



**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 13



ДОНЕЦК - 2000

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 13

ДОНЕЦК - 2000

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 13. – 272 с.
ISBN 966-95622-4-4

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения. Посвящен 80-ти летию юбилею основания Донецкого государственного технического университета.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Калафатова Л.П. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зиновьев Н.И. (Украина), Ищенко А.Л. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Б.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седуш В.Я. (Украина), Сопилкин Г.В. (Россия), Струтинский В.Б. (Украина), Сулов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 5 от 30.06.2000 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
<http://www.dgtu.donetsk.ua>

ISBN 966-95622-4-4

© Донецкий государственный
технический университет, 2000 г.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПАРАМЕТРОВ МАРШРУТИЗАЦИИ ИЗДЕЛИЙ В РАЗВЕТВЛЯЮЩИХСЯ ПОТОЧНО- ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ НА БАЗЕ МНОГОМЕРНОЙ АЛГЕБРЫ ГРУПП

Михайлов А.Н. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The problems of definition of parameters of routing of articles in continuous branching flow-spatial technology systems are solved in the paper. It is based on the developed multidimensional group algebra. The formalism to define the articles routing parameters is offered.

Функционирование поточно-пространственной технологической системы [1] представляет собой сложный процесс, который задается ее структурой и определяется как множество последовательных во времени состояний множества блоков технологического воздействия (элементов). Их функционирование – это стабильная способность к целенаправленным технологическим воздействиям орудий и средств обработки (блоков технологического воздействия) на изделия, выполняемых в соответствии со структурой технологической системы по заданному алгоритму.

Поточно-пространственная технологическая система непрерывного действия [1] обычно состоит из большого числа подсистем и технологических элементов (блоков технологического воздействия), структура которой строится на базе многомерных супергрупп (рис.1). Это вызывает сложный процесс функционирования такой технологической системы, который проявляется возникновением сложной структуры маршрутов движения изделий по позициям и подсистемам технологической системы. При этом определение и управление показателями качества функционирования поточно-пространственной технологической системы невозможно без исследования параметров маршрутизации изделий. Поэтому в данной работе выполняются исследования, связанные с определением основных параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственных технологических системах с разветвляющимися потоками и имеющих многомерную структуру блоков технологического воздействия.

В работе [1,2,3] решены вопросы определения параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственной технологической системе, структура которой описывается многомерной супергруппой и имеющей один входной и выходной поток изделий. Можно заметить, что определение параметров маршрутизации изделий для поточно-пространственной технологической системы с помощью обычной алгебры групп [4] не представляется возможным. Потому в работе [1] разработана многомерная ал-

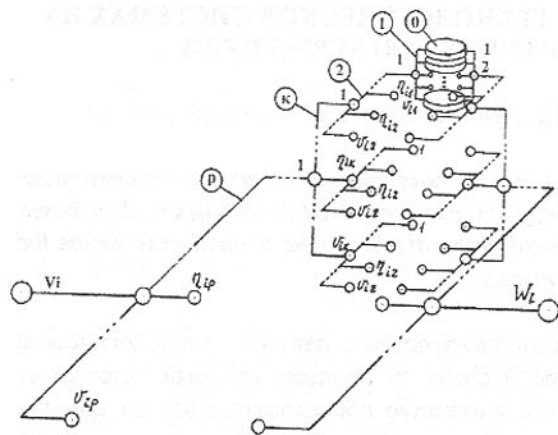


Рис.1. Структура многомерной супергруппы

v_{ip} , каждая из которых также состоит из множества $(p-1)$ -го класса подсистем $A_{i(p-1)}$ порядка $v_{i(p-1)}$ (более низкого класса), которые также состоят из множества подсистем еще более низкого класса, и так далее, причем последние подсистемы состоят уже из элементов (блоков технологического воздействия). Здесь следует отметить, что множество подсистем каждого класса в поточно-пространственной технологической системе является замкнутой рекуррентной циклической группой, каждая из подсистем которой в свою очередь является замкнутой рекуррентной циклической группой, и так далее. То есть в супергруппе существует многомерность построения элементов. Порядок подсистем многомерной супергруппы определяется множеством:

$$V_i = \{V_{i1}, V_{i2}, \dots, V_{ip}\},$$

где ν_{ik} порядок подсистемы k -го класса;

p - число классов подсистем супергруппы.

Можно заметить, что отображение одномерных групп, например A_i на A_{i+1} может быть трех типов [5] (рис.2):

- инъективное отображение (рис.2, а);
- биективное отображение (рис.2, б);
- сюръективное отображение (рис.2, в).

- биективное отображение (рис.2, б);

- суръективное отображение (рис.2, в).

Основные параметры этих отображений для одномерных циклических рекуррентных групп могут быть найдены с помощью алгебры групп [4]. С точки зрения маршрутизации изделий в технологических системах непрерывного действия, выполненных на базе роторных или роторно-

гебра группы, позволяющая определить параметры маршрутизации изделий, проходящих по многомерным супергруппам и представляющих собой замкнутые рекуррентные многомерные группы.

Супергруппа (рис.1) множества A_i элементов (блоков технологического воздействия) порядка v_i состоит из множества p -го класса подсистем A_{ip} порядка

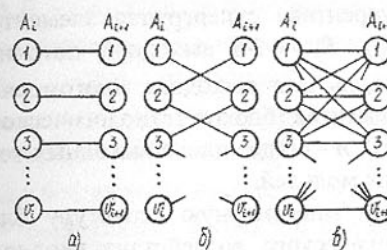


Рис.2. Отображения множества A_i в A_{i-1} :

а — инъективное, б —
биъективное, в — суръективное

конвейерных линий [6], отображения множеств (рис.2) можно выразить с помощью следующих видов маршрутизации изделий:

- простая маршрутизация (рис.2, а);
- неполная маршрутизация (рис. 2,б);
- сложная маршрутизация (рис.2, б).

- неполная маршрутизация (рис. 2,6);

- сложная маршрутизация (рис.2, б).

Если множества A_i и A_{i+1}

представляют собой многомерные рекуррентные супергруппы [1], то между каждым классом подсистем может действовать одно из трех ти-

$$S = 3^{P_i},$$

где p_i - число классов подсистем i -й супергруппы поточно-пространственного технологического модуля.

Можно отметить, что когда взаимодействующие соседние поточно-пространственные технологические модули имеют только один входной и выходной потоки изделий, то здесь параметры отображений определяются на основании методики приведенной в работах [1, 2, 3]. Однако на практике возможны случаи, когда поточно-пространственная технологическая система имеет сложную структуру, выполненную в виде супергрупп, содержит несколько входных или выходных потоков изделий. Это особенно часто встречается на многономенклатурных и сборочных технологических системах. Заметим, что для технологических систем состоящих из одноциклических групп и имеющих несколько входных или выходных потоков изделий параметры отображений элементов групп (параметры маршрутизации) определены в работе [7]. При этом определение параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственных технологических системах, с разветвляющимися потоками изделий, является крайне необходимой задачей для изучения и управления их процессом функционирования. Поэтому далее приводится решение этой проблемы на базе разработанной в работе [1] многомерной алгебры групп.

