frac{t_0^{PR}}{t_0^B} = f \left(l; P; S_{po}; \frac{V_B}{V_{PR}}; \frac{D_\phi}{D_\delta} \right).$$

На рисунке 3 показаны графики этих зависимостей при различных условиях обработки. Анализируя характер этих кривых и зависимость (5), можно отметить:

– производительность метода фрезоточения резьбы винтовой фрезой в 1,5 - 8,5 раз производительнее нарезания резьбы резьбонарезными головками в зависимости от условий обработки;

– с увеличением длины нарезаемой резьбы преимущество в производительности метода фрезоточения резьбы пропорционально увеличивается по сравнению с методом нарезания резьбы резьбонарезными головками;

– с увеличением шага нарезаемой резьбы преимущество в производительности - гиперболически уменьшается.

Это можно объяснить тем, что путь инструмента в направлении подачи при фрезоточении резьбы относительно мал, он равен высоте профиля резьбы - H , а путь инструмента при нарезании резьбы резьбонарезной головкой во много раз больше - он равен длине нарезаемой резьбы. Следовательно, метод фрезоточения резьбы винтовой фрезой производительнее нарезания резьбы резьбонарезными головками при обработке резьбы с шагом менее 2 мм и длине резьбы более 10 мм.

Например, при обработке резьбы М42х2 длиной 10 мм производительность будет выше в 1,4 раза, а резьба М80х1 длиной 40 мм - в 8,5 раз.

Сравним производительность методов нарезания резьбы метчиками и фрезоточением резьбы винтовыми фрезами. Основное время при нарезании резьбы метчиками [3].

$$t_0^M = \frac{1,5l\pi D_\partial}{PV_M 1000}. \quad (6)$$

Разделив выражение (6) на (2), получим:

$$\frac{t_0^M}{t_0^B} = \frac{1,5l\pi D_\partial}{PV_M 1000} \cdot \frac{S_{po} 1000 V_B}{0,65 P \pi (D_\phi + D_\partial)}.$$

После преобразования получим:

$$\frac{t_0^M}{t_0^B} = \frac{1,5l S_{po} V_B}{P^2 0,65 \left(\frac{D_\phi}{D_\partial} + 1 \right) V_M}. \quad (7)$$

Следовательно

$$\frac{t_0^M}{t_0^B} = f \left(l; P; S_{po}; \frac{V_B}{V_M}; \frac{D_\phi}{D_\partial} \right).$$

На рисунке 4 показаны графики этих зависимостей при различных условиях обработки.

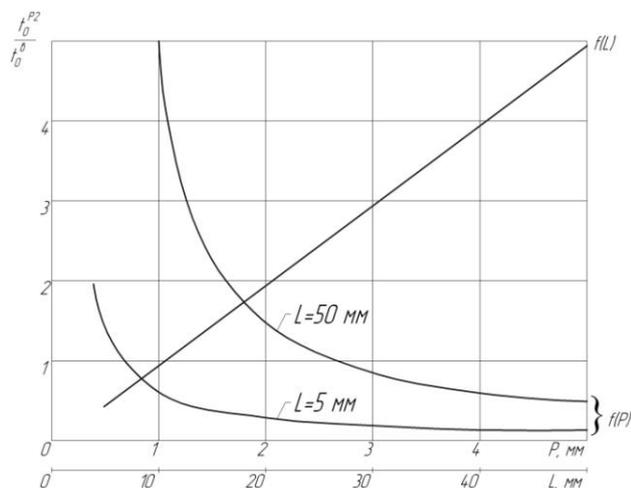


Рисунок 3 – Графики зависимостей отношения основного времени обработки резьбы резьбонарезной головкой и винтовой фрезой от основных параметров

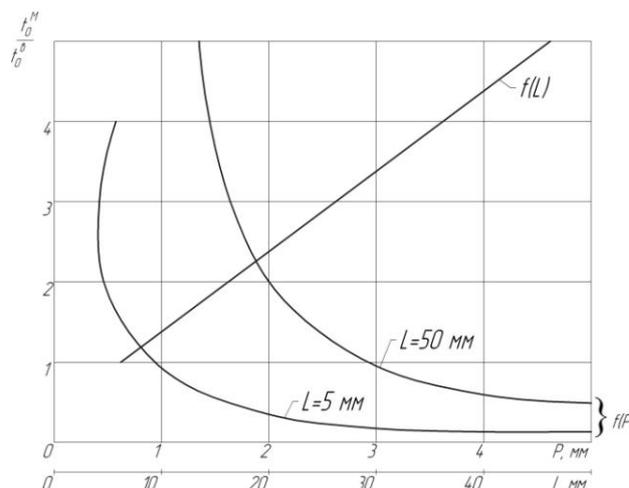


Рисунок 4 – Графики зависимостей отношения основного времени обработки резьбы метчиком и винтовой фрезой от основных параметров

Анализируя характер этих кривых, можно отметить:

– производительность метода фрезоточения резьбы винтовой фрезой в 2-13 раз выше, чем при нарезании той же резьбы метчиками в зависимости от условий обработки;

– при увеличении длины и уменьшении шага нарезаемой резьбы преимущество в производительности фрезоточения резьбы увеличивается. Следовательно, метод фрезоточения резьбы винтовой фрезой производительнее нарезания резьбы метчиками при обработке резьбы большого диаметра (более 20 мм) с шагом менее 2 мм и длине резьбы более 10 мм.

Например, при обработке внутренней резьбы М42х2 длиной 10 мм производительность фрезоточения будет в 2 раза выше, а при обработке резьбы М80х1 длиной 40 мм - в 13 раз выше, чем при нарезании резьбы метчиками.

ВЫВОД

На основании анализа развернутой формулы расчета основного времени фрезоточения резьбы винтовым инструментом выявлены основные параметры, влияющие на производительность и раскрыты пути ее повышения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Скухторов С.И., Хлунов В.Н. Фрезерование резьбы по методу обката.//Машиностроитель, 1941, №2. С. 6-9.
2. Этин А.О. Сравнительная эффективность различных методов нарезания резьбы.//Резьбообразующий инструмент. М.: ЭНИМС, 1968.- С. 328-340.
3. Этин А.О., Шашков Е.В. Кинематика охватывающего резьбофрезерования и новая гамма зубофрезерных станков.//Технология машиностроения. Вып. 26. Тула: ТПИ, 1972, с. 252-261.
4. Прогрессивная технология обработки винтовых поверхностей и резьб./ А.С. Ямников и др. Тула: Изд-во ТулГУ, 2008, -233с.

Солянкин Дмитрий Юрьевич

Тульский государственный университет, г. Тула
аспирант кафедры «Технология машиностроения»
Тел. (4872) 33-23-10, 8-916-38-999-58
E-mail: Demonfront@mail.ru

Ямников Александр Сергеевич

Тульский государственный университет, г. Тула
Доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»
Тел. (4872) 33-23-10
E-mail: Yamnikovas@mail.ru

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ **И БИОТЕХНИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ**

УДК 531.383

В.Я. РАСПОПОВ, В.В. МАТВЕЕВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ВРАЩАЮЩЕГОСЯ ПО КРЕНУ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА

Рассматривается задача ориентации вращающегося по крену летательного аппарата. Измерение угловой скорости крена осуществляется парой акселерометров. Приводится схема расцепленного алгоритма работы системы ориентации.

Ключевые слова: *вращающийся по крену летательный аппарат, микромеханический гироскоп, акселерометр, система ориентации.*

Contemplate problem of orientation flying vehicle spinning of roll. Measurement of angular rate is exercise pair accelerometers. Cite scheme decompose of algorithm system of orientation.

Key words: *flying vehicle spinning of roll, micromechanical gyroscope, accelerometer, system of orientation.*

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время существует потребность в недорогих малогабаритных системах ориентации для высокодинамичных летательных аппаратов (ЛА), совершающих вращение относительно продольной оси с частотой до 20 Гц и временем полета до 2 мин [1]. В отличие от классической, система ориентации вращающегося по крену ЛА, должна вырабатывать четыре параметра ориентации: традиционные углы рыскания и тангажа, а также тригонометрические функции синуса и косинуса угла крена. Использование двух последних параметров вместо обычного угла крена объясняется тем, что при вращении ЛА с высокой частотой, угол крена представляет собой неограниченно возрастающую функцию времени, которую без предварительной обработки затруднительно использовать для решения задач управления [2].

Появление нового класса инерциальных чувствительных элементов – микромеханических гироскопов (ММГ) и акселерометров (ММА) открывают заманчивую перспективу создания малогабаритных, недорогих систем ориентации и навигации. ММГ и ММА, выполненные с использованием технологии микроэлектронной промышленности представляют собой миниатюрные и дешевые чувствительные элементы невысокой точности [3]. Системы ориентации на ММГ и ММА такого класса ЛА могут применяться как штатные устройства для решения задач угловой стабилизации и управления ЛА, либо как информационные системы параметров движения ЛА на этапе экспериментальных пусков последних.

ИЗМЕРЕНИЕ УГЛОВОЙ СКОРОСТИ КРЕНА

Введем земную нормальную систему координат $OX_g Y_g Z_g$ с началом, совмещенным с центром масс ЛА (рисунок 1), ось OZ_g которой направлена на восток по касательной к параллели, ось OX_g - по касательной к меридиану на север, а ось OY_g - вдоль истинной вертикали места вверх.

Определим углы ориентации ЛА относительно нормальной системы координат следующим образом. Введем трехгранник $OXYZ$, ребра которого направим вдоль строительных осей ЛА. Ось OX совпадает с продольной осью ЛА и направлена к носу, ось OZ совпадает с поперечной осью ЛА, ось OY дополняет оси OX и OZ до правой системы координат и направлена вверх (рисунок 1). Положение строительных осей ЛА относительно земной нор-

мальной системы координат определим углами рыскания ψ , тангажа θ и крена γ . На рисунке 1 введена также система осей Резаля $OX_p Y_p Z_p$, которая перемещается с угловыми

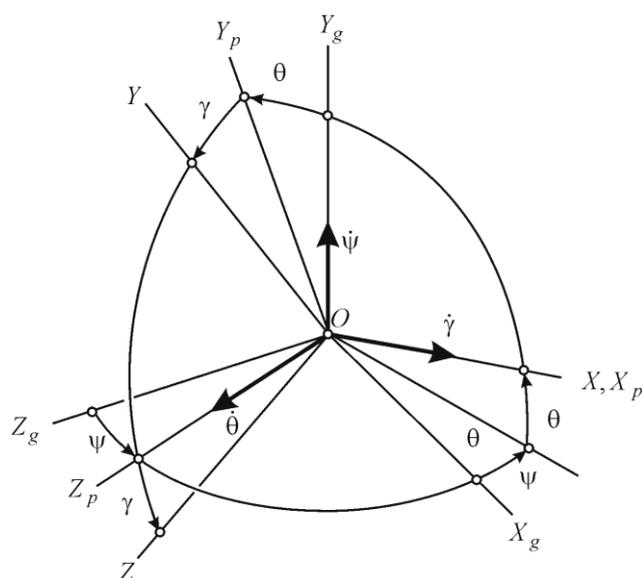


Рисунок 1 – Взаимное положение связанной и нормальной систем координат

скоростями $\omega_{Yp} = \dot{\psi} \cos \theta$ и $\omega_{Zp} = \dot{\theta}$, но не принимает участия во вращении с угловой скоростью крена $\dot{\gamma}$.

Проекции абсолютной угловой скорости связанной системы координат на ее оси определяются следующими соотношениями

$$\left. \begin{aligned} \omega_X &\approx \dot{\gamma}; \\ \omega_Y &= \dot{\theta} \sin \gamma + \dot{\psi} \cos \gamma \cos \theta; \\ \omega_Z &= -\dot{\psi} \sin \gamma \cos \theta + \dot{\theta} \cos \gamma. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Соотношения (1) являются входными сигналами вычислительного устройства, реализующего алгоритм ориентации. Одной из основных проблем при создании БСО для высокодинамичного ЛА является высокая частота вращения по крену, достигающая в некоторых точках траектории до 20 Гц и более.

Традиционный вариант БСО для ЛА, к примеру, самолетной схемы, предполагает наличие триады гироскопических датчиков угловой скорости (ДУС), измеряющих проекции вектора абсолютной угловой скорости ЛА на оси связанной системы координат и вычислительного устройства, реализующего решение кинематического уравнения относительно искомым параметров ориентации.

Для измерения угловой скорости крена $\dot{\gamma}$ высокодинамичного ЛА необходим ДУС с диапазоном измерения до 7200 град/с. Промышленность выпускает гироскопические ДУС с максимальной измеряемой угловой скоростью не более 1000 град/с, что не позволяет непосредственно их использовать в БСО высокодинамичного ЛА.

Преодолеть трудности с измерением угловой скорости крена предлагается с помощью двух ММА с измерительными осями перпендикулярными продольной оси ЛА [4]. Измерять проекций вектора угловой скорости на поперечные оси ЛА предлагается традиционно посредством ДУСов, в частности ММГ.

Компоновка ММГ и ММА на борту ЛА представлена на рисунке 2.

Два ММА располагаются на некотором расстоянии l от продольной оси ЛА, причем их измерительные оси ортогональны последней. При вращении ЛА по крену с угловой скоростью ω_X ММА реагируют на векторную сумму центростремительного и кажущегося ускорения

$$\left. \begin{aligned} n_{Y1} &= n_Y - \omega_X^2 l; \\ n_{Y2} &= n_Y + \omega_X^2 l, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где n_Y – проекция вектора кажущегося ускорения на ось OY .

Вычитая из второго равенства (2) первое и, разрешая полученную разность относительно угловой скорости ω_X , имеем

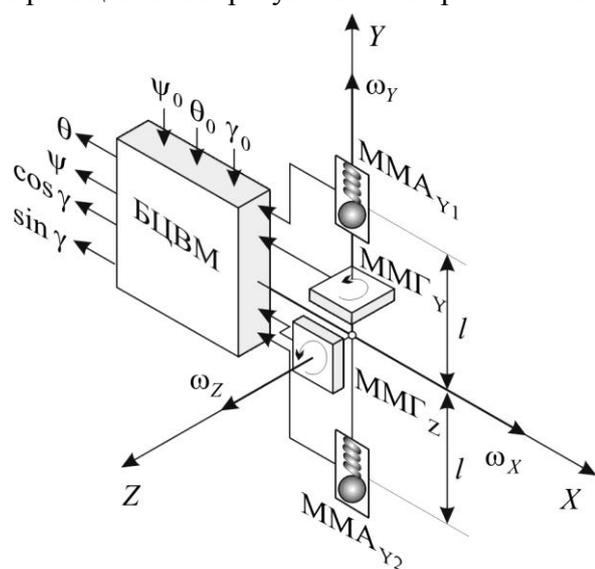


Рисунок 2 – Компоновка инерциальных чувствительных элементов

$$\omega_x = \sqrt{\frac{n_{y2} - n_{y1}}{2l}} \quad (3)$$

Проекции ω_y и ω_z измеряются ММГ, измерительные оси которых направлены соответственно вдоль осей OY и OZ . Информация о проекциях вектора абсолютной угловой скорости на оси связанной системы координат $\omega_x, \omega_y, \omega_z$, полученная по показаниям ММА и ММГ подается в бортовую цифровую вычислительную машину (БЦВМ), где решается задача ориентации.

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ ОРИЕНТАЦИИ

Для решения задачи ориентации в качестве кинематических параметров наиболее часто используются параметры Родрига-Гамильтона, так как кинематические уравнения в параметрах Родрига-Гамильтона [5], линейные, имеют невысокий порядок и определены для любых углов ориентации. Кроме того, параметры Родрига-Гамильтона подчиняются одному уравнению нормировки, что делает их одними из самых удобных для решения задач ориентации [5]. Блок-схема алгоритма ориентации приведена на рисунке 3.

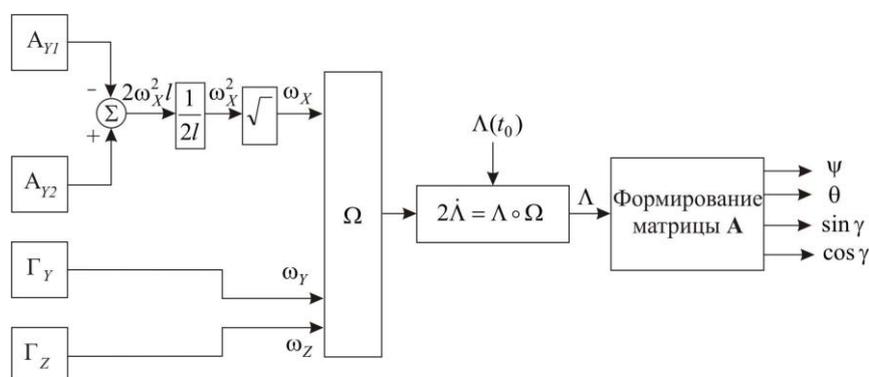


Рисунок 3 – Блок-схема алгоритма ориентации

По информации о проекциях вектора абсолютной угловой скорости на оси связанной системы координат $\omega_x, \omega_y, \omega_z$ формируется гиперкомплексное отображение $\Omega = \mathbf{i}\omega_x + \mathbf{j}\omega_y + \mathbf{k}\omega_z$ ($\mathbf{i}, \mathbf{j}, \mathbf{k}$ - мнимые единицы) вектора абсолютной угловой скорости ЛА. Отображение Ω подается в блок решения кинематического уравнения в кватернионах $2\dot{\Lambda} = \Lambda \circ \Omega$, результатом решения которого является собственный кватернион ориентации $\Lambda = \lambda_0 + \mathbf{i}\lambda_1 + \mathbf{j}\lambda_2 + \mathbf{k}\lambda_3$ ($\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ - параметры Родрига-Гамильтона). По значениям параметров Родрига-Гамильтона может быть сформирована матрица направляющих косинусов

$$\mathbf{A} = \begin{vmatrix} \cos\theta\cos\psi & \sin\theta & -\cos\theta\sin\psi \\ -\cos\gamma\cos\psi\sin\theta + \sin\gamma\sin\psi & \cos\gamma\cos\theta & \cos\gamma\sin\psi\sin\theta + \sin\gamma\cos\psi \\ \sin\gamma\cos\psi\sin\theta + \cos\gamma\sin\psi & -\sin\gamma\cos\theta & -\sin\gamma\sin\psi\sin\theta + \cos\gamma\cos\psi \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 2\lambda_1^2 + 2\lambda_0^2 - 1 & 2\lambda_1\lambda_2 + 2\lambda_0\lambda_3 & 2\lambda_1\lambda_3 - 2\lambda_0\lambda_2 \\ 2\lambda_1\lambda_2 - 2\lambda_0\lambda_3 & 2\lambda_0^2 + 2\lambda_2^2 - 1 & 2\lambda_2\lambda_3 + 2\lambda_0\lambda_1 \\ 2\lambda_1\lambda_3 + 2\lambda_0\lambda_2 & 2\lambda_2\lambda_3 - 2\lambda_0\lambda_1 & 2\lambda_0^2 + 2\lambda_3^2 - 1 \end{vmatrix} \quad (4)$$

Матрица \mathbf{A} характеризует переход от нормальной системы координат к связанной. Углы рыскания и тангажа могут быть найдены на основе сопоставления матриц (4), одна из которых представлена через косинусы углов ψ, θ, γ , а другая через направляющие косинусы

$$\psi = \arctg\left(-\frac{a_{13}}{a_{11}}\right) = \arctg\left(-\frac{2\lambda_1\lambda_3 - 2\lambda_0\lambda_2}{2\lambda_1^2 + 2\lambda_0^2 - 1}\right), \quad (5)$$

$$\theta = \arcsin(a_{12}) = \arcsin(2\lambda_1\lambda_2 + 2\lambda_0\lambda_3).$$

Выше было отмечено, что для вращающегося по крену ЛА целесообразным является определение не угла крена γ , а тригонометрических функций $\sin\gamma$ и $\cos\gamma$. Для решения этой задачи возможны варианты. Один из вариантов связан с формированием элементов a_{22} , a_{23} упомянутой выше матрицы направляющих косинусов, которые при малом угле тангажа имеют вид

$$\begin{aligned} a_{22} &\approx \cos\gamma; \\ a_{23} &\approx -\sin\gamma. \end{aligned} \tag{6}$$

Однако, если ЛА перемещающихся по баллистической траектории, то угол тангажа может изменяться в пределах $+55^\circ \div -70^\circ$, что делает приближенные равенства (6) невыполнимыми.