На рис.3 показана гипотетическая модель поточно-пространственной технологической системы с разветвляющимися потоками изделий. Здесь представлено: V - вход изделий, $W = \{W_1, W_2, \dots, W_n\}$ - обобщенный выход изделий, A - входной поточно-пространственный технологический модуль

The diagram shows a large irregular shape labeled A on the left. To its right is a sequence of smaller irregular shapes labeled $B_1, B_2, \dots, B_n$. An arrow labeled V points from A towards B_1 . From each B_i , an arrow labeled W_i points to the right.

где A_k — множество подсистем $(k-1)$ -го класса в подсистеме k -го класса;
 $A_{(k-1)\eta}$ — η -я подсистема $(k-1)$ -го класса в подсистеме k -го класса;
 i_k — порядок множества A_k ;
 a_{lm} — m -й элемент множества A_l .

Здесь:

$$\left. \begin{aligned} B_i &= \{B_{ip_1}, B_{i(p_i-1)}, \dots, B_{ik_i}, \dots, B_{i2}, B_{i1}\}, \\ B_{ip_1} &= \{B_{i(p_i-1)1}, B_{i(p_i-1)2}, \dots, B_{i(p_i-1)v_{p_i}}\}; \\ B_{i(p_i-1)} &= \{B_{i(p_i-2)1}, B_{i(p_i-2)2}, \dots, B_{i(p_i-2)v_{(p_i-1)}}\}; \\ &\vdots \\ B_{ik_i} &= \{B_{i(k_i-1)1}, B_{i(k_i-1)2}, \dots, B_{i(k_i-1)v_{k_i}}\}; \\ &\vdots \\ B_{i2} &= \{B_{i11}, B_{i12}, \dots, B_{i1v_{k_i}}\}; \\ B_{i1} &= \{b_{i11}, b_{i12}, \dots, b_{i1v_i}\}, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$A = \{A_p, A_{p-1}, \dots, A_k, \dots, A_2, A_1\}. \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} A_p &= \{A_{(p-1)1}, A_{(p-1)2}, \dots, A_{(p-1)u_p}\}; \\ A_{p-1} &= \{A_{(p-2)1}, A_{(p-2)2}, \dots, A_{(p-2)u_{(p-1)}}\}; \\ &\vdots \\ A_k &= \{A_{(k-1)1}, A_{(k-1)2}, \dots, A_{(k-1)u_k}\}; \\ &\vdots \\ A_2 &= \{A_{11}, A_{12}, \dots, A_{1u_2}\}; \\ A_1 &= \{a_{11}, a_{12}, \dots, a_{1u_1}\}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$u = \prod_{k=1}^p u_k, \quad (6)$$

$$v_l = \prod_{k=1}^p v_{ki}. \quad (7)$$

$$A = \{A_1\},$$

$$B_i = \{B_{i,1}\}.$$

2. Пронумеруем элементы и подсистемы входного технологического модуля: в подсистеме A_1 1-го класса позиции элементов $1, 2, \dots, \eta_1, \dots, u_1$; в подсистеме A_2 2-го класса позиции подсистем 1-го класса $1, 2, \dots, \eta_2, \dots, u_2, \dots$; в подсистеме A_k -го класса позиции подсистем $(k-1)$ -го класса $1, 2, \dots, \eta_k, \dots, u_k, \dots$; в подсистеме A_p p -го класса позиции подсистем $(p-1)$ -го класса $1, 2, \dots, \eta_p, \dots, u_p$.

3. Пронумеруем выходные технологические модули обозначаемые множеством B следующими позициями $1, 2, \dots, i, \dots, n$.

4. Пронумеруем элементы и подсистемы i -го выходного технологического модуля: в подсистеме B_{i1} 1-го класса позиции элементов $1, 2, \dots, \eta_1, \dots, v_1$; в подсистеме B_{i2} 2-го класса позиции подсистем 1-го класса $1, 2, \dots, \eta_2, \dots, v_2, \dots$; в подсистеме B_{ik} , k -го класса позиции подсистем $(k-1)$ -

го класса $1, 2, \dots, \eta_k, \dots, v_k, \dots$; в подсистеме B_{ip_i} p_i -го класса позиции подсистем $(p_i - 1)$ -го класса $1, 2, \dots, \eta_{p_i}, \dots, v_{p_i}$.

5. Зададимся тем, что первый маршрут проходит по первым позициям элементов и подсистем каждого класса.

6. Позиции и подсистемы каждого класса являются замкнутыми рекуррентными последовательностями.

7. Изделия с входного технологического модуля последовательно поочередно поступают в $1, 2, \dots, i, \dots, n$ выходные технологические модули, затем циклы повторяются.

Для нахождения параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственных технологических системах с разветвляющимися потоками изделий в работе предусматривается выполнить следующее:

- найти общее число различных маршрутов движения изделий по позициям технологической системы;

- установить число изделий, после прохождения которых в технологической системе завершается полный кинематический цикл движения ее элементов и подсистем, то есть случай когда все позиции и подсистемы технологической системы возвращаются в исходное положение;

- определить номера позиций элементов и подсистем технологической системы по которым проходит маршрут любого номера изделия;

- определить число позиций элементов подсистемы 1-го класса входного технологического модуля, с которыми взаимодействует фиксированная позиция элементов подсистемы 1-го класса i -го выходного технологического модуля системы.

Решение этих задач является основой определения параметров маршрутизации изделий в разветвляющихся поточно-пространственных технологических системах, без знаний которых не представляется возможным ведение управления показателей качества выпускаемых изделий.

Используя предложения, теоремы и формулы многомерной алгебры групп [1] общее число различных маршрутов движения изделия по позициям технологической системы с разветвляющимися потоками будет определяться на основании следующих выражений:

$$N_1 = \sum_{i=1}^n HOK \left(G, \prod_{k_i=1}^{p_i} v_{k_i} \right); \quad (8)$$

$$G = \frac{HOK \left(\prod_{k=1}^p u, n \right)}{n},$$

где — N_1 общее число различных маршрутов движения изделий по позициям технологической системы;

$$\text{НОК} \left(G, \prod_{k_i=1}^{p_i} v_{k_i} \right) - \text{наименьшее общее кратное двух чисел.}$$

При этом количество изделий, после прохождения которых, в технологической системе завершается полный кинематический цикл движений ее элементов и подсистем, определяется по следующей форме:

$$N_2 = nHOK \left[G, HOK \left(\prod_{k_1=1}^{p_1} v_{k_1}, \prod_{k_2=1}^{p_2} v_{k_2}, \dots, \prod_{k_n=1}^{p_n} v_{k_n} \right) \right], \quad (9)$$

В полученной формуле (9) величина G вычисляется на основании выражения (8).

Номера позиций элементов и подсистем технологической системы, по которым проходит маршрут S , любого изделия определяется на основании следующих систем уравнений:

- для входного технологического модуля

$$\begin{aligned} S_i &= m_p u_p + r_p; \\ m_p + \frac{r_p}{\xi_p} &= m_{(p-1)} u_{(p-1)} + r_{(p-1)}; \\ m_{p-1} + \frac{r_{p-1}}{\xi_{p-1}} &= m_{(p-2)} u_{(p-2)} + r_{(p-2)}; \\ &\vdots \\ m_2 + \frac{r_2}{\xi_2} &= m_1 u_1 + r_1, \end{aligned} \quad (10)$$

- для i -го выходного технологического модуля

$$\left. \begin{aligned} S_t &= m_n n + i; \\ m_n + \frac{i}{\xi} &= m_{p_i} v_{p_i} + r_{p_i}; \\ m_{p_i} + \frac{r_{p_i}}{\xi_{p_i}} &= m_{(p_i-1)} v_{(p_i-1)} + r_{(p_i-1)}; \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

• • • • •

$$m_2 + \frac{r_2}{\xi_2} = m_1 v_1 + r_1,$$

где S_i — номер изделия поступающего в технологическую систему;

$m_k, m_{k'}$ - целые числа, представляющие повторяемость циклов позиций подсистем $(k-1)$ -го или $(k'-1)$ -го класса в подсистеме k -го или k' -го класса входного или i -го выходного технологического модуля;
 $r_k, r_{k'}$ - номер позиции подсистемы k -го или k' -го класса входного или i -го выходного технологического модуля, составляющий маршрут движения S_i изделия.

Следует иметь в виду, что при вычислении параметров по системе уравнений (10) необходимо чтобы выполнялись следующие условия:

- для правой части уравнений

если $r_k = 0$, то $r_k = u_k$;

- для левой части уравнений

если $r_k = 0$, то $\xi_k = u_k$;
 если $r_k = 0$, то $\xi_k = a$.

Для системы уравнений (11) необходимо, чтобы также выполнялись следующие условия:

- для правой части уравнений

если $i = 0$, то $i = n$;
 если $r_{k_i} = 0$, то $r_{k_i} = v_{k_i}$;

- для левой части уравнений

если $i = 0$, то $\xi = n$;
 если $i = b$, то $\xi = b$;
 если $r_{k_i} = 0$, то $\xi_{k_i} = v_{k_i}$;
 если $r_{k_i} = c$, то $\xi_{k_i} = c$.

Число позиций элементов подсистемы 1-го класса входного технологического модуля с которыми взаимодействует фиксированная позиция элементов подсистемы 1-го класса i -го выходного технологического модуля определяется на основании нахождения порядка нормального делителя [1] и выражается следующими формулами:

$$\left. \begin{aligned} R_1 &= \frac{\text{НОК}\left(\prod_{k=1}^p u_k, n\right)}{n}; \\ R_2 &= \frac{\text{НОК}\left(R_1, \prod_{k_i=1}^{p_i} v_{k_i}\right)}{\prod_{k_i=1}^{p_i} v_{k_i}} \end{aligned} \right\}$$

где R_1 - число позиций элементов подсистемы 1-го класса входного техно-

логического модуля с которым взаимодействует один выходной технологический модуль;

R_2 - число позиций элементов подсистемы 1-го класса входного технологического модуля с которыми взаимодействует фиксированная позиция элементов подсистемы 1-го класса i -го выходного технологического модуля.

Таким образом, разработанный подход и предлагаемые формулы, полученные на основе многомерной алгебры групп [1], позволяют определить основные параметры маршрутизации изделий в разветвляющихся поточно-пространственных технологических системах. А это дает возможность управлять показателями качества изготовления изделий и функционирования технологических систем, повысить уровень автоматизации производственных процессов на базе технологических систем непрерывного действия.

Список литературы: 1. Михайлов А.Н. Разработка методов проектирования высокoeffективных поточно-пространственных технологических систем. Дис... д-ра техн. наук - Харьков: ХПИ 1991. - 498 с. 2. Михайлов А.Н., Тернюк Н.Э. К расчету параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственных технологических системах // Известия вузов. Машиностроение, 1990, № 11. С.60-63. 3. Михайлов А.Н. Структура маршрутов и закономерности движений изделий в поточно-пространственных технологических системах // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1998. Вып. 3. С.64-79. 4. Курош А.Г. Курс высшей алгебры. - М.: Наука, 1971. - 431 с. 5. Математический энциклопедический словарь. - М.: Советская энциклопедия, 1988. - 847 с. 6. Фролович Е.Н., Тиняков Г.А. Маршрутизация объектов обработки в автоматических роторных и роторно-конвейерных линиях // Теория машин автоматического действия. М.: Наука, 1970. С. 93-97. 7. Ищенко А.Л., Михайлов А.Н., Кречин Д.Н. Проблемы маршрутизации изделий в роторных системах сборки с разветвляющимися потоками // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1998. Вып. 5. С. 72-77

АНАЛИЗ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВНУТРЕННИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ

Михайлов А.Н., Рыбина С.А. (ДонГТУ, Донецк, Украина)

In the paper the equations of spatial geometry of the bush of internal spatial engagement working under conditions of axes misalignment are obtained. The way of machining of a modified lateral area of bush tooth grounded based founded

on the second method Olivjer is developed. The device for realisation of this method is offered.

Для обеспечения связи между агрегатами в машиностроении широко используют зубчатые муфты. Геометрия зацепления зубчатой муфты позволяет компенсировать небольшие перекосы осей соединяемых валов до $\omega = 1,5^\circ$. Угловые расположения осей наружного зубчатого венца относительно внутреннего венца вызывают смещение зубьев, которые ведут к появлению неравномерных зазоров между зубьями, при этом количество зубьев, находящихся в зацеплении уменьшается, а нагрузка на зубья увеличивается. Кроме того, наличие угловых и тангенциальных смещений зубьев относительно друг друга в зацеплении ведет к возникновению кромочных контактов зубьев.

Решить эти проблемы можно за счет создания новой геометрии внутренних пространственных зацеплений.