Возможен вариант, при котором предварительно вычисляется угол крена по следующему соотношению

$$\gamma = \operatorname{arctg}\left(-\frac{a_{32}}{a_{22}}\right) = \operatorname{arctg}\left(-\frac{2\lambda_2\lambda_3 - 2\lambda_0\lambda_1}{2\lambda_0^2 + 2\lambda_2^2 - 1}\right) \tag{7}$$

с последующим формированием функций $\cos\gamma$, $\sin\gamma$. Однако, функция $\operatorname{arctg}(x)$ принимает значения от $-\pi/2$ до $+\pi/2$, поэтому в алгоритме ориентации необходимо предусматривать переход функции $\operatorname{arctg}(x)$ через $\pi/2$ и последовательно «сшивать» крен $\gamma(t)$ из отдельных фрагментов. Кроме того, формирование функций $\cos\gamma$ и $\sin\gamma$ в БЦВМ делает этот вариант малоприменимым.

РАСЩЕПЛЕННАЯ СХЕМА ОРИЕНТАЦИИ

Для преодоления отмеченных проблем предлагается расщепленная схема, позволяющая миновать предварительное вычисление угла крена γ и непосредственно получить функции $\sin\gamma$ и $\cos\gamma$ решив кинематическое уравнение относительно кватерниона вращения Λ_γ . Кроме того, с помощью кватерниона Λ_γ имеется возможность спроектировать составляющие угловой скорости ω_Y и ω_Z на оси Резаля (не участвующие во вращении по крену), где угловая скорость вращения осей Резаля имеет медленный характер изменения. Такой подход отвечает концепции расщепления вычислительного процесса на части с разной скоростью вычислений. Структура расщепленной схемы алгоритма ориентации представлена на рисунке 4.

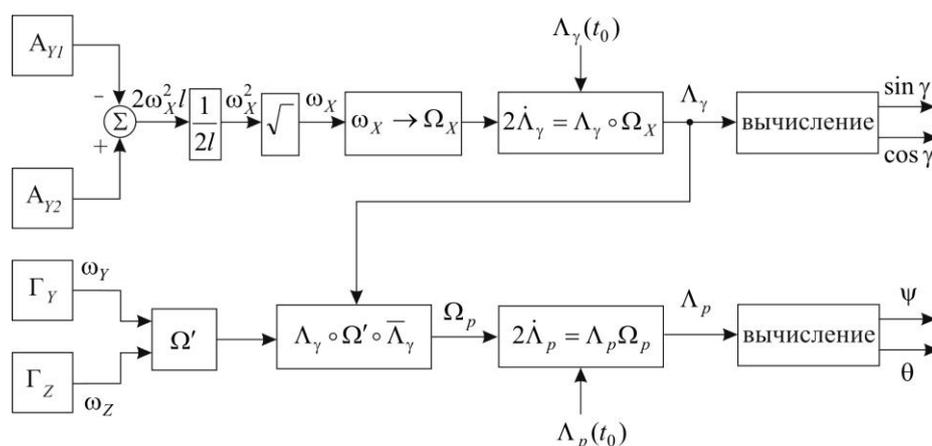


Рисунок 4 – Расщепленная схема алгоритма ориентации

Проекции вектора угловой скорости ω_X , ω_Y , ω_Z измеряются, как и прежде, на основе показаний ММА и ММГ. На структурной схеме рис. 4 для строгости изложения введены блоки формального преобразования вектора в гиперкомплексное отображение этого вектора в предположении, что орты обычного трехмерного векторного пространства \mathbf{V} совпадают с мнимыми единицами \mathbf{i} , \mathbf{j} , \mathbf{k} гиперкомплексного пространства \mathbf{H} . Существенно, что угловая

скорость крена ω_x подается независимо от проекций ω_y и ω_z в блок решения кинематического уравнения

$$2\dot{\Lambda}_\gamma = \Lambda_\gamma \circ \Omega_\gamma, \quad (8)$$

где Λ_γ – кватернион перехода (кватернион вращения) от системы координат Резаля $OX_p Y_p Z_p$ к связанной системе координат $OXYZ$;

Ω_γ – отображение вектора ω_x .

Результатом решения кинематического уравнения (8) является кватернион вращения Λ_γ , на основании которого вычисляются функции $\sin \gamma$ и $\cos \gamma$. Из проекций ω_y и ω_z формируется отображение Ω' , которое пересчитывается с помощью кватерниона Λ_γ на оси Резаля $OX_p Y_p Z_p$, с помощью обратного равенства перепроектирования $\Lambda_\gamma \circ \Omega' \circ \bar{\Lambda}_\gamma$ ($\bar{\Lambda}_\gamma$ – сопряженный кватернион), в результате чего образуются отображение Ω_p , составленное из проекций вектора абсолютной угловой скорости ω_{y_p} и ω_{z_p} вращения осей Резаля. Отображение Ω_p поступает в блок решения второго кинематического уравнения

$$2\dot{\Lambda}_p = \Lambda_p \circ \Omega_p, \quad (9)$$

где Λ_p – кватернион перехода от нормальной системы координат к системе осей Резаля.

На основе информации о кватернионе Λ_p вычисляются параметры ориентации ψ и θ . Решение уравнения (9) можно осуществлять с более медленной скоростью, так как проекции ω_{y_p} , ω_{z_p} не содержат составляющих, меняющихся с угловой скоростью крена. Зная кватернионы Λ_p и Λ_γ можно получить полный кватернион перехода от нормального трехгранника к связанному

$$\Lambda = \Lambda_p \circ \Lambda_\gamma. \quad (10)$$

Следует также подчеркнуть, что выработка функций $\cos \gamma$ и $\sin \gamma$ происходит без каких-либо вычислений, связанных с тригонометрическими функциями.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Распопов, В.Я. Демпфирование поперечных колебаний вращающейся по крену ракеты с помощью микрогироскопа / В.Я. Распопов, А.П. Марков, Ю.В. Иванов, Д.М. Малютин, А.А. Горин, Р.В. Алалуев, В.В. Матвеев // Гироскопия и навигация. – 2007. – № 1 (56). – С. 125-129.
2. Распопов, В.Я. Информационно управляющие системы на микрогироскопах вращающихся по крену летательных аппаратов / В.Я. Распопов, В.В. Матвеев, Д.М. Малютин и др. // Датчики и системы. – 2007. – № 4. – С. 8-11.
3. Распопов, В.Я. Микромеханические приборы: учеб. пособие / В.Я. Распопов. – М.: Машиностроение, 2007. – 399с.
4. Лихошерст, В.В. Акселерометрические инерциальные системы / В.В. Лихошерст, В.В. Матвеев // Справочник инженерный журнал. Приложение, 2009. – №7. – С. 14 - 18.
5. Матвеев, В.В. Основы построения бесплатформенных инерциальных навигационных систем: учеб. пособие / В.В. Матвеев, В.Я. Распопов. – СПб.: ЦНИИ Электроприбор, 2009. – 280 с.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ 10-08-00230

Распопов Владимир Яковлевич

Тульский государственный университет, г. Тула
 Доктор технических наук, заведующий кафедрой «Приборы управления»
 300600 г. Тула, Проспект Ленина, д. 92
 Тел. (4872) 35-19-59

Матвеев Валерий Владимирович

Тульский государственный университет, г. Тула
 Кандидат технических наук, доцент кафедры «Приборы управления»
 300600 г. Тула, Проспект Ленина, д. 92
 Тел. (4872) 35-19-59
 E-mail: matweew.valery@yandex.ru

П.П. МОИСЕЕВ

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДАТЧИКА УГЛОВОГО ПОЛОЖЕНИЯ УСТРОЙСТВА ФУНКЦИОНАЛЬНОГО КОНТРОЛЯ УЗЛА СКАНИРОВАНИЯ НА ЭЛЕМЕНТЕ ХОЛЛА

Проводится математическое моделирование магниточувствительного датчика углового положения, оптимизация размеров его магнитной системы и оценка нелинейности выходной характеристики.

Ключевые слова: математическая модель, оптимизация, угловое положение, сканирование, магниточувствительный, нелинейность выходной характеристики.

Mathematical treatment for magnetic sensitive sensor. Optimization for magnetic system sizes. Assessment of deviation sensors outgoing features from leaner.

Key words: mathematical model, optimization, angle position, scan, magnetic sensitive, non-linear outgoing features.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Для обеспечения развертки подстилающей поверхности Земли в современных спектральных оптических системах дистанционного зондирования (ДЗЗ) находят широкое применение узлы сканирования (УС). Сканирование осуществляется в основном двумя способами: вращением с постоянной угловой скоростью или осциллирующими угловыми перемещениями отражающего элемента. Точность выполнения сканирования оценивается единицами и долями угловых секунд. Обеспечение функционального контроля УС в процессе съемки позволяет улучшить детализацию полученного изображения.

В качестве первичного датчика устройства функционального контроля (УФК) УС используют датчики углового положения (ДУП) интерферометрического, индукционного или оптического типов. Существует задача уменьшения габаритно-массовых параметров первичных датчиков, при сохранении ими высоких точностных параметров. Применение магниточувствительных датчиков на эффекте Холла позволит выполнить поставленную задачу.

В работе проводится математическое моделирование ДУП для осциллирующего закона, с рабочим углом сканирования $\pm 5,3^\circ$, с целью определения оптимальных конструктивных параметров и нелинейности преобразования.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДАТЧИКА УГЛОВОГО ПОЛОЖЕНИЯ

Магнитная система (МС) датчика состоит из двух редкоземельных магнитов (РЗМ) цилиндрической формы, со встречным направлением магнитных полей. Элемент Холла (ЭХ) перемещается в воздушном зазоре между полюсами магнитов [1]. На рисунке 1 показана схема моделируемого датчика. Магниты имеют диаметр D , длину L и воздушный зазор между полюсами d_0 .

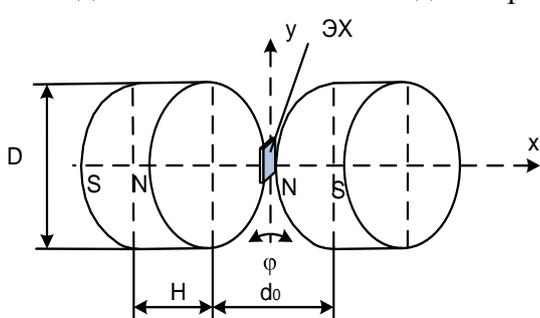


Рисунок 1 – Схема датчика углового перемещения с двумя цилиндрическими магнитами

Для определения зависимости величины зазора d_0 от углового диапазона датчика рассмотрим осциллирующий закон сканирования, показанный на рисунке 2.

Длительность одного скана (один цикл сканирования) определяется формулой:

$$T_{\text{СКАН}} = T_{\text{ПРХ}} + T_{\text{ОБРХ}} + 2 \cdot T_{\text{ТР}} \quad (1)$$

При разработке ДУП сканирующего объекта учитывают следующие особенности.

1) Полный угол поворота датчика углового перемещения объединяет в себе угол диапазона сканирования и углы двух дополнительных зон торможения и разгона сканирующего объекта (зона выбега за диапазон сканирования).

$$\varphi_{\Pi} = 2 \cdot (\varphi_{СК} + \varphi_{Д}) \quad (2)$$

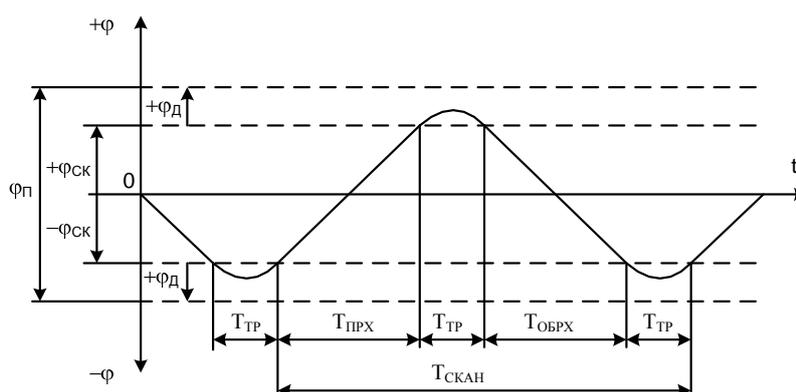


Рисунок 2 – Осциллирующий закон сканирования
 φ_{Π} – полный угол поворота; $\pm \varphi_{СК}$ – угол сканирования (рабочая зона);
 $\varphi_{Д}$ – угол дополнительной зоны; $T_{ПРХ}$ – время прямого хода;
 $T_{ОБРХ}$ – время обратного хода; $T_{ТР}$ – время торможения и разгона;
 $T_{СКАН}$ – время одного цикла сканирования

2) Расчет величины воздушного зазора между магнитами для полного угла поворота необходимо проводить с учетом конструктивных размеров зонда, на котором крепится ЭХ, так как размер зонда определяет радиус поворотного сегмента датчика (рисунок 3).

$$d_{0,мин} = \alpha_0 + \alpha_{К1} + \alpha_{К2}, \quad (3)$$

где $d_{0,мин}$ – минимальный зазор между магнитами;

α_0 – основная хорда сегмента;

$\alpha_{К1}$ и $\alpha_{К2}$ – конструктивные добавки к основной хорде сегмента слева и справа.

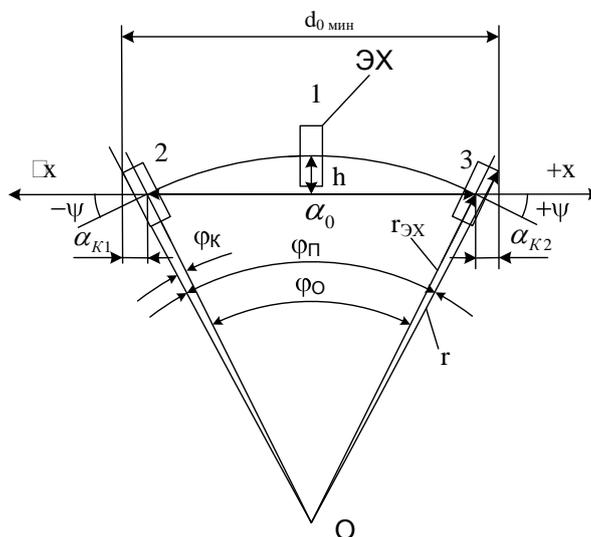


Рисунок 3 – Движение элемента Холла при повороте
 ЭХ – элемент Холла; 1, 2 и 3 – центральное и крайние положения ЭХ
 при угловом перемещении; α_0 – основная хорда сегмента;
 $\alpha_{К1}$ и $\alpha_{К2}$ – конструктивные добавки к хорде сегмента слева
 и справа от основной; r – радиус полного сегмента;
 $r_{ЭХ}$ – радиус до центра ЭХ; φ_{Π} – полный угол поворота;
 φ_0 – основной угол поворота; $\varphi_К$ – дополнительный угол поворота;
 h – стрелка сегмента (смещение центра ЭХ от оси X); ψ – угол поворота нормали
 ЭХ относительно оси X; O – ось вращения.

При симметричности расположения ЭХ в зонде $d_{0\text{МИН}}$ будет иметь вид:

$$d_{0\text{МИН}} = \alpha_0 + 2\alpha_K \quad (4)$$

Полный угол сегмента φ_{Π} можно выразить как:

$$\varphi_{\Pi} = \varphi_0 + 2\varphi_K, \quad (5)$$

где φ_0 – основной угол поворота;

φ_K – дополнительный угол поворота, обусловленный конструктивными размерами зонда с ЭХ.

$$\varphi_K = \frac{\varphi_{\Pi} - \varphi_0}{2} \quad (6)$$

Основная хорда сектора углового перемещения α_0 вычисляется по формуле:

$$\alpha_0 = 2r_{\text{ЭХ}} \cdot \sin(\varphi_0/2), \quad (7)$$

где $r_{\text{ЭХ}}$ – радиус до центра ЭХ.

Исходя из формул (4), (5) и (7) минимальное значение воздушного зазора между полюсами магнитов $d_{0\text{МИН}}$ можно выразить как:

$$d_{0\text{МИН}} = \alpha_0 + 2\alpha_K = 2r \cdot \sin\left(\frac{\varphi_0 + \varphi_K}{2}\right) \quad (8)$$

Радиус сектора (r) для полного угла φ_{Π} вычисляется по формуле:

$$r = \frac{d_0}{2 \sin\left(\frac{\varphi_{\Pi}}{2}\right)} \quad (9)$$

Полученный график зависимостей полного угла поворота (φ_{Π}) от радиуса (r) при различных величинах воздушного зазора между магнитами (d_0) показан на рисунке 4.

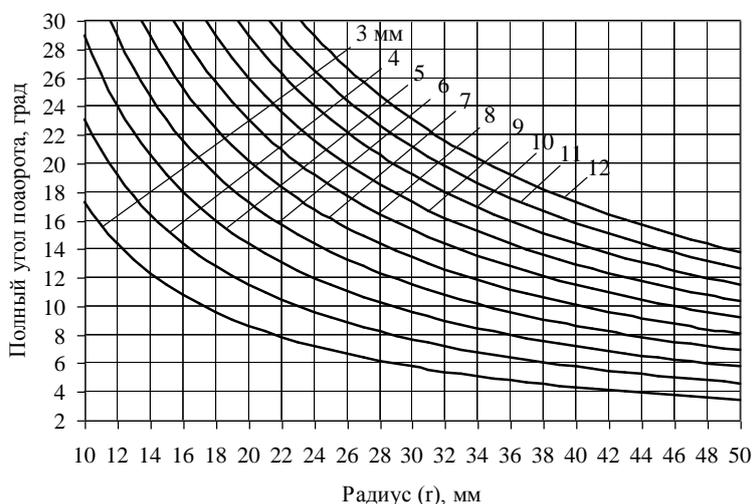


Рисунок 4 – График зависимости полного угла поворота (φ_{Π}) от радиуса (r), при различных величинах воздушного зазора между магнитами (d_0)

3) При угловом перемещении элемента Холла происходит отклонение его центра от осевой линии X на величину стрелки сегмента h с поворотом его нормали на угол $\pm\psi$ относительно оси X (рисунок 3). Это вводит дополнительную нелинейность выходного напряжения элемента Холла.

Величина стрелки сегмента h вычисляется по следующей формуле:

$$h = r_{\text{ЭХ}} - \sqrt{r_{\text{ЭХ}}^2 - (\alpha_0^2/4)} = r_{\text{ЭХ}}(1 - \cos(\varphi_0/2)) = (\alpha_0/2) \text{tg}(\varphi_0/4) \quad (10)$$

На рисунке 5 показан график зависимости отклонения центра ЭХ относительно осевой линии магнитной системы (стрелка сегмента) от радиуса до центра ЭХ при различных величинах основной хорды сегмента поворота (α_0).

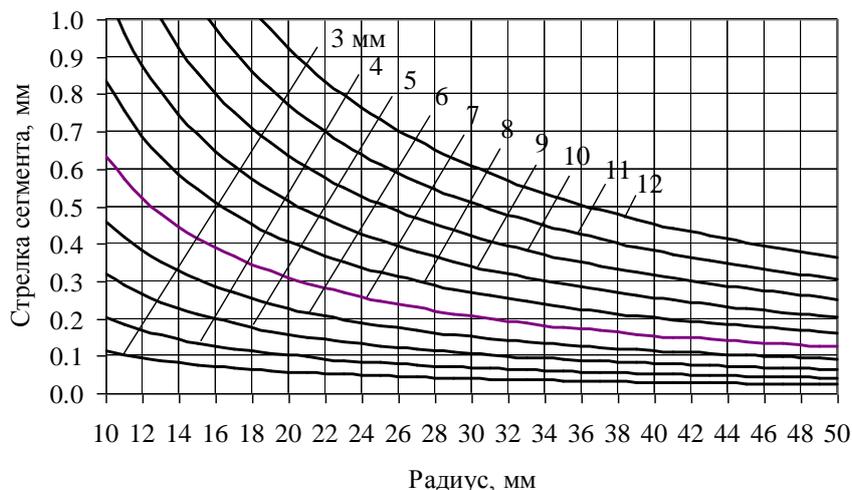


Рисунок 5 – График зависимости стрелки сегмента(h) от радиуса до центра ЭХ ($r_{ЭХ}$), при различных величинах хорды сегмента (α_0)

Параметры датчика рассчитаны из условия величины хорды сектора сканирования, равной 4,5 мм, и приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Параметры ДУП

Обозначение	Наименование параметра	Величина
$\alpha_{СК}$	Длина хорды сектора сканирования, мм	4,5
$\pm\varphi_{СК}$	Угол сканирования, град	$\pm 5,3$
φ_D	Угол дополнительной зоны, град	3,0
$\varphi_{П}$	Полный угол поворота, град	16,6
r	Радиус, мм	24,2
d_0	Зазор между полюсами магнитов, мм	7,0
$h_{П}$	Стрелка сегмента полного угла, мм.	0,254

Моделирование датчика проведем с использованием программы femm 4.2 [2]. Данная программа производит расчет магнитного поля по методу конечных элементов. Для построения схемы магнитной системы датчика примем значение удельной магнитной энергии $(B \cdot H)_{\max}$, равной 160 кДж/м^3 . При расчетах индукции магнитного поля вблизи магнита не учитывались геометрические поправки на существование дефектного слоя в магните.

На рисунке 6 показаны расчетные характеристики датчика линейного перемещения для размеров магнитов $D = 5 \text{ мм}$, $H = 5 \text{ мм}$ и $D = 10 \text{ мм}$, $H = 10 \text{ мм}$. Из графика (рисунок 6) видно, что линейность зависимости магнитной индукции от перемещения в зазоре МС напрямую зависит от размеров магнитов. На рисунке 7 показан график зависимости величины сходимости линейного тренда с выходными характеристиками МС, при различных размерах магнитов. Он показывает, что для МС с воздушным зазором $d_0 = 7 \text{ мм}$ размеры магнитов $D = 10 \text{ мм}$ и $H = 10 \text{ мм}$ позволяют достичь линейности выходного сигнала датчика.

На рисунке 8 показан график зависимости градиента МС от размеров магнитов, при $d_0 = 7 \text{ мм}$, из которого видно, что с увеличением размеров, градиент магнитного поля уменьшается. Для МС с размерами магнитов $D = 10 \text{ мм}$ и $H = 10 \text{ мм}$ величина градиента соответствует 95 мТл .

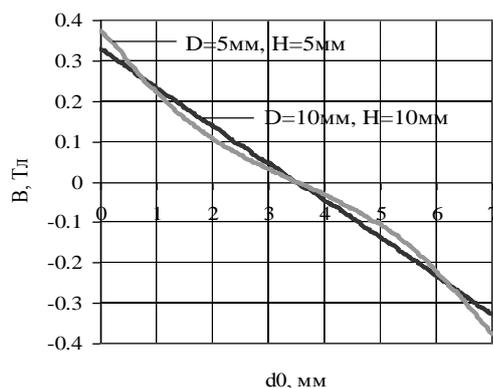


Рисунок 6 – Графики зависимости магнитной индукции B от линейного перемещения ЭХ в зазоре МС $d_0=7$ мм, при размерах магнитов $D=5$ мм, $H=5$ мм и $D=10$ мм, $H=10$ мм

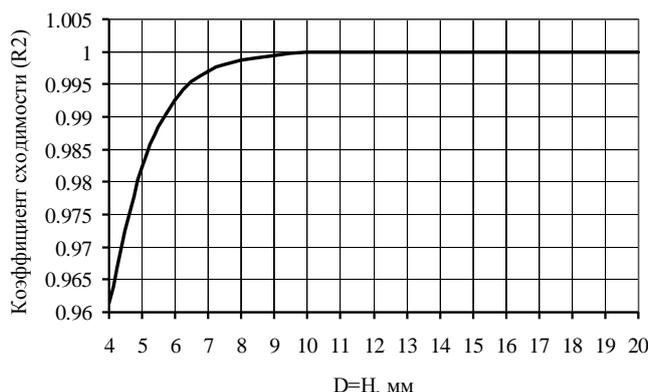


Рисунок 7 – График зависимости сходимости линейных трендов (R^2) выходных характеристик МС, при различных размерах магнитов

На рисунке 9 показан график зависимости магнитной индукции B от перемещения ЭХ вдоль полюса цилиндрического магнита $D = 10$ мм и $H = 10$ мм, на разных расстояниях от магнита в МС. Как видно из этого графика, при перемещении порядка 0,5 мм от центра магнита нелинейность незначительная. Поэтому, при расчете математической модели примем условие, что магнитная индукция B при перемещении ЭХ в МС, с размерами магнитов $D=10$ мм и $H=10$ мм, по осевой линии X и стрелке сегмента (h) одинакова, то есть $B(\varphi) = B(d_0)$.

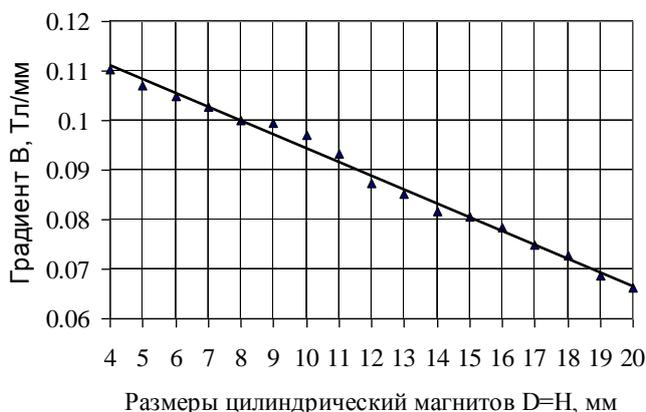


Рисунок 8 – График зависимости градиента МС от размеров магнитов, при $d_0=7$ мм

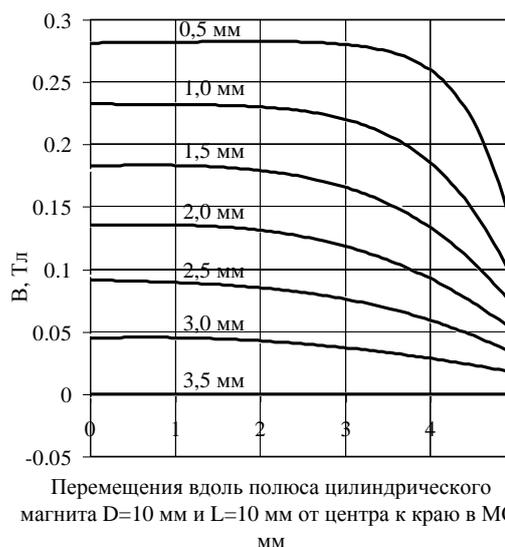


Рисунок 9 – График зависимости магнитной индукции B от перемещения ЭХ вдоль полюса цилиндрического магнита, при различных расстояниях от полюса магнита в МС

В результате исследования получена математическая модель ДУП, отражающая взаимосвязь между магнитной чувствительностью ЭХ, распределением магнитной индукции по пути перемещения ЭХ и ориентацией ЭХ относительно полюсов магнитов:

$$U_H(\varphi) = K_H \cdot B(\varphi) \cdot \cos \psi, \tag{11}$$

где U_H – выходное напряжение ЭХ;

K_H – магнитная чувствительность ЭХ;

φ – угол поворота;

$B(\varphi)$ – зависимость магнитной индукции от перемещения по дуге поворотного сегмента в МС;

ψ – угол поворота нормали ЭХ относительно оси X (рисунок 3).

Так как $\psi = \frac{\varphi_0}{2}$ и принято условие, что $B(\varphi) = B(d_0)$, то формулу (11) можно записать как:

$$U_H(\varphi) = K_H \cdot B(d_0) \cdot \cos\left(\frac{\pm\varphi_0}{2}\right), \quad (12)$$

где d_0 – воздушный зазор МС;

φ_0 – основной угол поворота (рисунок 3).

Используя полученные данные $B(d_0)$ компьютерного моделирования и величину магнитной чувствительности ЭХ, равную 200 мВ/Тл, проведем вычисления по формуле (12). Полученная зависимость выходного сигнала ДУП показана на рисунке 10, а на рисунке 11 показана зависимость разности выходного сигнала ДУП и линейного тренда, по которой можно оценить значения нелинейности характеристики в пределах 0,9 %.

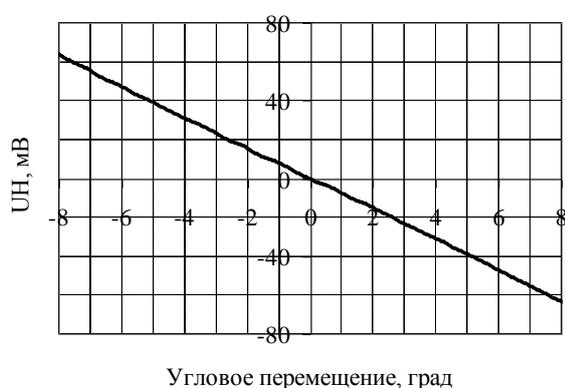


Рисунок 10 – График расчетной зависимости выходного сигнала ДУП

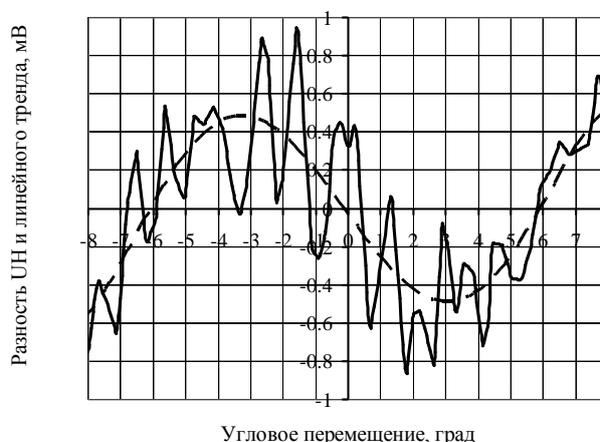


Рисунок 11 – График расчетной зависимости разности выходного сигнала ДУП и линейного тренда

Проведенные теоретические исследования подтвердили правильность основных положений заложенных в основу математической модели и обеспечили достижение оптимальных конструктивных параметров ДУП.

ВЫВОДЫ

1. Результатом исследования является математическая модель ДУП в соответствии с выражением (11).
2. ДУП обеспечивает выходной сигнал с нелинейностью 0,9%, который требует аппроксимации и преобразования цифровым устройством обработки сигнала.
3. МС ДУП $\pm 8,3^\circ$, с воздушным зазором между цилиндрическими магнитами $d_0=7$ мм, имеет оптимальные размеры магнитов $D=10$ мм и $H=10$ мм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кобус А., Тушинский Я. Датчики Холла и магниторезисторы. Пер. с польск. В.И. Тихонова и К.Б. Макидонской, под ред. О.К. Хомерики, М.: Энергия, 1971. 352 с.
2. David Meeker, программа Finite Element Method Magnetics (femm), версия 4.2. <http://femm.foster-miller.com>

Моисеев Павел Петрович

ОрелГТУ, кафедра «ПМиС»

ООО «Научно-производственное предприятие «Астрон Электроника»

Тел. (4862) 43-36-93

E-mail: moiseev_pp@pochta.ru

Э.И. СЕМЕНОВ, В.Д. ЧЕРНИКОВ

ЭЛЕКТРОННО-ЭМИССИОННЫЕ ДАТЧИКИ СКОРОСТИ ОСАЖДЕНИЯ ВЕЩЕСТВ ПРИ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОМ ИСПАРЕНИИ

В статье описаны существующий электронно-эмиссионный метод контроля скорости осаждения веществ из паровой фазы при электронно-лучевом испарении в вакууме и датчики на его основе. Предлагается усовершенствование электронно-эмиссионного датчика путем применения магнетронного эффекта. Приведены экспериментальные данные нового датчика.

Ключевые слова: электронно-лучевое испарение, электронно-эмиссионный датчик, магнетронный эффект, скорость осаждения.

Article describes being electron impact emission spectroscopy method for electron-beam vapor deposition rate monitoring in vacuum chamber and sensors based it are described. There offers electron impact emission spectroscopy sensors improvement based on applying of magnetron effect. Experimental data of new sensor presented.

Key words: electron-beam evaporation, electron impact emission spectroscopy sensor (EIES sensor), magnetron phenomenon, deposition rate.

ВВЕДЕНИЕ

Для обеспечения постоянства химического состава и толщины покрытий, наносимых при одновременном электронно-лучевом испарении веществ из нескольких тиглей, исключительно важным является контроль скорости испарения материала из каждого тигля. Существующие в отечественной промышленности ионизационный и кварцево-резонаторный методы контроля толщины и скорости осаждения защитных покрытий и тонких пленок позволяют вычислять только общую скорость осаждения или массу переносимого к подложке вещества, без оперативного определения состава паровой фазы. Таким образом, упомянутые выше методы контроля не позволяют управлять составом покрытия. Для контроля скоростей нескольких компонентов при многокомпонентном испарении применяют системы контроля на основе масс-спектропии, атомной абсорбции и электронно-эмиссионной спектроскопии [1]. Последний метод значительно проще первых двух и хорошо применим для нанесения покрытий в широком диапазоне скоростей осаждения. В данной статье рассмотрены существующие методы электронно-эмиссионной спектроскопии: при возбуждении электронным ударом с использованием электронов низкой энергии (*EIES – Electron Impact Emission Spectroscopy*) и метод с применением магнетронного разряда (*Cold Cathode discharge induced Emission Spectroscopy*, сокращенно *CCES*). Описаны датчики на их основе и предложено усовершенствование электронно-эмиссионного метода.

ЭЛЕКТРОННО-ЭМИССИОННЫЙ МЕТОД EIES

Метод электронно-эмиссионной спектроскопии при возбуждении электронным ударом с использованием электронов низкой энергии заключается в возбуждении оптической эмиссии атомов парового потока электронами, эмитируемыми с вольфрамового катода, и дальнейшем определении скорости осаждения вещества по величине измеренной интенсивности эмиссионных линий атомов [2]. В качестве системы регистрации эмиссионного излучения применяются фотоэлектронный умножитель (ФЭУ) и монохроматор. На рисунке 1 показан зарубежный электронно-эмиссионный датчик.

Атомы парового потока попадают в камеру датчика и пересекают поток электронов низкой энергии. Поток электронов формируется под действием разности потенциалов между анодом и катодом, которая составляет +180 В, и двумя фокусирующими электродами. Под действием электронного удара атомы возбуждаются и при обратном переходе в устойчивое состояние испускают фотоны с характерной длиной волны. У каждого испаряемого вещества наблюдается несколько эмиссионных линий, среди которых для контроля скорости осаждения выбирается главная, наиболее яркая.

Интенсивность регистрируемой эмиссионной линии J_{ij} , образованной световыми квантами при энергетическом переходе между ij уровнями в атоме парового потока, определяется следующим выражением [1]:

$$J_{ij} = K \cdot N \cdot \sigma_{ij} I / e,$$

где I – ток электронного луча, мА; N – плотность атомов в паровом потоке, м^{-3} ; e – заряд электрона, Кл, σ – вероятность возбуждения, $\text{см}^{-1} \cdot \text{мм} \cdot \text{рт. ст.}^{-1}$, K – калибровочная константа, включающая все оптические потери. При энергии электрона 180 – 200 эВ вероятность возбуждения имеет максимальное значение для большинства атомов металлов. Скорость осаждения (конденсации) вещества на подложку v_k , $\text{мкг}/(\text{см}^2 \cdot \text{с})$, определяется по формуле [1]

$$v_k = k \cdot J_{ij},$$

где k – коэффициент пропорциональности, зависящий от массы атомов наносимого материала, эффективности регистрации фотонов и чувствительности фотодетектора. Так как k остаётся приблизительно постоянным, то регистрируемую интенсивность можно считать прямо пропорциональной скорости осаждения. В работе [2] представлены экспериментальные графики, показывающие линейность зависимости интенсивности эмиссионных линий от скорости осаждения вещества, что подтверждается и нашими экспериментальными данными (рисунок 6). Основным фактором, приводящим к нелинейности, является самопоглощение при резонансном излучении [2]. Для контроля скорости осаждения принято выбирать главную эмиссионную линию в спектре. Если главная линия перекрыта спектром остаточных газов или спектром других испаряемых веществ, то выбирается следующая по величине интенсивности линия. В работе [3] описан усовершенствованный электронно-эмиссионный датчик, позволяющий отделять эмиссионные линии остаточных газов. Достигается это с помощью введения дополнительной эмиссионной камеры в датчик, в которой закрыто отверстие для прохождения потока и оставлено верхнее отверстие для попадания в камеру остаточных газов. При этом за несколько этапов регистрируется общая интенсивность от двух камер, интенсивность каждой камеры, затем вычисляется чистый эмиссионный сигнал атомов осаждаемого вещества. Чувствительность *EIES*-датчика, по сравнению с первоначальным вариантом, была удвоена путем фокусировки электронного луча [1].

Недостатком данного метода является трудность измерения уровня эмиссионных линий в диапазоне от 450 нм вследствие сильного влияния фонового излучения нити накала катода.

На основе описанного метода выпускаются датчики и системы контроля на их основе *Sentinel-III* и *EIES-IV* зарубежной фирмы *Inficon*, характеристики которых приведены в таблице 1. Системы способны контролировать до 8 компонент парового потока, и измерять скорость осаждения в диапазоне 0,001...10000 нм/с.

ЭЛЕКТРОННО-ЭМИССИОННЫЙ МЕТОД ССЕС

В работе [4] описан метод контроля и датчик скорости осаждения и состава наносимых в вакууме покрытий на основе электронно-эмиссионной спектроскопии с применением магнетронного разряда (*Cold Cathode discharge induced Emission Spectroscopy*, сокращенно *CCES*).

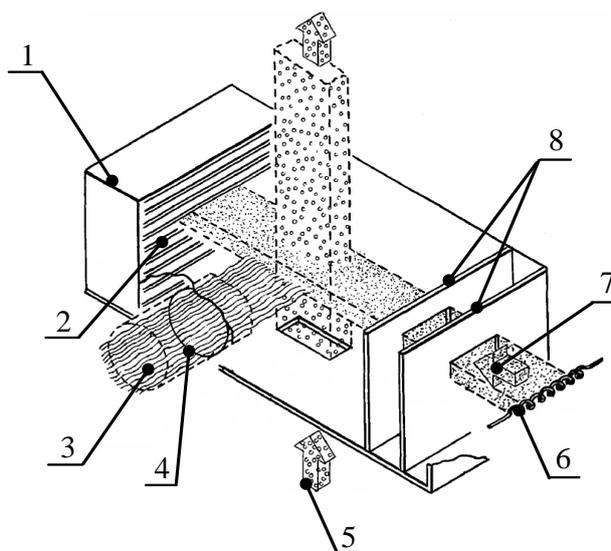


Рисунок 1 – Эмиссионный датчик (патент US4036167 Chih-shun Lu фирма Inficon Leybold-Heraeus, Inc США)
 1 – корпус датчика; 2 – анод;
 3 – поток эмиссионного излучения;
 4 – оптическое отверстие;
 5 – поток испаряемых атомов;
 6 – накальный катод; 7 – пучок электронов;
 8 – фокусирующие электроды

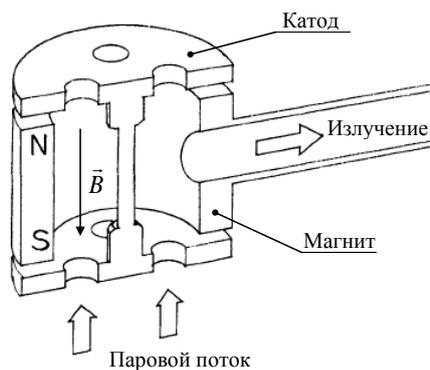


Рисунок 2 – Разрез CCES-датчика (защитный кожух и керамический изолятор не показаны)

Электронны, двигаясь от катода к аноду перпендикулярно силовым линиям магнитного поля, подвержены действию силы Лоренца, которая отклоняет их и заставляет двигаться по дуговой траектории. При этом происходит возбуждение атомов парового потока и генерация ими квантов света. Механизм регистрации эмиссионного излучения аналогичен *EIES* датчику. В работе [4] экспериментально показано, что сигнал *CCES*-датчика линейно зависит от скорости осаждения вещества (в диапазоне 0,01...10 нм/с) и давления реактивных газов. На рисунке 3 для сравнения показаны сигналы *EIES* и *CCES* датчиков.

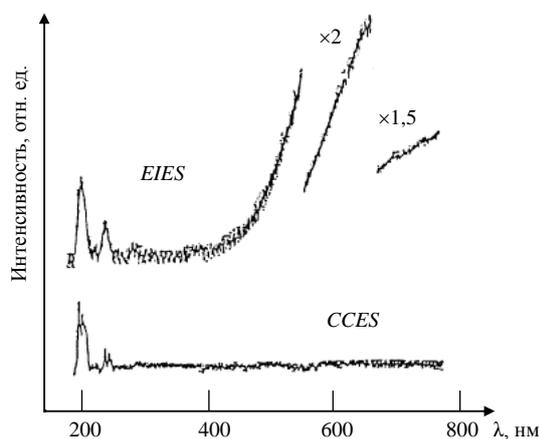


Рисунок 3 – Выходной сигнал датчиков *EIES* и *CCES*

Как видно, выходной сигнал электронно-эмиссионного датчика с холодным катодом не содержит фонового излучения в области спектра с длиной волны больше 450 нм ввиду отсутствия накаливаемого катода, что позволяет использовать его при реактивном испарении, где используются газы с эмиссионными спектрами свыше 450 нм. Напротив, сигнал датчика с накаливаемым катодом содержит в ультрафиолетовой области заметные шумы от фонового излучения, которое резко возрастает в видимой части спектра.