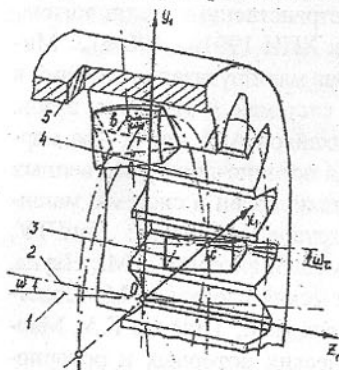


Рис.1. Особые положения зубьев пространственного зацепления с равным числом внутренних и наружных зубьев при наличии перекоса осей элементов

уравнениями [1]:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= x_1(1 - 2\cos^2\psi \sin^2\frac{\omega}{2}) - y_1 \sin 2\psi \sin^2\frac{\omega}{2} + z_1 \cos\psi \sin\omega; \\ y_2 &= -x_1 \sin 2\psi \sin^2\frac{\omega}{2} + y_1(1 - 2\sin^2\psi \sin^2\frac{\omega}{2}) + z_1 \sin\psi \sin\omega; \\ z_2 &= -x_1 \cos\psi \sin\omega - y_1 \sin\psi \sin\omega + z_1 \cos\omega, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Рассмотрим работу внутреннего пространственного зацепления при наличии перекоса осей на примере зубчатой муфты. На рис.1 представлено внутреннее пространственное зацепление с зубьями эвольвентного профиля, которые взаимодействуют в условиях перекоса осей наружного (втулка) и внутреннего (обойма) зубчатых венцов. Здесь показано: 1 - ось наружного зубчатого венца, 2 - ось внутреннего зубчатого венца, 3 - зуб наружного зубчатого венца (втулки), 4 - зуб внутреннего зубчатого венца (обоймы), 5 - внутренний зубчатый венец (обоймы). В точках b и c особые положения зубьев втулки относительно обоймы [1].

Уравнение связи между координатами x_1, y_1, z_1 (обоймы) и x_2, y_2, z_2 (втулки) в относительных движениях определяется

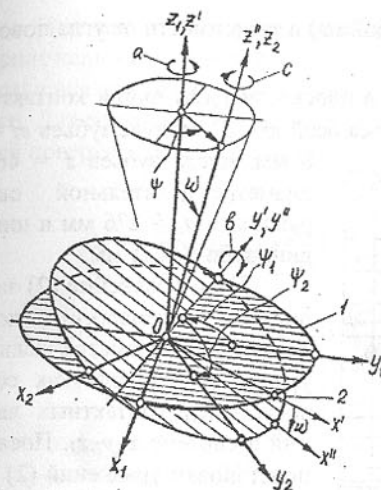


Рис. 2. Структура движений при преобразовании систем координат в относительных движениях огибающей и огибаемой поверхностей зубьев внутренних пространственных зацеплений при наличии перекоса осей

где ψ - угол поворота внутреннего пространственного зацепления; ω - угол перекоса осей валов втулки и обоймы

Переход от системы координат x_1, y_1, z_1 к системе координат x_2, y_2, z_2 , имеющих единое начало координат, можно осуществить при помощи последовательного выполнения трех поворотов a, b, c (рис.2) вокруг себя осей координат путем задания трех углов Эйлера в трехмерном евклидовом векторном пространстве.

Учитывая уравнения эвольвентного профиля инструмента [3], основные положения кинематического метода исследования пространственных зацеплений, приведенного в работе [2], основываясь на втором способе Оливье, уравнения контактных линий в системе инструмента с эвольвентным профилем зубьев имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= r_b [\sin(\varphi - \varphi_c) - \varphi \cos(\varphi - \varphi_c)], \\ y_1 &= r_b [\cos(\varphi - \varphi_c) + \varphi \sin(\varphi - \varphi_c)], \\ z_1 &= \frac{r_b \operatorname{tg} \frac{\omega}{2}}{\sin(\psi + \varphi - \varphi_c)}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где r_b - радиус основного цилиндра инструмента; φ - параметрический угол эвольвенты; Здесь

$$\varphi_c = \frac{\pi}{2z} + \operatorname{inv} \alpha_w,$$

где z - число зубьев инструмента; $\operatorname{inv} \alpha_w$ - эвольвентный угол, соответствующий точке профиля на делительном цилиндре.

Уравнения системы (2) позволяют найти положения линий контакта

зубьев на профиле зуба инструмента (обоймы) в зависимости от угла поворота зацепления ψ при вращении.

На рис.3 представлены проекции в плоскости y_1Oz_1 линий контакта зубьев втулки и обоймы при угле перекоса осей $\omega = 3^\circ$, модуле зубьев $m = 6$ мм, числа зубьев $z = 46$, диаметре делительной окружности $d_1 = 276$ мм и ширине зуба $B = 35$ мм.

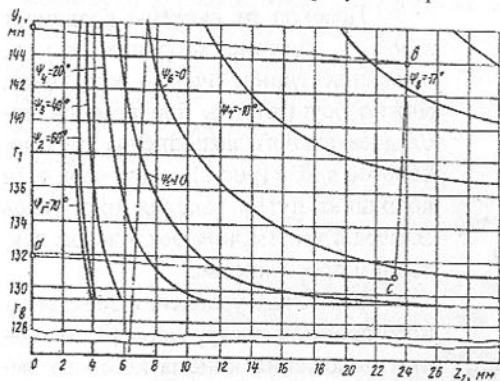


Рис.3. Проекция в плоскости y_1Oz_1 линий контакта зубьев втулки и обоймы с эвольвентным профилем.

Если уравнения (2) записать в системе x_2, y_2, z_2 , получим параметрические уравнения профиля как совокупности контактных линий в системе x_2, y_2, z_2 . После подстановки уравнений (2) в (1) уравнения пространственной геометрии втулки внутреннего пространственного зацепления примут следующий вид [3]:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= x_1 + 2A_1r_b \cos\psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ y_2 &= y_1 + 2A_1r_b \sin\psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ z_2 &= A_2 - (x_1 \cos\psi + y_1 \sin\psi) \sin\omega. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Здесь:

$$A_1 = \cos(\psi + \varphi - \varphi_c) [\operatorname{ctg}(\psi + \varphi - \varphi_c) + \varphi],$$

$$A_2 = \frac{r_b \cos\omega \operatorname{tg} \frac{\omega}{2}}{\sin(\psi + \varphi - \varphi_c)}.$$

При практической реализации модифицированной боковой поверхности зуба внутреннего пространственного зацепления основываемся на втором методе Оливье (метод обработки зубьев пространственных зацеплений с линейным касанием их рабочих поверхностей при эксплуатации).

Для выполнения двух условий Оливье предусматривается обработка зубьев втулки с помощью дискового хона с внутренними зубьями, боковая поверхность которых совпадает с боковой поверхностью зубьев обоймы и выполняются относительные движения изделия и инструмента (рис.4).

Изделию 1 сообщается движение вращения вокруг своей оси за счет приложенного момента M_k . Посредством зубчатого зацепления движение вращения передается на инструмент 2, который вращается вокруг своей оси. Для возникновения усилий резания необходимых для обработки боковой поверхности зубьев инструмент 2 притормаживается моментом M_t .