Электронны, двигаясь от катода к аноду перпендикулярно силовым линиям магнитного поля, подвержены действию силы Лоренца, которая отклоняет их и заставляет двигаться по дуговой траектории. При этом происходит возбуждение атомов парового потока и генерация ими квантов света. Механизм регистрации эмиссионного излучения аналогичен *EIES* датчику. В работе [4] экспериментально показано, что сигнал *CCES*-датчика линейно зависит от скорости осаждения вещества (в диапазоне 0,01...10 нм/с) и давления реактивных газов. На рисунке 3 для сравнения показаны сигналы *EIES* и *CCES* датчиков.

мой части спектра.

УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫЙ ЭЛЕКТРОННО-ЭМИССИОННЫЙ МЕТОД

Общим недостатком описанных методов и датчиков на их основе является низкая эффективность взаимодействия возбуждающих электронов с атомами парового потока. Недостаток состоит в том, что электроны пересекают паровой поток по кратчайшей прямолинейной траектории или дуге, вследствие чего число возбуждаемых атомов минимально и отношение интенсивности регистрируемых эмиссионных спектров к уровню шумов, создаваемых излучением катода или природой магнетронного разряда, имеет низкое значение.

С целью повышения эффективности взаимодействия электронов с атомами парового потока был собран усовершенствованный эмиссионный датчик по схеме *EIES* датчика (рисунки 3, 4), в работе которого был применен магнетронный эффект. Магнетронный эффект заключается в искривлении траектории электронов при их движении поперек силовых линий магнитного поля из-за действия силы Лоренца [5]. Собранный датчик, в отличие от прототипа, вместо фокусирующих электродов имеет ускоряющую сетку. В промежутке между анодом и ускоряющей сеткой с помощью постоянного магнита было создано магнитное поле (рисунок 4).

Силловые линии магнитного поля не параллельны между собой (рисунки 4, 5а). Градиент поля направлен вдоль движения электронов. Траектории движущихся электронов в созданном магнитном поле принимают спиралевидную форму, как показано на рисунке 4. Объясняется это следующим образом.

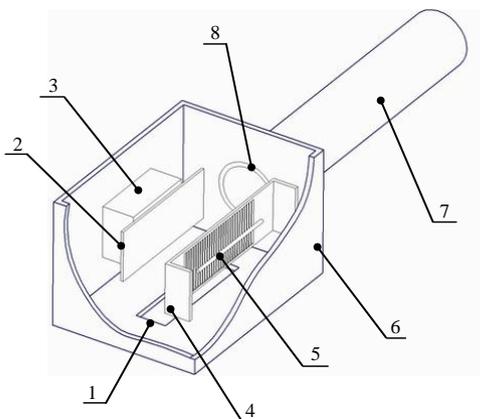


Рисунок 3 – Усовершенствованный электронно-эмиссионный датчик
 1 – окно для прохождения парового потока;
 2 – анод; 3 – постоянный магнит;
 4 – ускоряющая сетка;
 5 – вольфрамовый катод;
 6 – корпус датчика;
 7 – телескопическая труба;
 8 – окно для прохождения эмиссионного излучения

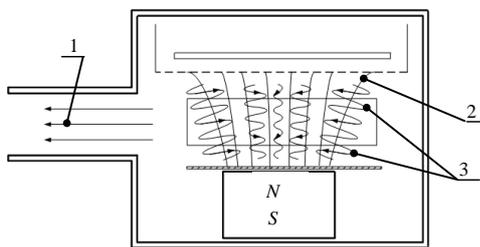


Рисунок 4 – Усовершенствованный эмиссионный датчик (вид сверху)

1 – эмиссионное излучение;
 2 – силловые линии магнитного поля;
 3 – траектории движения электронов

Радиальная составляющая B_r вектора B магнитной индукции совместно с вектором скорости электрона v образует силу $F_z = -e[v \cdot B_r]$ (рисунок 5а), перпендикулярную плоскости рисунка и вызывающую вращательное движение электрона вокруг оси магнита. Под действием этой силы появляется тангенциальная составляющая вектора скорости электрона v_z (рисунок 5б).

Взаимодействие вектора скорости v_z и аксиальной составляющей B_a вектора B порождает силу F_x (рисунок 5б), смещающую электрон вниз со скоростью v_x (рисунок 5в). В свою очередь взаимодействие вектора v_x и вектора B_a генерируют силу F_z (рисунок 5в), движущую электрон со скоростью v_z (рисунок 5г). Вектор v_z (рисунок 5г) и вектор B_a вновь создают силу Лоренца F_x (рисунок 5г), смещающую электрон вверх.

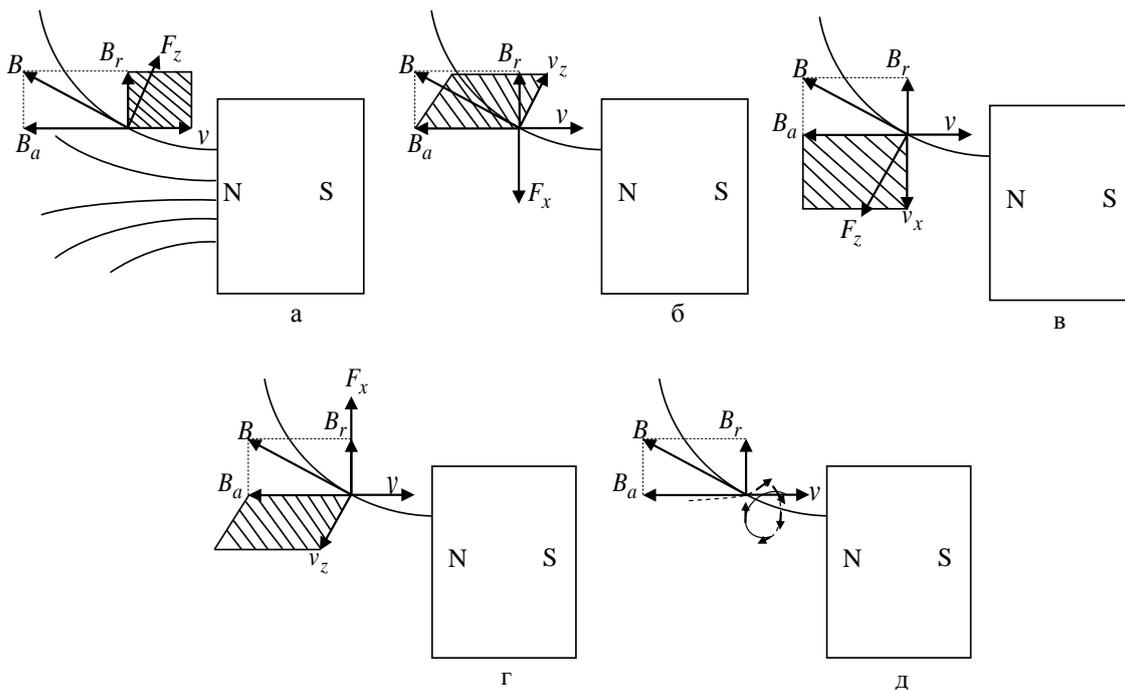


Рисунок 5 – К пояснению траектории движения электрона в магнитном поле электронно-эмиссионного датчика

Таким образом, благодаря поочередной суперпозиции векторов силы Лоренца (F_z , F_x), изменяющихся в плоскости параллельной плоскости магнита электрон движется по спиралевидной траектории. Образование первого витка этой траектории рассмотрено выше и заключено в полную картину на рисунке 5д. Траектория движения каждого электрона представляет собой спиралевидную кривую, длина которой превышает длину траектории электрона в обычных *EIES*- и *CCES*- электронно-эмиссионных датчиках.

Удлинение траекторий электронов привело к увеличению числа столкновений, совершенных каждым электроном на пути к аноду, и, следовательно, к росту числа генерируемых квантов света. В этом случае увеличение интенсивности эмиссионных линий парового потока происходит без увеличения тока накала катода, эмиссионного тока и энергии возбуждающих электронов, за счёт чего повышается отношение интенсивности эмиссионных линий к уровню шумов, создаваемых излучением катода эмиссионного датчика. В таблице 1 и на рисунке 6 приведены экспериментальные данные, показывающие, что благодаря магнетронному эффекту чувствительность электронно-эмиссионного датчика может быть увеличена в десятки раз. Особенностью использования данного электронно-эмиссионного датчика явилось применение в качестве системы регистрации спектров – миниспектрометра на основе линейного ПЗС (прибора с зарядовой связью), что стало возможным именно благодаря усовершенствованию электронно-эмиссионного датчика. Это позволяет избавиться от относительно ненадежных ФЭУ, оптических фильтров и полупрозрачных разделительных зеркал, применяемых в других системах. Для вывода оптической эмиссии из вакуумной камеры использовался оптоволоконный световод с фокусирующей линзой, подключаемый к входу миниспектрометра.

Таблица 1 – Сравнительные характеристики электронно-эмиссионных датчиков

Датчики Параметры	Система с ФЭУ			Система с миниспектрометром на линейном ПЗС		
	<i>EIES-IV</i>	<i>Sentinel III</i>	<i>CCES</i>	Датчик с магнитным полем		Датчик без магнитного поля
				164 мТл	78 мТл	
Ток анода I , мА	6	6	-	25		25
Рабочее напряжение U , В	$U_{\text{ускор.}}$	$U_{\text{ускор.}}$	2000 – 1250 $U_{\text{анода магнетрона}}$	200 $U_{\text{ускор.}}$		200 $U_{\text{ускор.}}$
Чувствительность $\frac{\Delta I}{\Delta \nu}$, [отн. ед./нм/с]	-	-	110	330	24	11
Диапазон измеряемых скоростей, нм/с	0,001...10000 разрешение 0,001 нм/с	0,01...99 разрешение 0,01 нм/с	точность $\pm 0,0023$ нм/с	0,3...9,5 точность $\pm 0,03$ нм/с разрешение 0,0023 нм/с	5...70 точность $\pm 0,4$ нм/с разрешение 0,02 нм/с	5...290 точность ± 1 нм/с разрешение 0,08 нм/с
Время измерения t , мс	1	1	-	200		200

Используемый в экспериментах с датчиком миниспектрометр MC-120 с системой регистрации на линейном ПЗС *TCD1304DG* одновременно регистрирует интервал шириной 200 нм в диапазоне 200...1000 нм со спектральным разрешением не хуже 0,3 нм. Так как наиболее яркие эмиссионные линии большинства наносимых в вакууме металлов лежат в ультрафиолетовой области, то рабочий диапазон миниспектрометра был постоянно установлен в интервале 250...450 нм. Время экспозиции ячеек ПЗС 200 мс (возможный диапазон экспозиции в миниспектрометре 11...30000 мс с шагом 1 мс). Оцифрованный сигнал, считываемый с ячеек ПЗС, представляет собой целочисленные значения в диапазоне 0...4000 относительных единиц. Результирующий шум ПЗС и АЦП миниспектрометра оставляет ± 10 отн. ед. и может увеличиваться пропорционально увеличению времени экспозиции.

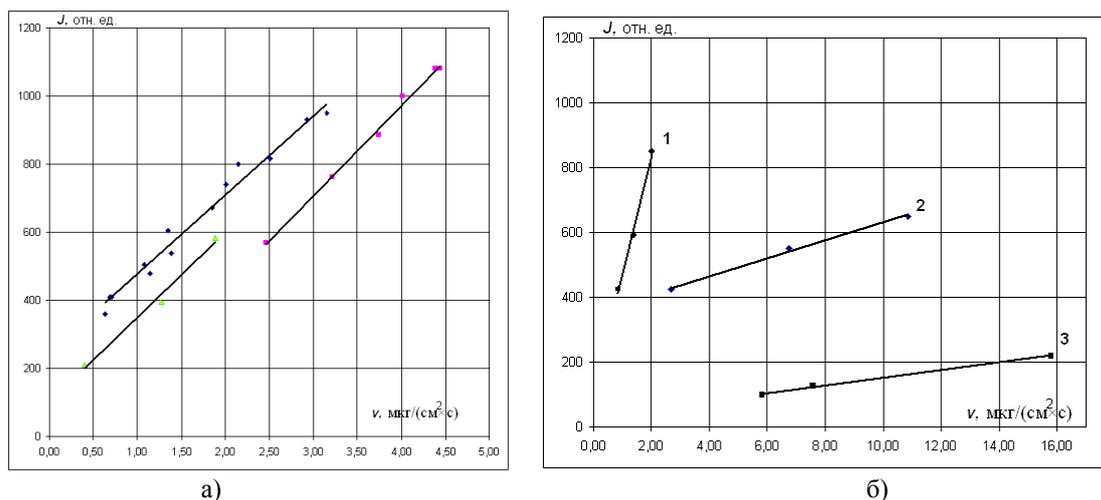


Рисунок 6 – Зависимость интенсивности эмиссионной линии меди (324,7 нм) от скорости осаждения меди
а – при различных положениях датчика; б – при различных величинах магнитного поля (1 – 164 мТл, 2 – 78 мТл, 3 – без магнитного поля)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Из таблицы 1 видно, что применение магнитного поля в электронно-эмиссионном методе контроля позволяет значительно повысить чувствительность и точность электронно-эмиссионного датчика скорости осаждения. Использование в качестве системы регистрации спектров миниспектрометра на основе линейного ПЗС позволяет значительно упростить систему регистрации спектров, но и несет некоторые трудности, заключающиеся в том, что в отличие от ФЭУ матрице ПЗС требуется более длительное время для формирования сигнала. Это в свою очередь может значительно влиять на качество процесса управления скоростью осаждения, т. к. тем самым вносится задержка в канал измерения сигнала. Повышение чувствительности электронно-эмиссионного датчика и сокращение за счет этого времени экспозиции ПЗС способствует повышению устойчивости процесса регулирования скорости в автоматизированных системах контроля процесса электронно-лучевого нанесения. Подобная система описана в работе [6]. Кроме того, увеличение выходного сигнала датчика позволяет уменьшить влияние шумов ПЗС и фонового излучения нити накала катода на полезный эмиссионный сигнал.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Gogol C.A., Reagan S. H. A Performance comparison of vacuum deposition monitors employing atomic absorption (AA) and electron impact emission spectroscopy (EIES) // j. vac. sci. tech. 1983. a vol. 1 issue 2. P. 252 – 257.
2. Lu C., Lighthner M. J., Gogol C. A. Rate controlling and composition analysis of alloy deposition processes by electron impact emission spectroscopy // J. Vac. Sci. Tech. 1977. Vol. 14. № 1. P. 103 – 107.
3. C., Blissett C. D., Diehl G. An electron impact emission spectroscopy flux sensor for monitoring deposition rate at high background gas pressure with improved accuracy // J. Vac. Sci. Tech. 2008. Vol. 26. № 4. P. 956 – 960.
4. Junro Sakai, Guorong Chen, Kimiaki Hiramata, Shun-ichi Murakami and Tetsuo Ishida molecular beam flux monitor using cold cathode discharge induced emission spectroscopy // Japanese journal of applied physics, vol. 27, no. 2, february, 1988, pp. 319 – 322.
5. Кузьмичёв, А.И., Магнетронные распылительные системы / Кн. 1. Введение в физику и технику магнетронного распыления. – К.: АБЕРС, 2008 Г., 244 С.
6. Семенов, Э.И. Система контроля процесса осаждения защитных покрытий на лопатки авиационных турбин / Э.И.Семенов, В.Д. Черников // Вестник РГАТА, вып. 1(16) 2010. – С. 190 – 196.

Семенов Эрнст Иванович

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П. А. Соловьева
 Доктор технических наук, профессор кафедры «Вычислительные системы»
 E-mail: e.i.semenov@mail.ru

Черников Виталий Дмитриевич

Рыбинская государственная авиационная технологическая академия имени П. А. Соловьева
 Аспирант кафедры «Вычислительные системы»
 E-mail: vaiskopf@mail.ru

ИСПЫТАНИЯ, КОНТРОЛЬ, ДИАГНОСТИКА **И УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ**

УДК 620.179.1.082.7:658.58

В.В. МИШИН

ПОДХОД К КОМПЛЕКСНОМУ ДИАГНОСТИРОВАНИЮ ПОДШИПНИКОВОГО УЗЛА С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЕГО СБОРКИ

Работа посвящена описанию комплексного метода контроля качества сборки двух-опорного подшипникового узла по параметрам состояния смазочного слоя в зонах трения его подшипников.

Ключевые слова: подшипник, сопротивление трибосопряжения, подшипниковый узел.

The paper description of a complex quality monitoring of quality of assemblage two-basic bearings unit on parameters of a condition of a lubricant layer in zones of a friction of its bearings.

Key words: the bearing, resistance of contact, bearing unit.

Задача обеспечения качества сборки изделий с подшипниковыми узлами в настоящее время на фоне восстановления машиностроительной и приборостроительной промышленности становится все более актуальной. Известно, что во многих случаях качество узла определяется в меньшей мере качеством самого подшипника и в большей мере качеством монтажа подшипника в посадочное место и качеством регулировки собранной роторной системы. Типовая схема технологии монтажа подшипников предполагает следующие операции:

- расконсервация подшипников;
- контроль подшипников (геометрические параметры);
- закладка смазочного материала;
- монтаж подшипников;
- контроль и испытание подшипников в собранном узле (при необходимости – регулировка, балансировка).

Как видно из перечня операций, контрольные операции предусмотрены как для подшипника, так и для подшипникового узла. В случае разборного подшипника проводится контроль всех деталей, включая геометрические параметры шариков. Комплексными показателями качества неразборного подшипника является его радиальный зазор, радиальное и осевое биения. Все эти параметры подлежат инструментальному измерению с помощью серийно выпускаемых и специализированных средств контроля и измерения. Качество монтажа подшипника в узел оценивается так же по комплексным параметрам радиального и осевого биений, избыточной температуре узла в процессе приработки, акустическому шуму и вибрации. Все перечисленные параметры в целом действительно характеризуют качество сборки, однако ввиду ограничений самих параметров (инерционность температуры) и методов измерения (ограниченный частотный диапазон шумового и вибрационного метода), практически не позволяют оценить параметры процесса смазывания трибосопряжений, образующихся при контакте деталей работающего подшипника. Тем не менее, состояние смазочного слоя в трибосопряжении является определяющим показателем качества подшипника, т.к. непосредственно влияет на его долговечность и долговечность узла в целом.

Большинство подшипников в промышленных узлах и агрегатах работают в условиях, отличающихся от нормальных, т.е. условий, с учетом которых рассчитана базовая долговечность L_{10} . Поэтому, согласно ГОСТ 18855 [1], базовая долговечность подлежит корректировке с помощью дополнительных коэффициентов долговечности a_1, a_2, a_3 , учитывающих соответственно уровень надежности, свойства материала и условия работы подшипника, в том числе и соответствие смазки и параметров смазочного слоя в трибосопряжениях колец и

тел качения (коэффициент a_3). В работе [2] обоснована возможность применения электрофлукуационного метода для контроля качества работающего подшипника с учетом флуктуаций толщины смазочной пленки, при этом для оценки коэффициента a_3 используется следующее выражение:

$$a_3 = (8h_0)^\delta, \quad (1)$$

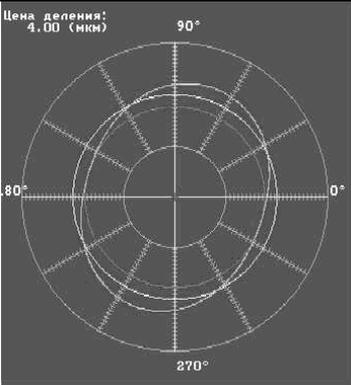
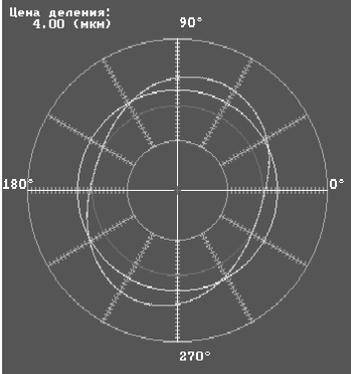
где $\delta = 0.54$, h_0 – средняя толщина смазочной пленки в контактах тел качения и колец, в микрометрах. Тогда формула для скорректированной [1] базовой долговечности принимает вид

$$L_{na} = a_1 \cdot a_2 \cdot (8h_0)^\delta, \quad (2)$$

и отражает зависимость между долговечностью и состоянием смазочного слоя в трибосопряжении - толщиной смазочной пленки.