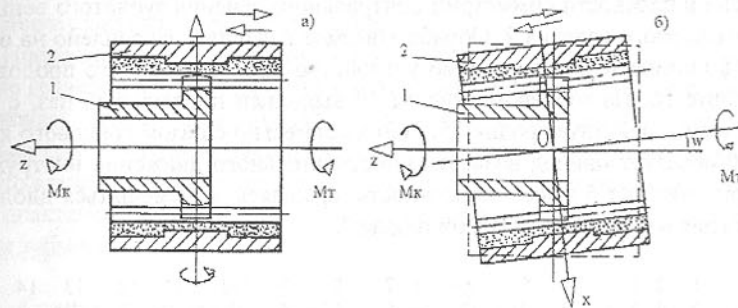


Рис.4. Кинематика движений изделия 1 и инструмента 2 при обработке боковой поверхности зубьев: а – вид сверху, б – вид сбоку.

Для получения бочкообразной поверхности инструмент поворачивается вокруг координатной оси y , перпендикулярной оси z изделия и проходящей через плоскость симметрии центрального сечения зубчатого венца инструмента. Формообразование оптимальной бочкообразности зубьев происходит за счет относительных пространственных движений зубьев, обусловленных вращением инструмента и изделия вокруг своих продольных осей, расположенных под углом друг к другу. Для повышения точности обработки обеспечение требуемого перекоса осей изделия и инструмента достигается постепенным его увеличением. Для обработки зуба по всей ширине венца предусматриваются возвратно-поступательные движения инструмента относительно изделия вдоль оси z .

При передаточном отношении инструмента и изделия равном единице, охватывается все зубья обрабатываемого изделия. В связи с этим увеличивается число одновременно обрабатываемых зубьев, снижаются погрешности изготовления профиля и накопленные погрешности окружных шагов, так как при обработке исключается податливая упругая технологическая система и точность изготовления инструмента.

Для получения бочкообразности на обеих сторонах зубьев изделия 1 направление вращения и торможения инструмента 2 изменяется на противоположное при переходе инструмента через исходное положение за время полного цикла поворота (рис.4).

Устройство, позволяющее на практике получить новую геометрию зубьев втулки, показано на рис.5. Оно состоит из инструмента 3, выпол-

ненного охватывающим все зубья изделия 2, установленного в стакане 4. Последний смонтирован на валу 5, размещенном в опорах поворотной плиты 7. Поворотная плита установлена на основании 9, привод ее поворота выполнен в виде двигателя, редуктора 12 и кривошипа 11, взаимодействующего с пазом 13 поворотной плиты 7. Ось 17 поворота плиты 7 расположена в плоскости симметрии центрального сечения зубчатого венца обрабатываемого изделия 2. Обрабатываемое изделие 2 закреплено на оправке 1 в шпинделе станка, а само устройство размещено на его продольном суппорте 16. На торцевом кулачке 10 выполнен профильный паз, с которым взаимодействует ролик 15. Ролик совместно с пазом торцового кулачка 10 образует привод возвратно-поступательного движения инструмента 3, при этом вал 5 имеет возможность, вращаясь, перемещаться вдоль оси вращения в опорах поворотной плиты 7.

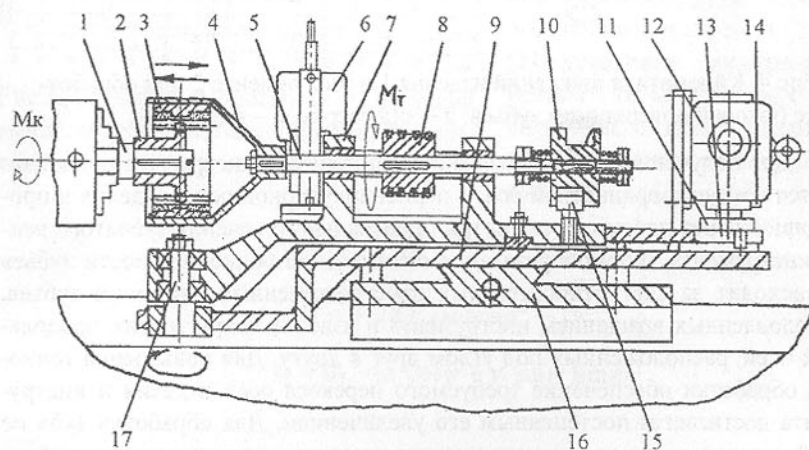


Рис.5. Устройство для обработки бочкообразных зубьев

Система торможения включает нагрузочный 6, выполненный в виде колодочного тормоза, соединенного с валом 5 при помощи шкивов 8 и клиновых ремней.

Для контроля угла поворота плиты 7 на редукторе 12 установлена шкала 14.

Устройство работает следующим образом.

Зубчатое изделие 2, закрепленное на оправке 1, совместно вращается с зубчатым инструментом 3, установленным в стакане 4 на валу 5. Обработка ведется за счет того, что инструменту 3 сообщают притормаживание тормозом 6 посредством шкивов 8 и ремней, и производят возвратно-поступательные его движения за счет привода 10 и 15. Для получения бочкообразной боковой поверхности зубьев оптимальной формы инструмент

3, находящийся в стакане 4, который установлен на валу 5, поворачивается вокруг оси 17, расположенной на основании 9. Вал 5 размещен в подшипниках скольжения поворотной плиты 7. Поворот инструмента осуществляется при помощи привода 11, 12, 13, угол поворота контролируется по шкале 14. Отвод и подвод инструмента при снятии и установке изделия осуществляется при помощи продольного суппорта 16 токарного станка, на котором закреплено все устройство.

Предложенный способ обработки зубьев втулки позволяет получить новую геометрию зубчатой втулки, взаимодействующей с зубьями обоймы в условиях перекосов валов. При этом в зацеплении обеспечивается линейный контакт зубьев, увеличивается число зубьев, передающих нагрузку, что влечет за собой равномерное распределение нагрузки в зацеплении. Для практической реализации способа разработано устройство для обработки зубьев втулки.

Список литературы: 1. Михайлов А.Н. Разработка методов повышения несущей и компенсирующей способности зубчатых муфт: Дис. ... канд. техн. наук.- Донецк: ДПИ, 1985.- 259 с. 2. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений.- М.: Наука, 1968.- 584 с. 3. Михайлов А.Н., Рыбина С.А., Перов Д.В., Оливер Т., Бемент М. Основы синтеза геометрии внутренних пространственных зацеплений с равным числом внутренних и наружных зубьев./ Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10. С. 149-161.

К ВОПРОСУ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ ВЫСОКОТОЧНЫХ ПЛИТ ТИПА ШИБЕРА ПРЯМОТОЧНОЙ ЗАДВИЖКИ

Мовла-Заде В.З., Мамедов А.С. (АзТУ, г.Баку, Азербайджан)

On a base have been made researches is offered mathematical model of optimization of flat grinding process of high accurate plate type of shiber of rectaccuracy gate valve at automatized production.

Известно, что при фонтанном способе эксплуатации нефтяных и газовых месторождений немаловажное значение имеет надежность фонтанной арматуры при герметизации устья скважин. Работоспособность фонтанной арматуры в основном определяется герметичностью запорного узла, в частности сопряжения шибера-седла, прямооточных задвижек.