Качество сборки подшипникового узла определяется множеством параметров, в частности, передачей макроотклонений с посадочных мест под подшипники качения вала на дорожку качения при посадке кольца с натягом, овализацией дорожек качения при перекосе колец подшипника (нарушение угла контакта), вызванными перекосами и дополнительными деформациями перераспределениями нагрузки, радиальные деформации, возникновение дополнительных анизотропностей в свойствах поверхностных слоев при деформациях и прочими факторами. В качестве примера, в таблице 1 приведены результаты экспериментальных исследований деформации дорожек качения (овализации) при посадке кольца подшипника 1000900 с натягом на овальное посадочное место. Эксперимент проводился на специально сконструированном стенде с измерением овальности на кругломере. По результатам измерений можно утверждать, что при посадке с натягом овализация посадочного места с незначительными изменениями передается непосредственно на дорожку качения.

Таблица 1 – Результаты измерения овализации

Деформация со стороны посадочной поверхности Δ , мкм	Измеренное макроотклонение дорожки $\Delta_{дор}$, /овальность $Q_{дор}$, мкм	Круглограмма
30	25,92 / 51,84	
50	32,15 / 64,3	

Состояние смазочного слоя в зонах трения работающего подшипника качения, в свою очередь определяется (рисунок 1) факторами, изменяющимися в процессе сборки узла и факторами, определяющими рабочие характеристики узла (нагрузка, скорость вращения, температура и т.п.). Эти же составляющие определяют базовую долговечность подшипника.

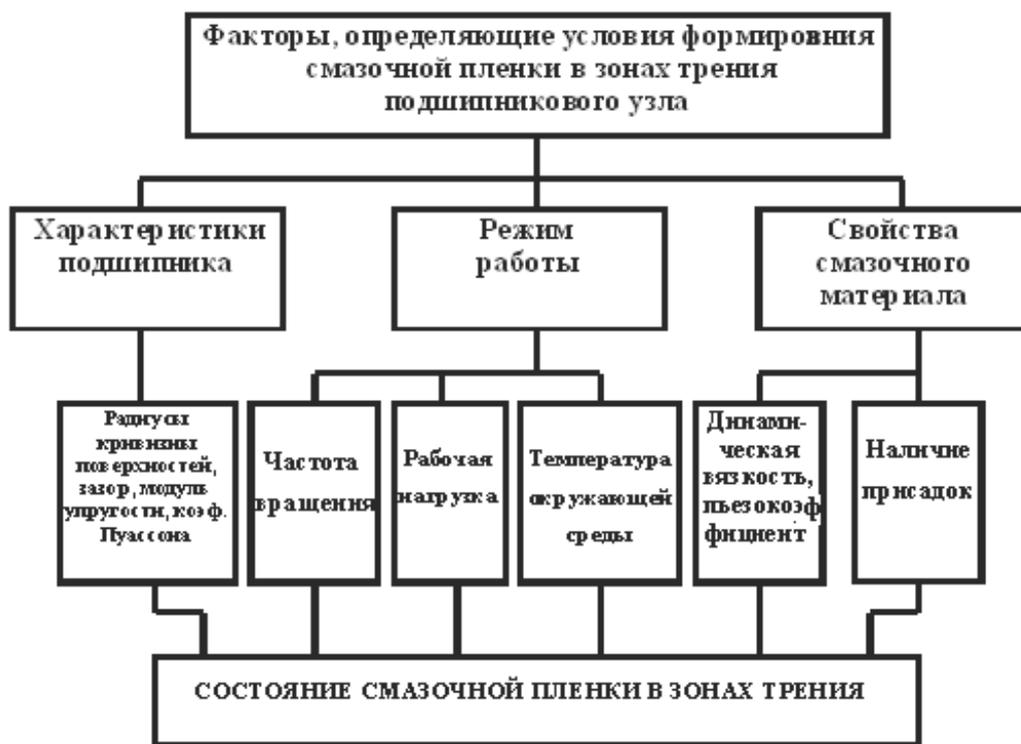


Рисунок 1 – Факторы, определяющие состояние смазочного слоя в зонах трения

Из вышесказанного видно, что состояние смазочного слоя (пленки) в зонах трения деталей подшипника имеет прямую взаимосвязь с факторами, определяющими качество сборки подшипникового узла, с режимами работы подшипника и с долговечностью подшипника. Поэтому, используя методы и средства оценки состояния смазочного слоя в установленном в узле подшипнике, можно косвенно судить о параметрах качества его сборки, комплексно характеризовать качество сборки узла и прогнозировать долговечность подшипника в узле с учетом реальных условий его работы.

Наилучшим образом оценивать состояние смазочного слоя в зонах контакта подшипника возможно электрическими методами диагностирования. Физический принцип диагностирования заключается в следующем: гидродинамическая смазочная пленка является диэлектриком и в условиях жидкостной смазки электрическое сопротивление участка цепи между кольцами подшипника определяется свойствами смазки и толщиной пленки. Значение электрического сопротивления очень велико (удельное сопротивление смазки $\rho_c = 10^8 \dots 10^{22}$ Ом м). В случае разрыва смазочной пленки (микроконтактирования) происходит резкое уменьшение электрического сопротивления подшипника. В эти моменты оно определяется размерами действительных площадок контактов, сопротивлением стягивания, сопротивлением поверхностных слоев и сопротивлением остатков смазочного материала в зоне разрыва. Анализ импульсов повышенной проводимости между кольцами подшипника (снижение сопротивления) позволяет судить о состоянии смазочного слоя и оценивать вероятность его разрушения (вероятность микроконтактирования). В свою очередь, вероятность микроконтактирования или её изменение во времени будет комплексно характеризовать качество работы подшипника или подшипникового узла. Оценка вероятности микроконтактирования на начальном этапе жизненного цикла подшипникового узла будет характеризовать и качество сборки узла.

Наиболее удобным методом оценки вероятности микроконтактирования является известный метод НИВ (нормированное время микроконтактирования), заключающийся в инструментальной оценке длительности импульсов повышенной проводимости подшипника с последующим их интегрированием и усреднением. Нормированное общим временем измерения значение суммарной длительности микроконтактирований дает непосредственную оценку вероятности разрушения смазочной пленки в зонах трения или вероятности события, заключающегося в том, что хотя бы одно из тел качения одновременно контактирует с обоими кольцами. Принято считать, что микроконтактирование может быть вызвано хотя бы одной микронеровностью тела качения и поверхностью дорожки качения кольца, одной микронеровностью на дорожке качения кольца и поверхностью тела качения или одной парой противоположащих микронеровностей. Математическая модель вероятности микроконтактирования подробно представлена в [3], здесь же ограничимся основными зависимостями, позволяющими связать в единую логическую цепочку параметры и условия работы подшипника, факторы, определяющие качество сборки подшипника и долговечность подшипника (таблица 2).

Таблица 2 – Основные расчетные зависимости для вероятности микроконтактирования

$P_k = 1 - \prod_1^Z (1 - P_{hi} \cdot P_{Vi}), \quad (3)$ <p>где $P_{Hi} (b)_i$ – соответственно, вероятности контактирования i-го тела качения с наружным (внутренним) кольцами.</p>	$P_{n(e)i} = 1 - (1 - P_{1n(e)i})^{n_{n(e)}}, \quad (4)$ $n_{n(e)} = A_{n(e)} q = \delta \alpha_{n(e)} b_{n(e)} q, \quad (5)$ <p>где $A_{H(b)}$ - площадь пятна контакта</p>
<p>Вероятность микроконтактирования тела качения с кольцом по одной микронеровности:</p> $P_1 = 0.5 - \Phi \left[\frac{h}{\sqrt{R_{qT}^2 + R_{qK}^2}} \right] = 0.5 - \Phi(\lambda), \quad (6)$ <p>где Rq – среднеквадратическое отклонение микронеровностей от средней линии профиля; h- среднее значение толщины смазочной пленки; Φ – нормированная интегральная функция Лапласа; λ - параметр смазочной пленки, характеризующий соотношение толщины смазочной пленки и высот микронеровностей.</p>	$h = (1,82 - 0,68) \cdot \chi (\eta d_0 V)^{0,75} \cdot \left(\frac{P_0}{E' \cdot R_x} \right)^{-0,25}, \quad (7)$ <p>где R_x, χ - коэффициенты, определяемые кривизнами поверхностей; η, α_0 - динамическая вязкость и пьезокоэффициент смазки; V- скорость качения; P_0 - максимальное давление в контакте. $V_H = \omega_c [R_H - r_H (1 - \cos \alpha_{0H})],$ $V_H = \omega_c [R_g - r_g (1 - \cos \alpha_{0g})],$ $V_B = (\omega_g - \omega_c) [R_g - r_g (1 - \cos \alpha_{0g})],$ $V_B = (\omega_H - \omega_c) [R_H - r_H (1 - \cos \alpha_{0H})].$</p>
<p>Нагрузка на каждое тело качения:</p> $P_i = C_s \left[W \cos \left((\alpha - \beta - i\gamma) - \frac{e}{2} \right) - \frac{e}{2} \right]^{3/2}, \quad (8)$ <p>Зазор (натяг): $e(\Psi) = 2[R_H(\Psi) - D_W - R_g(\Psi)]$</p>	<p>Погрешности сборки в виде отклонений радиуса при установке подшипника на посадочную поверхность:</p> $\Delta R_{H(B)} = R_{H(B)} - R_{H(B)0} = f(\psi), \quad (9)$

Представленная в таблице 2 математическая модель вероятности микроконтактирования [3] несмотря на её упрощенность, показывает зависимость вероятности микроконтактирования от состояния смазочного слоя в зонах трения тел качения и колец подшипника. Это обстоятельство подтверждает применимость метода диагностирования качества сборки подшипника по параметру НИВ и принципиальную возможность прогнозирования технического состояния подшипника в узле (долговечности) с учетом зависимостей (1),(2) по этому же

параметру. При диагностировании эта вероятность изменяется во времени и представляется в виде временной функции. Формально значение НИВ представляет собой оценку интегральной функции распределения случайного сигнала сопротивления в точке (100 Ом, 50 Ом, 75 Ом) или дифференциальную функцию распределения в диапазоне сопротивлений. Спектральный анализ данной функции позволяет интегрально судить о наличии макро- и микродефектов дорожек качения колес, дефектов поверхности тел качения, разноразмерности тел качения в комплекте и прочих факторов. Среднее значение функции вероятности микроконтактирования интегрально характеризует качество подшипника и подшипникового узла.

Проведенные многочисленные экспериментальные исследования показали, что оценка вероятности микроконтактирования возможна при измерении временных функций электрического сопротивления подшипника в высокочастотной области (диапазон до 1 – 2 МГц). На рисунке 2 представлена диаграмма сигнала сопротивления подшипника 1000900 с наличием микроконтактирования.

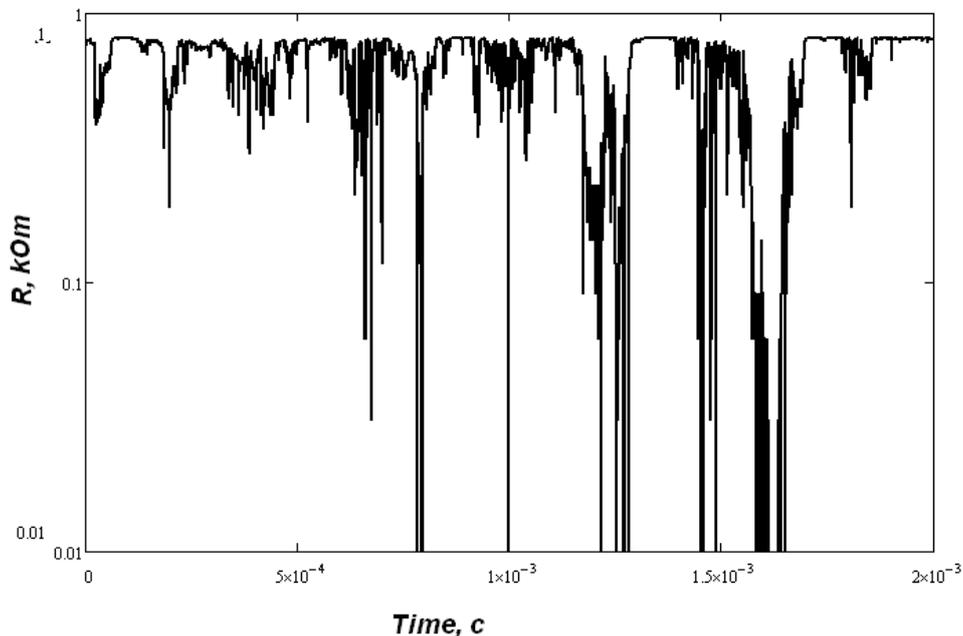


Рисунок 2 – Пример сигнала сопротивления подшипника

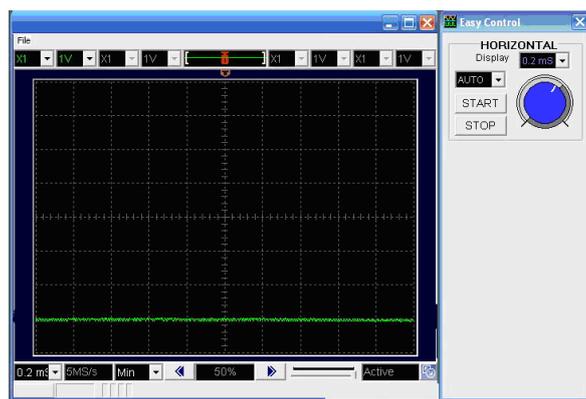


Рисунок 3 – Панель виртуального прибора /4/

Частота дискретизации в эксперименте составляла 5 МГц, частотный диапазон используемого преобразователя сопротивления от 0 Гц до 2,5 МГц, амплитудный диапазон – от 10 Ом до 5кОм. В экспериментах применялся виртуальный прибор, построенный на цифровом осциллографе DSO 2090 (рисунок 3). Результаты измерений представлены в виде гистограмм, позволяющих получить представление о процессе микроконтактирования при раз-

личных условиях работы подшипника. В качестве дефектов сборки узла моделировались различные макроотклонения посадочной поверхности, отражающиеся в соответствии с таблицей 1 на дорожках качения подшипника 1000900. Результаты экспериментов представлены на рисунке 4.

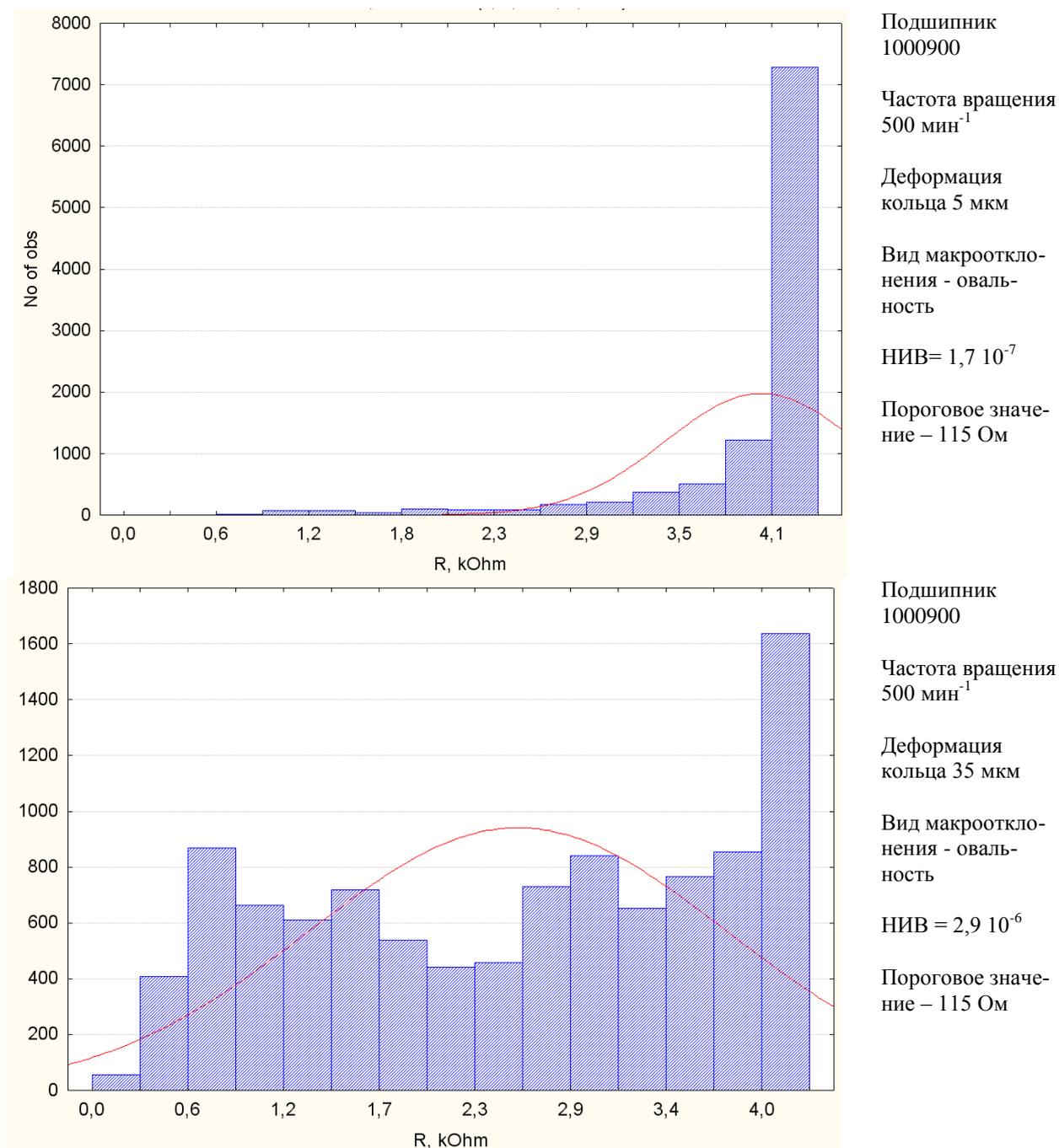


Рисунок 4 – Гистограммы сопротивления подшипника

Из гистограмм видно, что изменение значения макроотклонения привело к изменению параметра НИВ, характеризующего вероятность микроконтактирования, практически на один порядок. При этом картина распределения сопротивления подшипника в области от 600 Ом до 5 кОм изменилась – большинство значений функции сопротивления, лежащих при практическом отсутствии макроотклонений (5 мкм) в диапазоне от 4 до 5 кОм, переместилось в область от 0,6 до 3,5 кОм. Дифференциальная функция распределения определяется

количеством интервалов разбиения диапазона сопротивления. При небольшом количестве интервалов она перестает наглядно отражать процесс микроконтактирования. Для более подробного исследования процесса микроконтактирования проведены измерения интегральных функций распределения сопротивления подшипника (рисунок 5).