Так как основные параметры качества уплотнительных поверхностей

деталей запорного узла формируются в технологической операции плоского шлифования, то для обеспечения, а также дальнейшего повышения качества прямооточных задвижек на основе совершенствования технологической операции плоского шлифования высокоточных плит типа шибер, необходимо уточнить технические условия на изготовление уплотнительных поверхностей деталей запорного узла исходя из эксплуатационных требований.

Проведенный литературный анализ и результаты практических опытов показывают, что при ручном управлении станком процесс шлифования является нестабильным [1, 2, 6, 7].

В связи с этим, важность и актуальность автоматизации технологических процессов, в частности плоского шлифования, которое является наиболее производительной схемой и нашло широкое применение при финишной обработке высокоточных деталей машин, обеспечивающих значительное повышение стабильности обработки, непрерывно возрастает.

В автоматизированном производстве надежность функционирования станочных систем зависит от надежности работы шлифовального круга. Время безотказной работы шлифовального круга, т.е. период его стойкости до правки, становится лимитирующим параметром при определении времени безотказной работы всей технологической системы. Надежность шлифования определяется выполнением требований по точности и качеству обрабатываемых заготовок и ритмом их выпуска за период стойкости инструмента [1].

Однако известно, что размерная стойкость шлифовального круга очень низка и нестабильна по значению. Поэтому несмотря на то, что процесс шлифования является одним из древнейших видов механической обработки, к автоматизации процессов шлифования приступили гораздо позднее, чем к остальным процессам механической обработки. А иногда приходится исключать его из автоматических линий.

Учитывая вышесказанное, поставлена цель определения оптимального значения стойкости шлифовального круга на основе проведения оптимизации процесса плоского шлифования высокоточных деталей машин.

Известно, что для автоматизированного производства многокритериальная оптимизация представляется наиболее перспективной, так как она призвана разрешить противоречия между экономическими показателями процесса резания и условиями его протекания.

Значит, для оптимизации процесса шлифования при автоматизированном производстве за основной критерий оптимальности или целевой функции необходимо принять стойкость (T) шлифовального круга. За второй критерий оптимальности принимается себестоимость операции (C_T) шлифования. При этом производительность процесса (Q) шлифования не

должна быть ниже допустимого значения:

$$Q \geq [Q].$$

В качестве исследуемых объектов применены высокоточные плиты типа шибер прямооточной задвижки 3М 65×21 и 3МС1 65×350. На основе анализа особенностей процесса плоского шлифования, а также трудностей, возникающих при автоматизации процесса шлифования, необходимо составить математическую модель оптимизации, где в правых частях в качестве граничных условий принять параметры, которые в рабочих чертежах и в технических требованиях этих деталей требуют их обеспечения после шлифования.

Так как период стойкости круга зависит от его размеров и характеристики, материала и конфигурации обрабатываемой детали, режима резания, жесткости и виброустойчивости шлифовального станка, среды, в которой происходит процесс шлифования [1, 3, 4, 6], то набор искомых параметров или параметров оптимизации может быть представлен в виде:

$$X = [t, V_H, S_{\text{ПОП}}, V_K, Z_0, T_K],$$

где: t - глубина резания или вертикальная подача, мм; V_H - продольная подача или скорость стола, м/мин; $S_{\text{ПОП}}$ - поперечная подача шлифовального круга, мм/х.ст.; V_K - скорость резания или скорость вращения шлифовального круга, м/с; Z_0 - зернистость шлифовального круга; T_K - твердость круга.

Зависимость исследуемых параметров от параметров оптимизации описывается выражениями в виде:

$$Q = C_Q \cdot t^{x_Q} \cdot V_H^{y_Q} \cdot S_{\text{ПОП}}^{z_Q} \cdot V_K^{m_Q} \cdot Z_0^{n_Q} \cdot T_K^{p_Q},$$

где: Q - исследуемая функция; C_Q - постоянный коэффициент, учитывающий влияние на исследуемую функцию условий обработки; $x_Q, y_Q, z_Q, m_Q, n_Q, p_Q$ - показатели степени для каждого исследуемого параметра шлифования.

Таким образом, математическая модель, удовлетворяющая процессу плоского шлифования высокоточных деталей машин типа шибер прямооточной задвижки при автоматизированном производстве представляется в следующем виде:

$$t^{x_{Pz}} \cdot V_{II}^{y_{Pz}} \cdot S_{ПОП}^{z_{Pz}} \cdot V_K^{1-m_{Pz}} \cdot Z_0^{n_{Pz}} \cdot T_K^{p_{Pz}} \leq \frac{1020 \cdot N_D \cdot \eta}{C_{Pz}}$$

$$t^{x_{Ra}} \cdot V_{II}^{y_{Ra}} \cdot S_{ПОП}^{z_{Ra}} \cdot V_K^{m_{Ra}} \cdot Z_0^{n_{Ra}} \cdot T_K^{p_{Ra}} \leq \frac{[Ra]}{C_{Ra}}$$

$$t^{x_q} \cdot V_{II}^{y_q} \cdot S_{ПОП}^{z_q} \cdot V_K^{m_q} \cdot Z_0^{n_q} \cdot T_K^{p_q} \leq \frac{F_K \cdot [U]}{C_q \cdot W}$$

$$t^{x_{Py}} \cdot V_{II}^{y_{Py}} \cdot S_{ПОП}^{z_{Py}} \cdot V_K^{m_{Py}} \cdot Z_0^{n_{Py}} \cdot T_K^{p_{Py}} \leq \frac{\gamma \cdot [\delta]}{C_{Py}}$$

$$t^{x_{\theta}} \cdot V_{II}^{y_{\theta}} \cdot S_{ПОП}^{z_{\theta}} \cdot V_K^{m_{\theta}} \cdot Z_0^{n_{\theta}} \cdot T_K^{p_{\theta}} \leq \frac{[\theta]}{C_{\theta}}$$

$$t_{\min} \leq t \leq t_{\max}$$

$$V_{II\min} \leq V_{II} \leq V_{II\max}$$

$$S_{ПОП\min} \leq S_{ПОП} \leq S_{ПОП\max}$$

$$Z_{0\min} \leq Z_0 \leq Z_{0\max}$$

$$T_{K\min} \leq T_K \leq T_{K\max}$$

$$T = C_T \cdot t^{x_T} \cdot V_{II}^{y_T} \cdot S_{ПОП}^{z_T} \cdot V_K^{m_T} \cdot Z_0^{n_T} \cdot T_K^{p_T} \Rightarrow T_{\max}$$

$$C_T = C_{C_T} \cdot t^{x_{C_T}} \cdot V_{II}^{y_{C_T}} \cdot S_{ПОП}^{z_{C_T}} \cdot V_K^{m_{C_T}} \cdot Z_0^{n_{C_T}} \cdot T_K^{p_{C_T}} \Rightarrow C_{T\min}$$

$$Q \geq [Q]$$

где: N_D - мощность электродвигателя привода главного движения станка, кВт; η - к.п.д. механизма передачи от электродвигателя к шлифовальному кругу; $[Ra]$ - допустимая шероховатость поверхностей уплотнительных деталей запорного узла, мкм; F_K - рабочая площадь поверхности круга, мм²; $[U]$ - допустимый линейный износ круга за время снятия всего припуска, мм; W - объем снятого металла за период шлифования, мм³; $[\delta]$ - допуск на плоскостность поверхностей уплотнительных деталей, мм; γ - жесткость технологической системы, Н/мм; $[\theta]$ - допустимая температура шлифования, которая принимается равной значению оптимальной температуры пары инструментально-обрабатываемого материала [5], °C.

Во время проведения экспериментов стойкость шлифовального круга контролировалась следующим показателем [6]:

- тангенциальной составляющей P_z силы резания;
- коэффициентом режущей способности круга, представляющего собой отношение скорости съема металла (Q_m) к радиальной силе резания (P_y):

$$K = \frac{Q_m}{P_y}$$

На основе предложенной методики оптимизации процесса шлифования высокоточных плит типа шибера получены оптимальные значения параметров оптимизации, что обеспечивает высокое качество обработанных деталей, а также стабильность протекания процесса шлифования, являющихся предпосылкой для проведения процесса шлифования на автоматизированном производстве.

Список литературы: 1. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. М.: Машиностроение, 1989. - 296 с. 2. Управление процессом шлифования. / Якимов А.В., Паршаков А.Н. и др. - Киев: Техника, 1983. - 184 с. 3. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник. / Под ред. А.Н.Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 392 с. 4. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974. - 246 с. 5. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. - М.: Машиностроение, 1976. - 278 с. 6. Филимонов Л.И. Стойкость шлифовальных кругов. Л.: Машиностроение, 1973. - 135 с. 7. Мовлазаде В.З., Мамедов А.С. Некоторые вопросы автоматизации периферийного шлифования. // Известия вузов. Нефть и газ. Баку, 1995, № 3. - С. 69-71.

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ СТРУКТУРА ПОВЕРХНОСТИ И ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ КАНАТНОЙ ПРОВОЛОКИ ПРИ ГИДРОСТАТИЧЕСКОМ ВОЛОЧЕНИИ

Мускальски З. (ЧПИ, г. Ченстохова, Польша)

The hydrodynamic drawing has the influence on the increase of fatigue strength of wire and cables made from those wires. The geometrical structure of surface and longitudinal residual stresses have a very big influence on the fatigue strength too. The results of measuring of the surface parameters for wires drawn conventionally and hydrodynamically is shown in the work.

Основной проблемой производства стальных канатов является повышение прочности проволоки и их усталостной прочности, а также надёжности работы каната. Эта проблема может решаться как улучшением условий работы канатов, так и совершенствованием процесса производства стальной канатной проволоки.

Гидродинамическое волочение позволяет получать проволоку с более высокой усталостной прочностью, а также с более высокими механическими - технологическими свойствами по сравнению с волочением в конвенциональных волоках. Изготовленные из них канаты имеют также более высокие показатели усталостной прочности.

Причиной увеличения усталостной прочности проволоки и канатов является разница геометрических параметров поверхности и уменьшение величины остаточных напряжений проволоки (до 25% по данным работ [2, 5]), полученной методом гидродинамического волочения по сравнению с обычным способом волочения.

В свою очередь, отмеченные явления являются следствием наличия трения в процессе волочения. Поверхностный слой проволоки, контактирующий с рабочими поверхностями волоки, тормозится силами трения по отношению к остальной части поперечного сечения проволоки. Сплошность металла волочимой проволоки приводит к появлению дополнительных продольных напряжений первого рода: растягивающих в приконтактных слоях проволоки и сжимающих в приосевой части сечения проволоки [6]. В работах [1, 3, 7, 8] показано, что шероховатость поверхности проволоки, полученной гидродинамическим волочением, имеет более плавную волнистость по сравнению с проволокой после конвенционального волочения. Несмотря на большие величины геометрических параметров шероховатости, форма микронеровностей поверхности, определяемая отношением S_m/R_{tm} , является более благоприятной с точки зрения инициирования концентраторов напряжений. Большие отношения S_m/R_{tm} проволоки, волоченной гидродинамически приводит к уменьшению «эффекта надрезки» проволоки, работающей в канате. Более развитая поверхность проволоки, волоченной гидродинамически, оцениваемая гибридным параметром V_0 , обеспечивает большую толщину смазки, а также большее количество «смазочных карманов» по сравнению с поверхностью проволоки, волоченной обычным способом. Это приводит к значительному уменьшению трения, возникающему на контактных поверхностях проволок в работающем канате и гипотетически уменьшает вероятность образования поверхностных трещин проволоки и, следовательно, увеличивает усталостную прочность каната.

Исследование влияния метода волочения на остаточные напряжения и геометрические параметры поверхности проволоки проведено на стальной проволоке Д55 (польской нормы) исходного диаметра 1,7 мм, полученной конвенциональным и гидродинамическим волочением. Из этой проволоки изготовлены канаты типа 6х7+А₀Z/Sn I.

Результаты проведенных испытаний показали увеличение усталостной прочности проволоки, волоченной гидродинамически, на 9%, и на

17% канатов, изготовленных из этой проволоки, по сравнению с канатами и проволокой, полученной в обычных волоках [4].

Влияние метода волочения, а также способа изготовления прядей и каната на распределение остаточных напряжений по диаметру проволоки определяли методом послойного стравливания проволоки с использованием методики Высочина В.Д. [10]. Результаты этих исследований приведены на рис. 1.

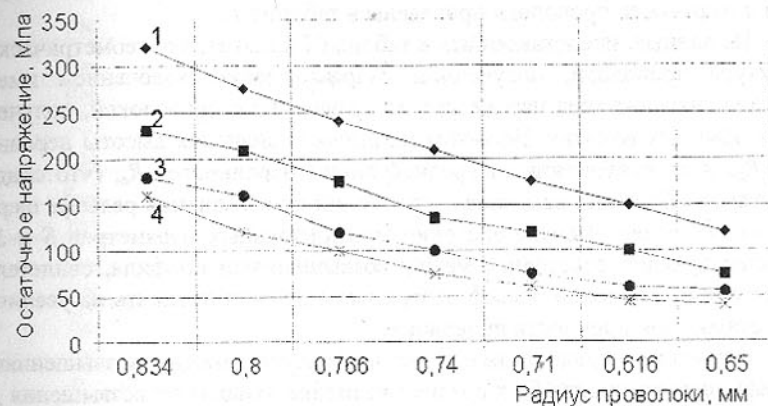


Рис. 1. Послойное распределение продольных остаточных напряжений в проволоке: 1- проволока, полученная конвенциональным волочением, 2- проволока, полученная гидродинамическим волочением, 3- проволока, выплетенная из каната, полученная конвенциональным способом, 4- проволока, выплетенная из каната, полученная гидродинамическим способом

Из данных, приведенных на рис. 1, следует, что проволока, волоченная гидродинамически имеет меньшие продольные остаточные напряжения поверхностного слоя по сравнению с проволокой, полученной в конвенциональных волоках. В процессе скручивания проволоки в плети и плетей в канат проволока пластически деформируется, что приводит к уменьшению разницы величин остаточных напряжений в проволоке, полученной разными методами волочения.