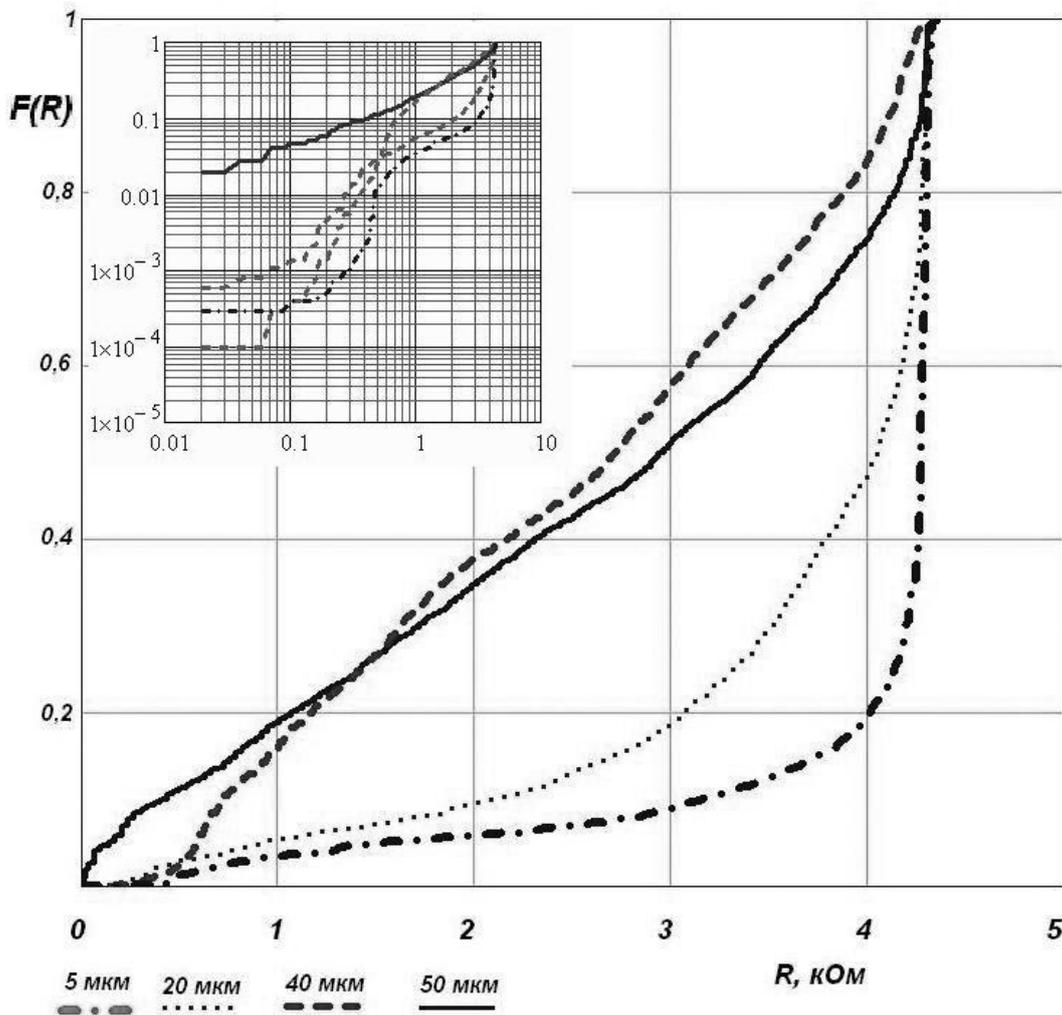


Рисунок 5 – Примеры интегральных функций распределения сопротивления подшипника

Объектом исследования служил подшипник 1000900, сопротивление которого измерялось в диапазоне от 10 Ом до 4,3 кОм при диапазоне макроотклонения (деформация кольца) от 5 мкм до 50 мкм. Анализ функций показал, что в области малых сопротивлений (до 500 Ом) значения интегральной функции (значения параметра НИВ) при изменении деформации кольца претерпевают значительные приращения (более чем на 2,5 порядка), что подтверждает высокую чувствительность функции распределения к изменениям процесса микроконтактирования при наличии макроотклонений геометрии. В области значений сопротивления более 1 кОм интегральная функция так же остается чувствительной к изменениям макроотклонений геометрии дорожки качения, но чувствительность при этом снижается. Это обстоятельство предположительно может говорить о временном (в макромасштабе) постоянстве среднего значения толщины смазочной пленки (детерминированная составляющая сигнала сопротивления) без учета её микроразрывов (случайная составляющая сигнала сопротивления) в моменты микроконтактирования. Однако данное предположение требует более детального экспериментального исследования.

Таким образом, можно сделать вывод: сопротивление подшипника и оцениваемая по нему вероятность микроконтактирования действительно характеризуют качество сборки

подшипникового узла. Однако, при контроле качества сборки подшипниковых узлов, можно рекомендовать изменение порогового значения сопротивления [3] при оценке вероятности микроконтактирования по параметру НИВ на более высокое (в диапазоне до единиц кОм). Тогда на погрешность измерения практически не будут оказывать влияние некоторые загрязнения контактирующих поверхностей в зоне трения, диэлектрические свойства поверхностных и адсорбционных слоев и снизится влияние шумовых ЭДС при измерении сопротивления. Так как интегральная функция сопротивления подшипника зависима от вероятности микроконтактирования, которая, в свою очередь определяется с учетом толщины смазочной пленки, существует связь между долговечностью подшипника в узле и оцениваемыми параметрами интегральной функции распределения сопротивления. Это обстоятельство создает предпосылки для разработки методов прогнозирования технического состояния подшипника, монтируемого в узел.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ГОСТ 18855-94 - Подшипники качения. Динамическая расчетная грузоподъемность и расчетный ресурс (долговечность), М.: 1994
2. Варгашкин, В.Я. Электрический метод и средство диагностирования подшипниковых опор качения с жидкостной смазкой [Текст] – Дисс. канд. техн. наук, Москва – 1993 г.
3. Подмастерьев, К.В. Электропараметрические методы комплексного диагностирования опор качения [Текст]/ К.В. Подмастерьев – М.: Машиностроение-1, 2001. – 376 с.
4. www.hantek.com.cn/english/index.asp – режим доступа

Мишин Владислав Владимирович

Орловский государственный технический университет, г. Орёл
К.т.н., доцент кафедры «Приборостроение, метрология и сертификация»
Тел. (4862)41-67-33
E-mail: vlad89290@gmail.com , vm@rbcmail.ru

С.Н. СЫЧЕВ, С.Г. ПУЗЫРЕВ, К.В. ПОДМАСТЕРЬЕВ, Е.В. ЧИРИКИН

ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ АДГЕЗИИ КОМПОНЕНТОВ МОТОРНЫХ МАСЕЛ МЕТОДОМ ЖИДКОСТНОЙ ХРОМАТОГРАФИИ. Часть 1. ПРИГОТОВЛЕНИЕ ХРОМАТОГРАФИЧЕСКИХ КОЛОНОК

В предлагаемой работе рассмотрена первая часть подготовки эксперимента по определению адгезии присадок к моторным маслам на металлических поверхностях: приготовление хроматографических колонок, заполненных опилками металлов.

Ключевые слова: адгезия, хроматографическая колонка.

In this paper we consider the first part of the preparation of the experiment to determine the adhesion additives for motor oils on metal surfaces: preparation of chromatographic columns packed with sawdust metals.

Key words: adhesion, chromatographic filings.

ВВЕДЕНИЕ

Работа, описываемая в данной статье, выполнена в рамках комплексного исследования состояния и условий функционирования поверхностных (адгезионных) слоев смазочного материала при граничном трении. Во многих узлах трения наблюдаются различные (переменные) режимы смазки, и при переходе к граничной смазке в трибосопряжении снижение трения и изнашивания определяется уже не реологическими свойствами масла. Граничное смазывание заключается в образовании на трущихся поверхностях адсорбированной пленки масла толщиной порядка 0,1 мкм. Способность масла образовывать масляную пленку зависит от типа базовой основы масла и от наличия в нем поверхностно-активных полярных молекул, которые адсорбируются на поверхности трения. Степень адсорбционной способности масел в данном аспекте называют смазывающей способностью, кроме того, применяются также термины «маслянистость» и «липкость».

Для оценки состояния граничных смазочных слоев разрабатывается электрорезистивный метод трибодиагностики. Необходимость подтверждения работоспособности метода потребовала разработки еще одного метода, рассматриваемого в качестве образцового, основанного на положениях теории высокоэффективной жидкостной хроматографии (ВЭЖХ).

Теория адсорбционного модифицирования высокоэффективной жидкостной хроматографии допускает использование ВЭЖХ для определения адгезии компонентов моторных масел в виде времен удерживания этих компонентов [1]. Однако кроме теоретических проблем существуют вполне практические. В первую очередь – это получение порошков исследуемых металлов, выделение из порошка достаточно узкой по размерам фракции и заполнение этими порошками хроматографических колонок с противодавлением порядка 2 – 12 МПа при расходах элюента, имитирующего базовое минеральное масло, 100 – 400 мм³/мин. Ситуация усложняется тем, что таких работ-аналогов просто не существует, так как опилки металлов в виде сорбентов никогда не использовались.

Для приготовления металлических опилок и хроматографических колонок использовался откорректированный суспензионный метод, используемый ранее для изготовления эффективных колонок с обычными сорбентами [2].

ПОДГОТОВКА ОПИЛОК И НАБИВКА КОЛОНОК

В качестве сорбента использовались материалы, характеристики которых приведены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1 – Характеристика алюминиевого сплава для поршня (алюминий)

Компонент	магний	кремний	марганец	медь	никель	алюминий
Массовая доля, %	0,85-1,35	11-13	0,3-0,6	1,5-3,0	0,8-1,3	Основа

Таблица 2 – Характеристика сплава для гильзы (чугун СЧ21-40)

Компоненты	C	Si	Mn	P	S	Fe
Массовая доля %	3,0 – 3,4	1,7 – 2,4	1,0 – 1,5	не более 0,25	0,12	Основа

Подготовка опилок проводилась следующим образом. На металлорежущем станке была получена стружка произвольного размера, далее полученную стружку промывали от загрязнения ацетоном и изопропиловым спиртом категории «ч». После того, как металлическая стружка высохла, продолжили ее измельчение в ступке в течении 5 минут. Получившийся порошок просеивали сначала через сито с диаметром отверстия 250 нм, отбрасывая крупные частицы, и через сито с размером отверстия 100 нм, получая, таким образом, частицы, приближенные к нужным размерам. Распределение частиц смотрели под микроскопом с увеличением 20 – 200 раз на пропускание, по результатам просмотра строили распределение частиц по размерам (рисунок 1), из которого делается вывод о наличии частиц с размерами 20 – 50 мкм.

Далее проводили фракционирование опилок. Для этого взвешивали 40 г опилок на технических весах, помещали их в мерный цилиндр типа 2-250 по ГОСТ 1770 с притертой крышкой, заливали 200 г водного раствора глицерина в соотношении 9:1. Суспензию тщательно встряхивали и оставляли на 40 минут. Спустя 40 минут декантировали осадок, надосадочную жидкость отбрасывали и данную процедуру повторяли еще 2 раза. Такая процедура позволила удалить пыль, присутствовавшую в металлическом порошке. Далее очищенный порошок заливали 200 г раствора глицерина и дистиллированной воды, тщательно встряхивали и через 20 минут декантировали, осадок отбрасывали, надосадочной жидкости давали отстояться, а оставшемуся в ней порошку полностью осесть. Надосадочную жидкость декантировали с получением 50 мл суспензии. Получившуюся суспензию промывали равным объемом ацетона, изопропилового спирта и деканом, который в дальнейшем служил имитацией базовой основы минерального масла.

В этих условиях средний размер частиц чугуна составил около 50 мкм. В этих же условиях средний размер частиц алюминия, также подготовленного для набивки колонок, составил 70 мкм.

Для набивки была выбрана стандартная 80x2 мм колонка производства ЗАО «Научприбор».

Подготовка колонки выполнена в следующей последовательности.

Провели очистку внутренней поверхности гексаном, затем внутреннюю поверхность колонки полировали вручную с помощью жгута из хлопчатобумажных ниток, на который последовательно наносилась алмазная паста с различным размером частиц. Далее колонка промывалась в следующем порядке: смесью хлороформ-декан (1:10 по объему), деканом, ацетоном, смесью воды и изопропилового спирта (10:1 по объему) [2].

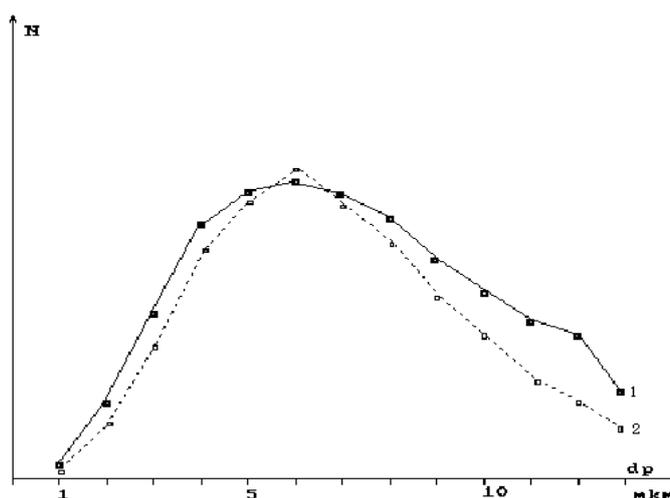


Рисунок 1 – Распределение частиц чугуна по размерам: два параллельных эксперимента. Для определения размеров частиц по оси абсцисс значение диаметра нужно умножить на 10

Набивка производилась вручную, сверху вниз следующим образом: отбирали 3 см³ суспензии декан-металлический порошок и медленно подавали в колонку. Затем с помощью шомпола производили уплотнение сорбента. По окончании набивки колонка устанавливалась в хроматограф «Милихром-5-М» и производилась промывка колонки.

Промывку производили последовательно изопропиловым спиртом и деканом. При прокачке колонок деканом с объемной скоростью 200 мм³ противодавление не превышало 7 МПа, что вполне удовлетворяет условиям эксперимента.

ВЫВОД

Предложенная технология с использованием водно-глицериновых суспензий частиц металлов вполне пригодна для фракционирования частиц по размерам, а способ заполнения колонок позволяет получать колонки со сравнительно низким противодавлением.

Работа выполняется при поддержке аналитической ведомственной целевой программы "Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2010 годы)", код проекта 2.1.2/2075.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сычев, С.Н. Критерии образования устойчивых адсорбционных слоев на полярных и неполярных поверхностях [Текст] / С.Н. Сычев, В.А. Гаврилина, К.В. Подмастерьев, Е.В. Пахолкин, С.А. Пузырев / Известия Орловского государственного технического университета. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2009. – №6. С.103-106.

2. Сычев, С.Н. Технология изготовления эффективных хроматографических колонок с внутренним диаметром 2 мм для высокоэффективной жидкостной хроматографии / С.Н. Сычев, В.А.Гаврилина, С.А. Юрова, И.К. Сатцаева, А.Н. Бутырин // Аналитика и контроль, 2003. Т.1– № 3 – С. 276 – 283.

Сычев Сергей Николаевич

Орловский государственный технический университет, г.Орел
Доктор технических наук, профессор кафедры «Химия» ОрелГТУ
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (84862) 419892
E-mail chemistry@ostu.ru

Пузырев Станислав Григорьевич

Орловский государственный технический университет, г.Орел
Аспирант
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (84862) 419892
E-mail chemistry@ostu.ru

Подмастерьев Константин Валентинович

Орловский государственный технический университет, г.Орел
Доктор технических наук, профессор
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (84862) 419803
E-mail PMS35@ostu.ru

Чирикин Егор Владимирович

Орловский государственный технический университет, г.Орел
Студент
г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (84862) 419876
E-mail PMS35@ostu.ru

И.О. КОБЗЕВ, Е.В. ПАХОЛКИН

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ МАКСИМАЛЬНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ В ШАРИКОПОДШИПНИКЕ. Часть 1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МАКСИМАЛЬНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ

В статье представлена первая часть работы по созданию расчетно-экспериментального метода оценки температуры в зоне трения. Описана последовательность разработки компиляционной модели. Параметрами модели являются характеристики фрикционного контакта и параметры режимов работы подшипника.

Ключевые слова: подшипник, температура зоны трения, моделирование.

In article the first part of operation on creation of the rated-experimental valuation method of temperature in a friction zone is presented. The sequence of development models is described. Model parameters are characteristics of frictional contact and parameters of operation modes of the bearing.

Key words: the bearing, temperature of a zone of a friction, modeling.

ВВЕДЕНИЕ

Тепловое состояние фрикционного контакта часто является решающим фактором при оценке работоспособности трибообъекта. Определение температурных полей, генерируемых при трении, составляет предмет исследования самостоятельного раздела трибологии, получившего название «термотрибология».

Объяснением актуальности исследований в области термотрибологии является тот факт, что тепловые процессы в конечном итоге влияют на большинство характеристик трибосопряжений. Увеличение температуры в контактных зонах приводит к изменению характеристик материалов деталей трибосопряжений, характеристик смазочных материалов, а также к снижению несущей способности смазочного слоя. Помимо ухудшения условий фрикционного взаимодействия ускоряются процессы термодеструкции смазочных материалов, что особо критично для таких объектов, как узлы трения с ресурсным режимом смазывания [1]. Изготовление ответственных узлов обычно связано с технологическим прогоном, который, как правило, совмещают с трибомониторингом состояния узла трения. Диагностическая информация, полученная в процессе трибомониторинга и позволяющая оценить температуру в трибосопряжении, является базой для использования положений химии и химмотологии, решающих задачу оценки скорости термодеструкции смазочных материалов.

Необходимо отметить, что оценка температурного режима работы трибосопряжения в настоящее время представляет интерес уже не только с позиции цели диагностирования узлов трения (оценка работоспособности объекта). Информация о температуре фрикционного контакта необходима в качестве априорной при реализации технологий ремонтного восстановления деталей трибосопряжений с помощью ремонтно-восстановительных составов (геомодификаторов трения), так как многие гипотезы, раскрывающие механизм действия таких составов, рассматривают температуру как один из основных факторов, приводящих к модифицированию трущихся поверхностей. В ряде публикаций, посвященных нанотехнологиям создания защитных поверхностных слоев с особыми свойствами, отмечается, что при трении качения рассматриваемые процессы протекают менее интенсивно, чем при трении скольжения. Таким образом, информация о температурном режиме работы подшипника, подвергаемого ремонтному восстановлению, в целом определяет эффективность этой процедуры, а для разработки методического и технического обеспечения ремонтного восстановления узлов трения требуется метод, позволяющий обосновать режимы работы объекта, исходя из температурного критерия.

Общность двух обозначенных выше проблем (оценка динамики термодеструкции смазочных материалов и обоснование режимов технологий ремонтного восстановления уз-

лов трения) заключается в необходимости решения задачи по определению максимальной температуры в зоне трения, которая влияет как на процессы деструкции смазочных материалов, так и на механизм формирования защитных слоев.

Максимальная температура, существующая на фактическом пятне контакта, определяется в соответствии с гипотезой о суммировании температур, описанной, например, в работе [2]:

$$g_{max} = \Delta g_{всп} + \Delta g^* + \Delta g_V + g_0, \quad (1)$$

где $\Delta g_{всп}$ – приращение температуры вспышки;

Δg^* – приращение средней поверхностной температуры;

Δg_V – приращение средней объемной температуры;

g_0 – начальная температура пары трения.

Общей целью работы является разработка расчетно-экспериментального метода определения максимальной температуры в зоне трения, основанного на использовании модели, описывающей тепловые процессы при трении, а также позволяющей связать значение максимальной температуры в узле трения с измеряемыми диагностическими параметрами электрической группы.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В первой части работы ставится цель разработки компиляционной модели, позволяющей оценить значение максимальной температуры, существующей на вершинах микронеровностей внутренней поверхности неподвижного кольца подшипника качения в зоне наибольшего нагружения. При этом предполагается, что при контактировании тел качения и колец наблюдается микропроскальзывание.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МАКСИМАЛЬНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ

В работе рассматривается случай, при котором имеет место одновременный контакт микронеровностей поверхности тела качения с микронеровностями внутреннего и наружного колец. Под видом контакта микронеровностей тела качения и микронеровностей обоих колец подразумевается скользящий упругопластический контакт. При этом, ввиду того, что трение происходит в присутствии смазочного материала, доминирующим видом пластической деформации микронеровностей в результате их столкновения является срез, смятие проявляется гораздо в меньшей степени [3]. Последнее утверждение позволяет сделать вывод, что при переходе режима трения от полужидкостного к граничному деформация смятием будет увеличиваться. В связи с этим при построении математической модели принимается ряд допущений:

- в подшипнике реализуется полужидкостный режим трения (с наличием микроконтактирования);
- микроконтактирование обязательно сопровождается температурной вспышкой на концах контактирующих микронеровностей;
- микроконтактирование происходит в зоне нагружения.

Также принимается, что максимальная температура при трении наблюдается в зоне максимального нагружения на поверхности неподвижного кольца. Режим трения – повторно-кратковременный, причем число циклов трения будет стремиться к бесконечности (квазистационарный режим).

Согласно данным работы [2] приращение средней объемной температуры к начальной температуре для квазистационарного режима трения определяется выражением

$$\Delta g_{V(i)} = \frac{\alpha_{тн} \cdot W_{тн}}{m_{(i)} \cdot c_{(i)}} \cdot (10 - 45 \cdot K_{(i)} \cdot t_{охл}), \quad (2)$$

где $\alpha_{тн}$ – коэффициент разделения тепловых потоков (при нестационарных режимах трения является переменной величиной, зависящей от размеров тел, теплофизических

свойств материалов и времени, однако во многих случаях допускается использовать его среднее эффективное значение);

$W_{\text{тр}}$ – работа сил трения за один цикл;

$m_{(i)}$ – масса элемента трения (внешнего кольца, тела качения, внутреннего кольца);

$c_{(i)}$ – удельная теплоемкость элемента пары трения;

$K_{(i)}$ – коэффициент, характеризующий теплопоглощающую и теплоотдающую способность элемента трения;

$t_{\text{охл}}$ – интервал времени между циклами трения.

При условии примерного равенства номинальных площадей трения, относящихся к различным деталям подшипника, коэффициент разделения тепловых потоков для i -го элемента пары трения может быть определен по формуле Ф. Шаррона

$$\alpha_{\text{тр}(i)} = \frac{\sqrt{\rho_{(i)} \cdot c_{(i)} \cdot \lambda_{(i)}}}{\sqrt{\rho_{(i)} \cdot c_{(i)} \cdot \lambda_{(i)} + \sqrt{\rho_{(j)} \cdot c_{(j)} \cdot \lambda_{(j)}}} \quad (3)$$

где $\rho_{(i,j)}$ – плотности материалов пары трения;

$c_{(i,j)}$ – удельные теплоемкости материалов пары трения;

$\lambda_{(i,j)}$ – коэффициенты теплопроводности материалов пары трения.

Поскольку в рассматриваемом случае трение происходит между двумя телами из одного и того же материала, то данный коэффициент будет иметь значение 0,5 для обоих тел, составляющих пару трения.

В выражении (2) $W_{\text{тр}}$ представляет собой работу, совершаемую силами трения за один цикл. Под циклом трения понимается время одновременного металлического контакта тела качения с обоими кольцами подшипника вследствие микропроскальзывания. Данная работа может быть определена через мощность трения скольжения N в шарикоподшипнике:

$$W_{\text{тр}} = N \cdot t_{\text{т}},$$

где $t_{\text{т}}$ – время цикла трения.

Мощность трения скольжения можно определить по предложенному в [4] выражению

$$N = \frac{M_1 \cdot n}{9550},$$

где M_1 – составляющая момента трения, зависящая от размеров деформации и проскальзывания в площадке контакта тел качения;

n – частота вращения (мин⁻¹).

Составляющая M_1 определяется следующим образом [4]:

$$M_1 = f_1 \cdot g_1 \cdot P \cdot D_0,$$

где f_1 – коэффициент, зависящий от типа подшипника и степени его нагружения;

g_1 – коэффициент, зависящий от соотношения радиальной и осевой нагрузок, воспринимаемых подшипником;

P – динамическая эквивалентная нагрузка на подшипник,

D_0 – средний диаметр подшипника.

Значения f_1 и $g_1 \cdot P$ являются табличными для каждого типа подшипника [4].

Величина $K_{(i)}$ определяется по формуле

$$K_{(i)} = \frac{\sigma' \cdot A_{\text{вен}(i)}}{m_{(i)} \cdot c_{(i)}}, \quad (4)$$

где σ' – коэффициент теплоотдачи;

$A_{\text{вен}(i)}$ – площадь открытой вентилируемой поверхности элементов пары трения.

В инженерной практике для движущихся и вращающихся узлов трения для расчета коэффициента теплоотдачи часто используется формула Т.П. Ньюкомба

$$\sigma' = (17,1 + 22,7 \cdot \sqrt{v_{\text{ср}}}),$$

где $v_{\text{ср}}$ – скорость воздушного потока, обдувающего узел трения (принимая данную скорость равной нулю, можно получить значение $17,1 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С})$).

В выражении (4) присутствует площадь открытой вентилируемой поверхности элементов пары трения. Если, например, рассматривать такой элемент трения как наружное кольцо, то в самом простом случае за данную площадь можно принять разность площади его поверхности и фактической площади касания этого кольца с наиболее нагруженным телом качения. Аналогично может быть проведен расчет площади открытой вентилируемой поверхности для внутреннего кольца.

Средняя поверхностная температура на номинальной поверхности трения каждого из элементов может быть определена из выражения

$$\Delta \mathcal{G}_{(i)}^* = \frac{\alpha_{\text{тп}} \cdot \Psi_{V(i)} \cdot W_{\text{тп}} \cdot b_{\text{эф}(i)}}{\lambda_{(i)} \cdot A_a \cdot t_{\text{T}}} \cdot \left(\frac{1}{3} \cdot \tau_N + 0,333 \cdot \tau_W - \frac{2 \cdot \tau_N}{\pi^2} \cdot \Sigma^* \right), \quad (5)$$

$$\Sigma^* = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} \cdot \exp(-0,333 \cdot \pi^2 \cdot n^2 \cdot \tau) \quad (6)$$

$$\Psi_{V(i)} = \frac{m_{\text{эф}(i)} \cdot c_{(i)}}{m_{\text{эф}(i)} \cdot c_{(i)} + 0,5 \cdot \sum m_g \cdot c_g},$$

где $\Psi_{V(i)}$ – коэффициент, учитывающий понижение температуры за счет ее передачи в дополнительный теплопоглощающий объем;

$b_{\text{эф}(i)}$ – эффективная глубина передачи теплоты соответствующего элемента за время трения;

A_a – номинальная площадь контакта элементов трения;

τ_N – временной фактор мощности трения;

τ_W – временной фактор работы трения;

n – число членов ряда;

τ – относительное время трения (текущее время в одном цикле трения);

$m_{\text{эф}(i)}$ – масса эффективного теплопоглощающего объема элемента (за данную массу принимается масса соответствующего элемента трения);

m_g – масса дополнительного эффективного объема (за данную массу принимается масса смазочного материала, закладываемого в узел трения);

c_g – коэффициент теплоемкости дополнительного эффективного объема (коэффициент теплоемкости смазочного материала);

Параметр $b_{\text{эф}(i)}$ определяется следующим образом

$$b_{\text{эф}(i)} = 1,73 \cdot \sqrt{a_{(i)} \cdot t_{\text{T}}} \quad (7)$$

где $a_{(i)}$ – коэффициент температуропроводности элемента.

$$a_{(i)} = \frac{\lambda_{(i)}}{c_{(i)} \cdot \rho_{(i)}}.$$

Номинальную площадь контакта элементов трения в выражении (5) можно оценить с помощью модели площади эллиптического пятна контакта (согласно теории Герца):

$$A_a = \pi \cdot \mu \cdot \nu^3 \sqrt[3]{\left[\frac{3 \cdot (1 - \varepsilon^2)}{E \cdot \sum \rho} \cdot F_a \right]^2},$$

где μ , ν – коэффициенты, зависящие от геометрии контактирующих элементов, и определяемые по таблицам, представленным в [4];

ε , E – приведенные коэффициент Пуассона и модуль упругости второго рода;

$\sum \rho$ – приведенная кривизна контактирующих поверхностей;

F_a – нагрузка в контакте.

Для шарикоподшипника сила F_a может быть рассчитана с помощью выражения, представленного в [4]:

$$F_a = \frac{4,37 \cdot F}{Z},$$

где F – радиальная нагрузка на подшипник;

Z – число тел качения.

Величина τ_N в выражении (5) представляет собой временной фактор мощности, и характеризует распределение мощности трения во временном интервале $0 \leq \tau \leq 1$. Для выбора различных законов изменения τ_N в зависимости от значения τ в [2] рекомендуется использовать семейство функций Гинзбурга. Каждая функция в данном семействе определена фиксированным значением $n = 0; 0,05; 0,2..$ и т.д. По сути n – это любое рациональное положительное число, характеризующее момент времени, когда τ_N достигает максимального значения. При этом выражение, определяющие τ_N в зависимости от n и τ для неподвижной микронеровности, имеет вид

$$\tau_N = (n+1) \cdot (n+2) \cdot \tau^n \cdot (1-\tau), \quad (8)$$

Для выбора из семейства функции, наиболее удачно описывающей закон изменения мощности во времени, необходимо располагать рядом сведений о нагрузке, действующей в единичном микроконтакте, скорости трения, а также коэффициенте трения. Ввиду сложности оценки данных параметров для каждого отдельного микроконтакта допускается, что мощность трения распределена по поверхности трения по тому же закону что и температурное поле. Температурное поле движущейся и неподвижной поверхности трения микронеровности определяется согласно законам, предложенным Х. Блоком, и представленным в [1].

Для неподвижной микронеровности (микронеровности неподвижного кольца), имеющей симметричное распределение температурного поля максимум температуры, а следовательно, и мощности будет наблюдаться в момент времени $\tau = 0,5$. Соответствующая функция Гинзбурга характеризуется значением $n = 1$. Подставляя соответствующие значения в (8) можно получить значение $\tau_N = 1,5$.

Параметр τ_W в (5) выражает изменение работы трения за время одного цикла трения. Величина τ_W также может быть оценена при помощи семейства функций Гинзбурга, определяемых выражениями

$$\tau_W = \tau^{n+1} \cdot [(n+1) \cdot (1-\tau) + 1], \quad (9)$$

Все функции τ_W семейства имеют максимум при $\tau = 1$, но различную крутизну, причем большая крутизна соответствует большему значению работы, совершаемой силами трения. Ввиду того, что закон распределения работы для каждого микроконтакта уникален, при

расчетах допускается выбор функции, имеющей среднюю кривизну из предложенных, соответствующую $n = 1$. Соответствующее значение для неподвижной микронеровности $\tau_W = 1$.

В выражении (6) представлена сумма бесконечного числа членов ряда, причем

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \left(\frac{1}{n^2} \cdot \exp(-\pi^2 \cdot n^2 \cdot F_0 \cdot \tau) \right) \rightarrow 0.$$

Ввиду последнего обстоятельства для упрощения расчетов можно ограничиться лишь небольшим количеством первых членов.

Выбранная в работе [1] модель зависимости температуры вспышки при трении, предложенная А.В. Чичинадзе выглядит следующим образом

$$\Delta \mathcal{G}_{\text{всп}} = \frac{\sqrt{2} + 1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\tau_N \cdot W_{\text{тп}} \cdot d_r \cdot a_{(i)}^{*0,5}}{A_r \cdot t_T \cdot \left[4 \cdot \lambda_{(i)}^* \cdot a_{(i)}^{*0,5} + \lambda_{(i)}^* \cdot (\pi \cdot d_r \cdot v_{\text{ск}})^{0,5} \right]} \quad (10)$$

где d_r – диаметр среднего пятна касания;

$a_{(i)}^*$, $\lambda_{(i)}^*$ – коэффициенты температуропроводности и теплопроводности материала элемента узла трения при температуре $\Delta \mathcal{G}^* + \Delta \mathcal{G}_V + \mathcal{G}_0$;

A_r – суммарная фактическая площадь контакта;

$v_{\text{ск}}$ – скорость относительного перемещения поверхностей при трении.

При этом следует отметить, что данное выражение справедливо для режимов трения, при которых скорость скольжения $v_{\text{ск}}$ достаточна, чтобы число Пекле, определяемое как

$$Pe = \frac{v_{\text{ск}} \cdot d_r}{a},$$

удовлетворяло условию $Pe \geq 20$. Кроме того при расчете необходимо учитывать зависимость коэффициентов теплопроводности, удельной теплоемкости, а также плотности от средней поверхностной температуры элемента трения $\Delta \mathcal{G}^* + \Delta \mathcal{G}_V + \mathcal{G}_0$, так как она является начальной температурой для микронеровностей, вступающих в контакт. Для многих металлов и композиционных материалов на металлической основе при объемной температуре 300..400 °С изменения данных коэффициентов могут достигать 30..40 % по сравнению с их значениями при температуре 20 °С, а результаты расчета поля температур по точным и усредненным оценкам этих коэффициентов расходятся в пределах 15..30 % [2].

Методы расчета приведенных в выражении (10) параметров представлены в работе [5]. Однако при расчете параметров данными методами возникают существенные затруднения. Кроме того эти методы не ориентированы на их использование совместно с диагностическим параметром, характеризующим параметры микроконтактирования трибоузла. В связи с этим предлагается следующий подход.

Допуская, что контакт микронеровностей сопровождается в основном пластической деформацией, диаметр среднего пятна касания может быть оценен с помощью выражения приведенного в [2]:

$$d_r = \left(\frac{8 \cdot r_1 \cdot h_{1\text{max}}}{v_1} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{F_a}{A_C \cdot b_{01} \cdot C \cdot \sigma_s} \right)^{\frac{1}{2 \cdot v_1}}$$

где r_1 и $h_{1\text{max}}$ – соответственно радиус закругления и максимальная высота микровыступа;

b_{01} и v_1 – параметры опорной кривой поверхности трения более твердого элемента (в рамках поставленной задачи – любого из элементов);

A_C – контурная площадь контакта (для приближенных расчетов можно принять $A_C = A_a$).

Суммарную фактическую площадь можно определить по выражению, предложенному в [6]:

$$A_r = \pi \cdot \mu \cdot \nu \cdot \sqrt[3]{\left[\frac{3 \cdot F_r}{E \cdot \Sigma \rho}\right]^2}$$

где F_r – нормальная сила, действующая на фактическую площадь контакта
Нормальная сила на фактическом пятне контакта может быть оценена как

$$F_r = \frac{F_{\text{трr}}}{f_{\text{трr}}},$$

где $F_{\text{трr}}$ – средняя сила трения-скольжения ювенильных поверхностей сталь-сталь, действующая на фактическую площадь контакта;

$f_{\text{трr}}$ – коэффициент трения сталь-сталь без действия смазочного материала и в отсутствии оксидной пленки (при данных «экстремальных» условиях значения коэффициента трения лежат в диапазоне 0,8..6,0).

Силу трения-скольжения сталь-сталь $F_{\text{трr}}$ можно определить через среднюю работу, совершаемую этой силой на пути, равном среднему диаметру пятна касания:

$$F_{\text{трr}} = \frac{W_{\text{трp}}}{2 \cdot d_r}$$

Средняя скорость относительного перемещения поверхностей $v_{\text{ск}}$ (скорость скольжения) может быть определена как отношение диаметра среднего пятна касания ко времени цикла трения

$$v_{\text{ск}} = \frac{d_r}{t_T}$$

Таким образом, максимальная температура на поверхности i -го элемента трения, в присутствии смазочного материала может быть приближенно оценена согласно выражению

$$\begin{aligned} \vartheta_{\text{max}(i)} = & \frac{\sqrt{2} + 1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\tau_{N1} \cdot W_{\text{ш}} \cdot d_r \cdot a^{*0,5}_{(i)}}{A_r \cdot t_T \cdot \left[4 \cdot \lambda^{*}_{(i)} \cdot a^{*0,5}_{(i)} + \lambda^{*}_{(i)} \cdot (\pi \cdot d_r \cdot v_{\text{ск}})^{0,5} \right]} \\ & + \frac{\alpha_{\text{ш}} \cdot \Psi_{V(i)} \cdot W_{\text{ш}} \cdot b_{\text{эф}(i)}}{\lambda_{(i)} \cdot A_a \cdot t_T} \cdot \left(\frac{1}{3} \cdot \tau_N + 0,333 \cdot \tau_W - \frac{2 \cdot \tau_N}{\pi^2} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} \cdot \exp(-0,333 \cdot \pi^2 \cdot n^2 \cdot \tau) \right) \\ & + \frac{\alpha_{\text{ш}} \cdot W_{\text{ш}}}{\sigma' \cdot A_{\text{вен}} \cdot t_{\text{охл}}} \cdot \left(\frac{K_{(i)} \cdot t_{\text{охл}}}{e^{K_{(i)} \cdot t_{\text{охл}}} - 1} \right) + \vartheta_0 \end{aligned} \quad (11)$$

При использовании данного выражения допускается, что тела качения, внутреннее и внешнее кольца подшипника имеют одинаковую начальную температуру ϑ_0 .

ВЫВОДЫ

Модель (11) удовлетворяет предъявленным выше требованиям: максимальная температура определяется набором параметров и характеристик, среди которых присутствуют константы, параметры, определяемые расчетным путем, а также величины, которые можно определить экспериментально. К последним относятся временные параметры циклов трения. Предпосылками к реализации экспериментального исследования данных параметров являются возможности электрорезистивных методов трибодиагностики по определению характеристик микроконтактирования деталей трибосопряжений.

Работа выполняется при поддержке РФФИ, грант 09-08-99076, а также при поддержке аналитической ведомственной целевой программы "Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2010 годы)", код проекта 2.1.2/2075.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кобзев, И.О. Анализ методов оценки температуры вспышки в узлах трения [Текст] / И.О. Кобзев, Е.В. Пахолкин // *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии* – 2010. – № 2/3– С. 9-16.
2. Чичинадзе, А.В. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) [Текст]: научное издание / А.В. Чичинадзе, Э.М. Берлинер, Э.Д. Браун [и др.]; под общ. ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2003. – 576 с. ил. - ISBN 5-217-03193-X (в пер.).
3. Маленко, П.И. Исследование влияния температур на дискретных множественных контактах на триботехнические свойства пар трения скольжения со смазочным материалом [Текст] / П.И. Маленко // *Вестник машиностроения*. – 2009. – №10. – С. 33 - 42.
4. Перель, Л.Я. Подшипники качения: справочник [Текст] / Л.Я. Перель.- М.: Машиностроение, 1983. – 543 с., ил.
5. Кобзев, И.О. Теоретическое обоснование технологии трибомониторинга подшипников в процессе технологической обкатки [Текст] / И.О. Кобзев // *Инжиниринг* – 2009: сб. трудов региональной науч.-практич. конф. – Орел: «Издательский дом «Орловская литература и книгоиздательство» и К», 2009.- С. 247-248.
6. Подмастерьев, К. В. Электропараметрические методы комплексного диагностирования опор качения [Текст] / К.В. Подмастерьев. - М.: Машиностроение - 1, 2001. - 376 с.: ил.

Кобзев Илья Олегович

Орловский государственный технический университет, г. Орел
Аспирант кафедры «Приборостроение, метрология и сертификация»;
Тел. 89208085387
E-mail: K87-I07O19@yandex.ru

Пахолкин Евгений Васильевич

Орловский государственный технический университет, г. Орел
Кандидат технических наук, доцент кафедры «Приборостроение, метрология и сертификация»
Тел. (4862) 419821
E-mail: Eugene_P@bk.ru

А.Е. ЯЦУК

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ РЕГЕНЕРАЦИИ ВОЗДУШНОЙ СРЕДЫ ГЕРМЕТИЧНО ИЗОЛИРОВАННЫХ ОБЪЕКТОВ

Рассмотрена проблема управления процессом регенерации воздушной среды в условиях нахождения персонала в герметично замкнутых объектах. Показано, что в этих случаях необходимо применение автоматических систем управления регенерацией воздушной среды. Проведен анализ существующих систем и предложено конкретное техническое решение, позволяющее эффективно решить поставленные задачи.

Ключевые слова: автоматическая система управления, регенерация, воздушная среда, герметично замкнутый объект, поглотитель двуокиси углерода, динамическая активность.

The problem of management by process of regeneration of the air environment in the conditions of a personnel finding in tightly closed objects is considered. It is shown that in these cases application of automatic control systems by regeneration of the air environment is necessary. The analysis of existing systems is carried out and the concrete technical decision allowing effectively to solve task in view is offered.

Key words: an automatic control system, regeneration, the air environment, tightly closed object, an absorber of dioxide of carbon, dynamic activity

Управление составом воздушной среды герметично изолированных объектов (ГИО) осуществляется посредством функционирования автоматизированных комплексов с использованием систем автоматического управления (САУ), созданных на основе полуэмпирических знаний о протекающих процессах газоформирования, что является недостатком работы такой САУ. Все ошибки и неточности управления корректируются «вручную» в соответствии с экспертной оценкой текущей ситуации в ГИО [1].

Одним из важнейших этапов разработки алгоритмов и систем управления является анализ технологического процесса как объекта управления, для осуществления которого могут быть применены известные алгоритмы, приводимые в литературе [2]. При этом базовыми становятся выявление и исследование влияния возмущающих воздействий, выделение из них контролируемых, регулируемых и других, проведение выбора САУ и алгоритма управления при выполнении технологических, технических и экономических требований, проведение анализа запаздываний в объекте управления, системах контроля и САУ, а также формулировка целей функционирования на основе возможных состояний, в которых может находиться объект и соответствующих им задач управления, среди которых можно выделить [1]:

- задачи, относящиеся к поддержанию заданных уровней концентраций компонентов воздушной среды в ГЗО:

$$F = \sum_{j=1}^2 \left(\frac{1}{t} \int_0^t C^j(t) dt - \bar{C}^j \right)^2 < \varepsilon,$$

где $C^j(t)$, \bar{C}^j – соответственно текущее и заданное значение концентрации диоксида углерода и кислорода;

- задачи, относящиеся к поддержанию концентраций компонентов воздушной среды ГИО в заданных диапазонах:

$$C^j(t) \in [C_{\text{н}}^j, C_{\text{в}}^j],$$

где $C_{\text{н}}^j$, $C_{\text{в}}^j$ – соответственно нижняя и верхняя граница допустимого диапазона изменения концентрации диоксида углерода и кислорода;

- задачи, относящиеся к поддержанию концентраций компонентов воздушной среды ГИО в соответствии с заданным законом:

$$F = \frac{1}{t} \int_0^t \sum_{j=1}^2 (C^j(t) - C_{\text{зад}}^j(t))^2 dt < \varepsilon,$$

где $C_{\text{зад}}^j(t)$ – заданная программа изменения концентрации во времени;

• задачи, относящиеся к нахождению режимов функционирования СКЗ для целей экономии ресурсов:

$$F = \sum_{j=1}^2 \frac{a^j(t)}{a_0^j} < \delta,$$

где $a^j(t)$, a_0^j – соответственно текущее и предельное содержание вещества в сорбенте или хемосорбенте;

δ – заданная степень обработки;

• комбинированные задачи, возникающие при совместном решении задач управления из вышеперечисленных задач.

Основа решения поставленных задач управления заключается в выборе алгоритма и структуры системы управления. Этот выбор из бесконечного множества систем и алгоритмов является самостоятельной задачей, при решении которой определяется класс алгоритмов управления, а затем и ряд систем управления на основе технико-экономических ограничений [1,2,3].

В соответствии с классификацией, проведенной в работе [3], для управления процессом регенерации воздуха в ГИО может быть применен широкий класс систем управления. На рисунок 1а рассмотрена пассивная система управления, характерной особенностью которой является отсутствие в ее составе математической модели. Такая система, получая от объекта сигнал о значении выходных параметров \mathbf{Y} и возмущений \mathbf{f} , формирует управляющие воздействия \mathbf{U} , которые подаются на вход объекта управления.

На рисунке 1б показана активная система управления, т.е. система, использующая математическую модель для выработки управляющего воздействия. Система получает лишь сведения о значении возмущающего воздействия \mathbf{f} . В результате взаимодействия поискового алгоритма и математической модели вырабатываются управляющие воздействия, которые подаются на вход объекта управления.

Пассивные и активные системы подразделяются на системы жесткие и системы с адаптацией [3].

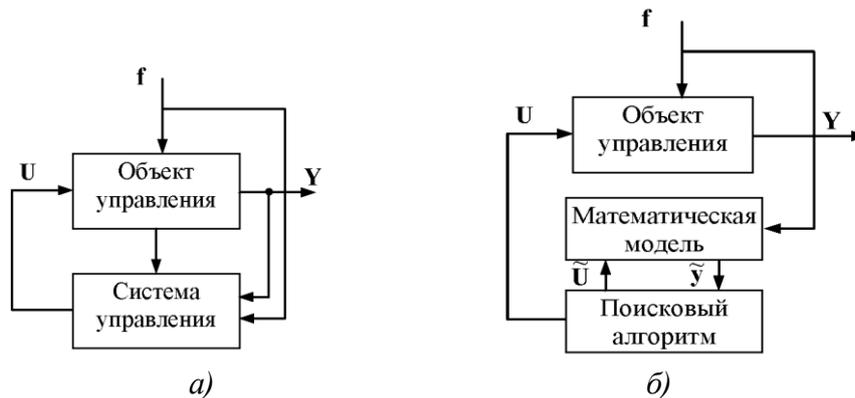


Рисунок 1 – Принципиальная схема пассивной (а) и активной (б) системы управления

Жесткая пассивная система имеет неизменяемый оператор, устанавливающий связь между векторами $\mathbf{Y} = (y_1, y_2, \dots, y_n)$ – выходных параметров, возмущений $\mathbf{f} = (f_1, f_2, \dots, f_m)$ и управляющих воздействий $\mathbf{U} = (U_1, U_2, \dots, U_k)$ (рисунок 2а).

Адаптивная пассивная система имеет оператор А, меняющийся в зависимости от значений выходных параметров \mathbf{Y} и (или) возмущающих воздействий \mathbf{f} (рисунок 2б).

Жесткой активной является система, у которой имеется неизменная в процессе управления модель. Оператор M устанавливает связь между расчетными значениями управления U , возмущения f и выходными параметрами \tilde{Y} .

Адаптивная активная система имеет в своем составе математическую модель M , которая меняется в зависимости от значения выходных переменных Y и (или) возмущающего воздействия f .

В работе [3] применяемые системы в зависимости от цели и задачи управления подразделяются на статические, квазистатические, динамические, оптимизации и удовлетворения.

Исследование САУ для выбора требуемой осуществляется в рамках систем автоматического управления технологическими процессами (АСУТП). При этом в АСУТП существует два основных класса систем управления, первый охватывает управление детерминированными объектами (процессами), второй – нечеткими, стохастическими [3,4]. На сегодняшний день наиболее исследованными являются системы первого класса.

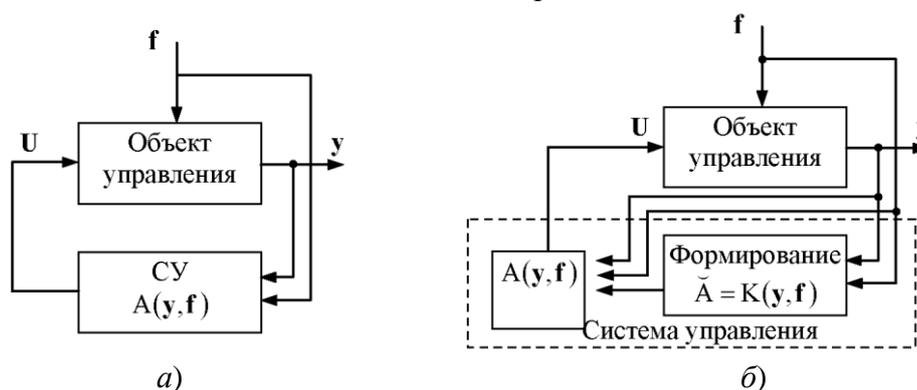


Рисунок 2 – Блок-схема жесткой (а) и адаптивной (б) пассивной системы управления

Практические же результаты применения таких систем показывают, что их эффективное применение может осуществляться при наличии достаточной априорной информации об объекте, но даже в случае хорошо известных объектов получение полной информации – неосуществимая задача [1].

В данной работе предлагается САУ предназначенная для автоматического управления, защиты и индикации при достижении контролируемые параметрами комплекса очистки воздушной среды от двуокиси углерода, укомплектованного установками, предназначенными для поглощения двуокиси углерода из воздуха помещений с замкнутым объемом, снабженных твердым регенерируемым поглотителем и выделяющими CO_2 в концентрированном виде, предельных пороговых значений, а также ее совместной работы с системой каталитической переработки водорода и двуокиси углерода в водный раствор метанола.

Алгоритм САУ обеспечивает работу комплекса в вариантах:

- вариант 1 - комплекс не подключен к системе каталитической переработки водорода, поступающего от кислородной части системы, а двуокись углерода удаляется за пределы помещения компрессором;
- вариант 2 - система подключена к комплексу и двуокись углерода не удаляется за пределы объекта, а перерабатываются в системе в водный раствор метанол.

Комплекс очистки воздушной среды включает в себя до 24 установок для поглощения, разбитых на 12 групп, с количеством установок в группе не более двух, работающих по циклограмме, в трех строго чередующихся режимах: «поглощение», «выделение» и «охлаждение». Структурная схема САУ представлена на рисунок 3.

САУ предусматривает управление:

- регенерацией поглотителя «сухим» перегретым паром;
- поддержанием уровня жидкости в парогенераторе ПГ1 в зоне 90 мм, определяемой положением датчиков сигнализаторов уровня Сг5 и Сг6, по сигналам от датчиков уровня, по которым управляется (включается (открывается) или отключается (закрывается)) вентиль с

электромагнитным приводом ВН7, установленный на трубопроводе подачи дистиллята из системы объекта в парогенератор ПГ1;

– управление вентилями с электромагнитным приводом ВН3, ВН5, ВН6 в соответствии с заданным алгоритмом;

– управление трехходовым распределителем ВН2, обеспечивающим подачу сжатого воздуха на клапан КПЗ;

– управление электронагревательными блоками: основным (ТЭН2), дополнительным (ТЭН1) и пароперегревателя (ТЭН3).

Алгоритм управления САУ обеспечивает автоматическое управление электромагнитной запорной арматурой и пусковой аппаратурой электрооборудования каждой из подсистем, защиту при достижении технологическими параметрами подсистемы предельных пороговых значений, защиту при неисправности электрооборудования, входящего в подсистему (электронагревательных блоков (ТЭН), вентилятора в установке для поглощения и компрессоров в комплексе), автоматическое регулирование заданных параметров, а также необходимую световую индикацию и дистанционное управление с лицевых панелей пультов пусковой аппаратурой электрооборудования и электромагнитной арматурой системы.

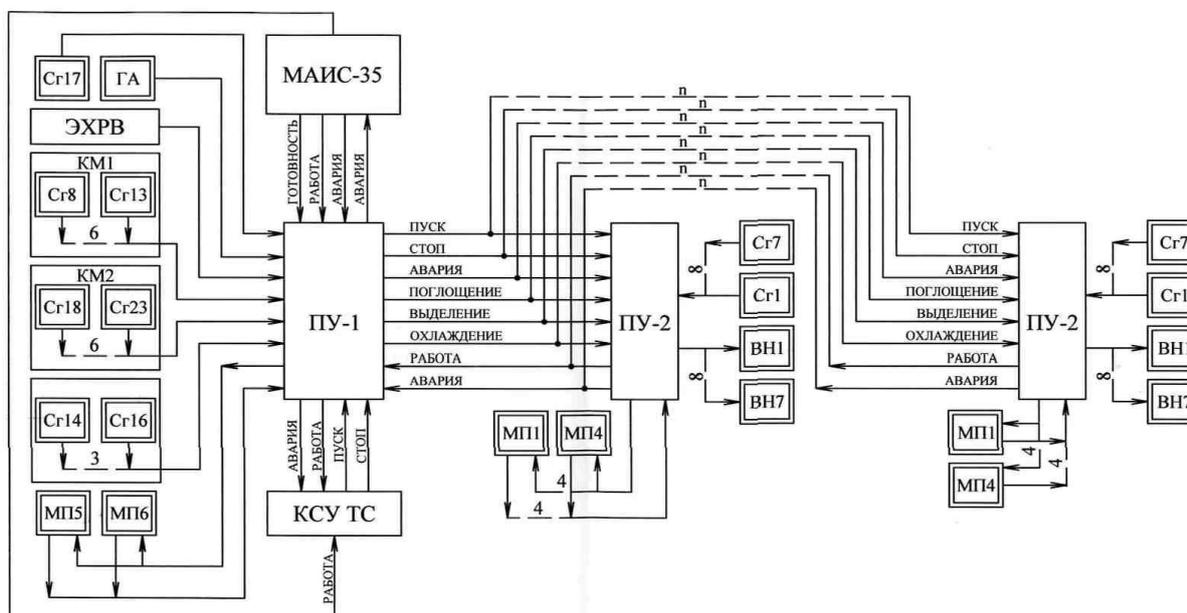


Рисунок 3 – Структурная схема САУ

Каждая из подсистем САУ включает в себя пульт управления, сигнализирующие, регулирующие и исполнительные устройства. К сигнализирующим устройствам (Сг) относятся сигнализаторы уровня, сигнализаторы (реле) давления, сигнализаторы (реле) температуры, газоанализатор. К исполнительным устройствам относятся вентили электромагнитным приводом (ВН), клапана с пневмоприводом (КП) и магнитные пускатели. К регулирующим устройствам относятся регуляторы прямого действия - регуляторы давления (РД) и регуляторы перепада давления (РПД).

Подсистема управления установки для поглощения включает:

– пульт управления ПУ-2, предназначенный для автоматического управления, защиты и индикации предельных пороговых значений технологических параметров и состояния электрооборудования установки;

– вентили с электромагнитным приводом ВН3, ВН5, ВН6, ВН7, распределители трехходовые ВН1, ВН2, ВН4;

– сигнализаторы уровня Сг5, Сг6;

– сигнализаторы (реле) давления Сг7, Сг8;

- сигнализаторы (реле) температуры Сг1 – Сг4;
- редуктор высокого давления РД1;
- регулятор давления РД2;
- клапаны с пневмоприводом КП1, КП2, КП3.

Алгоритм управления установкой обеспечивает:

- регулирование давления двуокиси углерода в установке (в режиме выделения) в пределах (30 ± 3) кПа ($0,3 \pm 0,03$ кгс/см²);
- регулирование уровня в парогенераторе ПГ1 (управление включением (открытием) и отключением (закрытием) вентиля с электромагнитным приводом, установленным на трубопроводе поступления дистиллята в парогенератор ВН7;
- управление пусковой аппаратурой вентилятора ВЕ1;
- автоматическое и дистанционное (ручное), с лицевой панели пульта управления ПУ-2, управление пусковой аппаратурой электронагревательных блоков (ТЭН), установленных в парогенераторе ПГ1, вентилями с электромагнитным приводом (ВН3, ВН5, ВН6, ВН7) и трехходовыми распределителями (ВН1, ВН2, ВН4);
- выбор режима работы установки для поглощения («авт. упр.» или «дист. вкл.»);
- переключение работы установки для поглощения с режима на режим «поглощение», «выделение», «охлаждение» по заданной циклограмме, в режиме автоматического управления установкой.

САУ может находиться в следующих состояниях:

- исходном;
- рабочем;
- аварийном;
- отключенном.

В исходном состоянии алгоритм САУ обеспечивает:

- дистанционное (ручное) управление, с лицевой панели пульта ПУ-1, вентилями, с электромагнитным приводом, установленных на трубопроводе охлаждающей воды к компрессорам, магнитными пускателями компрессоров;
- подключение установок для поглощения;
- дистанционное (ручное) управление, с лицевой панели пульта ПУ-2, вентилями с электромагнитным приводом и трехходовыми распределителями, установленными в установке для поглощения, магнитными пускателями электронагревательных блоков (ТЭН), установленных в парогенераторе ПГ-1, магнитным пускателем вентилятора ВЕ1;
- возможность выбора режима работы установки «авт. упр.» или «дист. вкл.»;

В режиме автоматического управления, по сигналу «пуск», подаваемому с лицевой панели пульта, в соответствии с заданной циклограммой, включаются входящие в соответствующую группу установки.

Циклограмма разбита на 3 режима «поглощение» (38 мин), «выделение» (20 мин) и «охлаждение» (2 мин).

В режиме «поглощения» в установке:

- включается электронагревательный блок ТЭН1 (0,2 кВт), расположенный в нижней части парогенератора ПГ1;
- включается вентилятор ВЕ1;
- открывается вентиль с электромагнитным приводом ВН5, через который циркулирует образовавшийся в парогенераторе ПГ1 водяной пар, поступающий в холодильник ХК2, где конденсируется и конденсат стекает в парогенератор ПГ1;
- включается (открывается) трехходовой распределитель ВН4 и сжатый воздух из системы объекта и редуктор РВД-1 (РД1), который поддерживает давление сжатого воздуха, подаваемого на клапаны с пневмоприводом в пределах (190 ± 50) кПа ($1,9 \pm 0,5$ кгс/см²), поступает на двухходовой клапан с пневмоприводом КП1, через который воздух из помещения нагнетается вентилятором ВЕ1 в адсорбер АД1.

В адсорбере АД1 происходит поглощение двуокиси углерода из воздуха, прокачиваемого вентилятором ВЕ1, через слой поглотителя.

В результате взаимодействия воздуха и активного вещества в поглотителе воздух очищается от двуокиси углерода.

Очищенный от двуокиси углерода воздух выходит из адсорбера АД1 и через клапан КП1 (седло Д2) с пневмоприводом поступает в холодильник ХК1, где охлаждается, освобождается от влаги и поступает в помещение;

– электромагнитные вентили ВН3, ВН6 и трехходовые распределители ВН1, ВН2 отключены и клапаны КП2 и КП3 (закрыты);

– через 38 мин установки переключаются на работу в режиме «выделение».

Связь между пультами объекта, пультом комплекса и пультом кислородной части комплекса осуществляется по каналам включения (пуска), отключения (остановки), задания режима работы установок и информации о состоянии систем (работа, авария).

Пульт управления комплексом ПУ-1 имеет связи по каналам управления:

– с пультами ПУ-2;

– с пультом КСУ ТС (комплексная система управления техническими средствами) объекта;

– с пультом управления системы каталитической переработки водорода и двуокиси углерода в водный раствор метанола - системой «Маис-35»;

– с пультом управления кислородной части системы ЭХРВ;

по каналам информации:

– от пульта ПУ-1 на пульт КСУ ТС объекта поступают сигналы «работа» комплекса и обобщенный сигнал «авария» комплекса и системы «Маис-35»;

– от системы «Маис-35» на пульт КСУ ТС объекта поступает сигнал «работа» системы «Маис-35».

Таким образом, разработана структура комплекса, в соответствии с выполняемыми функциями, определены необходимые подсистемы.

Сформирован алгоритм функционирования САУ комплекса, обеспечивающей весь цикл его работы.

Определен состав технического обеспечения комплекса на основе совокупности уже используемых технических средств.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Путин, С.Б. Математическое моделирование и управление процессом регенерации воздуха / С.Б. Путин. – М.: Машиностроение, 2008. – 176 с.

2. Ключев, А.С. Проектирование систем автоматизации технологических процессов / А.С. Ключев, Б.В. Глазов, А.Х. Дубровский. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 464 с.

3. Ильин, А.Н. Оптимальное управление процессом регенерации воздуха в герметично замкнутом объеме / А.Н. Ильин, С.В. Матвеев, И.В. Милованов, С.Б. Путин // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. – 2007. – № 1. – С. 6 – 12.

4. Яцук, А.Е. Анализ методов очистки воздуха от двуокиси углерода с применением жидких поглотителей / А.Е. Яцук, В.К. Гарипов // Вестник МГУПИ. Выпуск 22. М.: 2009. – С. 72-82.

Яцук Александр Егорович

ОАО Специальное конструкторско-технологическое бюро по электрохимии с опытным заводом (СКТБЭ), г. Москва, генеральный директор

Тел. (495) 964-91-10

Уважаемые авторы!
Просим Вас ознакомиться с основными требованиями
к оформлению научных статей.

- Объем материала, предлагаемого к публикации, измеряется страницами текста на листах формата А4 и содержит от 3 до 7 страниц; все страницы рукописи должны иметь сплошную нумерацию.
- Статья предоставляется в 1 экземпляре на бумажном носителе и в электронном виде (по электронной почте или на любом электронном носителе).
- В одном сборнике может быть опубликована только **одна** статья **одного** автора, включая соавторство.
- Статьи должны быть набраны шрифтом Times New Roman, размер 12 pt с одинарным интервалом, текст выравнивается по ширине; абзацный отступ – 1,25 см, правое поле – 2 см, левое поле – 2 см, поля внизу иверху – 2 см.
- Название статьи, а также фамилии и инициалы авторов обязательно дублируются на английском языке.
- К статье прилагается перечень ключевых слов на русском и английском языке.
- Сведения об авторах приводятся в такой последовательности: Фамилия, имя, отчество; учреждение или организация, ученая степень, ученое звание, должность, адрес, телефон, электронная почта.
- В тексте статьи желательно:
 - не применять обороты разговорной речи, техницизмы, профессионализмы;
 - не применять для одного и того же понятия различные научно-технические термины, близкие по смыслу (синонимы), а также иностранные слова и термины при наличии равнозначных слов и терминов в русском языке;
 - не применять произвольные словообразования;
 - не применять сокращения слов, кроме установленных правилами русской орфографии, соответствующими государственными стандартами.
- Сокращения и аббревиатуры должны расшифровываться по месту первого упоминания (вхождения) в тексте статьи.
- **Формулы** следует набирать в редакторе формул Microsoft Equation 3.0. **Формулы, внедренные как изображение, не допускаются!**
- **Рисунки** и другие иллюстрации (чертежи, графики, схемы, диаграммы, фотоснимки) следует располагать непосредственно после текста, в котором они упоминаются впервые.
- Подписи к рисункам (полужирный шрифт курсивного начертания 10 pt) выравниваются по центру страницы, в конце подписи точка не ставится:

Рисунок 1 – Текст подписи

С полной версией требований к оформлению научных статей Вы можете ознакомиться на сайте www.ostu.ru.

Плата с аспирантов за опубликование статей не взимается.

Адрес учредителя:

Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования
«Орловский государственный технический университет»
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29
Тел. (4862) 42-00-24
Факс (4862) 41-66-84
www.ostu.ru
E-mail: unpk@ostu.ru

Адрес редакции:

Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования
«Орловский государственный технический университет»
302020, г. Орел, Наугорское шоссе, 29
(4862) 41-98-48, 55-55-24, 41-98-03, 43-48-90
www.ostu.ru
E-mail: met_lit@ostu.ru

Технический редактор О.Ю. Григорьева
Компьютерная верстка О.Ю. Григорьева

Подписано в печать 18.11.2010 г.
Формат 60x88 1/8. Усл. печ. л. 8,1.
Тираж 600 экз.
Заказ № _____

Отпечатано с готового оригинал-макета на полиграфической базе ОрелГТУ
302030, г. Орел, ул. Московская, 65.