Исследования геометрической структуры поверхности проволоки проведено на профилометре Form Talysurf 50 фирмы Rank Taylor Hobson. Измеряли следующие параметры геометрической поверхности:

- высоту углублений и возвышений R_v, R_p, R_t, R_{pm} ,
- отклонение профиля поверхности от средней линии R_a, R_q, R_{sk} ,
- горизонтальные проекции S, S_m ,
- гибридный параметр V_0 .

Проверка статистической значимости полученных результатов измерений проведена на однородность выборки (однородная выборка соответствует незначительной разнице измеренных величин, неоднородная - разность величин существенная). По данным выборки проведен вариационный анализ, заключающийся в определении существенности разностей средних значений измеренных параметров по алгоритму TUKEY с использованием теста "t" Стьюдента [9]. Результаты исследований геометрической структуры поверхности проволоки приведены в таблице 1.

Из данных, представленных в таблице 1 следует, что геометрическая структура проволоки, полученной гидравлическим волочением имеет большие значения всех параметров по сравнению с проволокой, полученной в обычных волоках. Несмотря на высокие значения высоты неровностей R_{tm} и их отклонений от средней линии неровностей R_a (что свидетельствует о больших величинах углублений и возвышений рельефа шероховатости), более высокие значения горизонтальных параметров S и S_m , характеризующих расстояние между возвышениями профиля, свидетельствует о том, что такой рельеф поверхности должен повлиять на увеличение усталостной прочности проволоки.

Отношение средней величины промежутка между возвышениями рельефа шероховатости S_m к средней величине высоты от возвышения до углубления R_{tm} составляло 25,41 для проволоки, волоченной конвенционально, и 32,48 для проволоки, полученной гидравлическим волочением. Увеличение отношения S_m/R_{tm} на 28% должно уменьшить "эффекта надразки" во время работы проволоки в канате и, следовательно, привести к увеличению усталостной прочности каната.

Чрезвычайно существенным параметром геометрической структуры поверхности проволоки является параметр V_o , позволяющий определить количество смазки на единице поверхности проволоки в $\text{мм}^3/\text{см}^2$, для определенного уровня (tp %) заполнения "смазочных карманов". Полученные результаты измерений рельефа поверхности, характеризующихся параметром V_o (табл. 1) позволяют представить их графически на рис. 2.

Из представленных кривых на рис. 2 следует, что величина параметра V_o для проволоки, полученной гидродинамическим волочением, примерно в 2 раза больше, чем для проволоки, полученной в конвенциональных волоках. Большее количество смазки, удерживаемой на поверхности проволоки, улучшает условия трения между проволоками в работающем канате, что в конечном эффекте увеличивает надёжность и усталостную прочность канатов.

Таблица 1-Параметры шероховатости поверхности проволоки, полученной в конвенциональных (вариант I) и гидродинамических (вариант II) волоках

Параметр	Вариант	Средние величины	Стандартное отклонение	Разность средних величин	Миним. существенная разность	Группа
R_a , мкм	I	1,821	0,789	1,830	0,827	неоднородная
	II	3,651	0,865			
R_p , мкм	I	2,352	0,732	1,768	0,687	неоднородная
	II	4,120	0,640			
R_t , мкм	I	4,203	1,019	3,568	1,147	неоднородная
	II	7,771	1,263			
R_{pm} , мкм	I	1,821	0,437	1,075	0,673	неоднородная
	II	2,896	0,846			
R_{tm} , мкм	I	2,993	0,933	2,197	1,277	неоднородная
	II	5,190	1,548			
R_z , мкм	I	2,999	0,989	2,387	1,468	неоднородная
	II	5,386	1,827			
R_a , мкм	I	0,613	0,131	0,440	0,218	неоднородная
	II	1,053	0,279			
R_q , мкм	I	0,733	0,169	0,624	0,279	неоднородная
	II	1,357	0,357			
R_{sk}	I	0,892	0,297	0,277	0,248	неоднородная
	II	1,169	0,186			
S , мкм	I	18,359	1,789	4,999	1,757	неоднородная
	II	23,358	1,728			
S_m , мкм	I	76,048	17,816	92,508	42,112	неоднородная
	II	168,556	56,867			
V_o для $tp=0\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,184	0,085	0,196	0,089	неоднородная
	II	0,380	0,092			
V_o для $tp=20\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,172	0,073	0,189	0,083	неоднородная
	II	0,361	0,091			
V_o для $tp=40\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,129	0,044	0,165	0,065	неоднородная
	II	0,294	0,082			
V_o для $tp=50\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,070	0,025	0,136	0,057	неоднородная
	II	0,206	0,077			
V_o для $tp=60\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,032	0,019	0,059	0,037	неоднородная
	II	0,091	0,049			
V_o для $tp=80\%$, $\text{мм}^3/\text{см}^2$	I	0,003	0,002	0,010	0,007	неоднородная
	II	0,013	0,009			

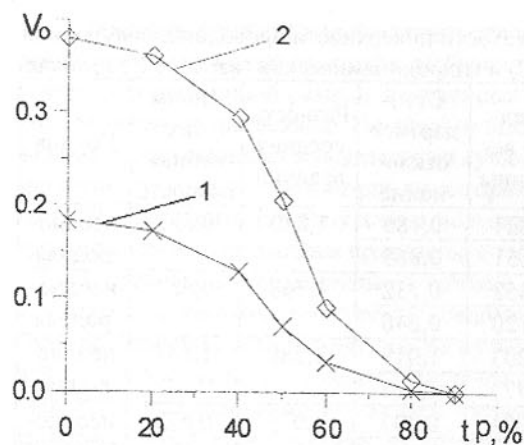


Рис. 2. Количество смазки, остающейся на поверхности проволоки в "смазочных карманах" в зависимости от уровня (t_p %) заполнения для: 1) проволоки, волоченной конвенционально (вариант I таб. 2), 2) проволоки, полученной гидродинамическим волочением (вариант II таб. 2)

структуры поверхности проволоки показал, что параметры рельефа шероховатости проволоки, полученной гидродинамическим волочением способствуют лучшему удерживанию смазки на ее поверхности по сравнению с проволокой, полученной в конвенциональных волоках.

Список литературы: 1. Aernoudt E. - Materials response to wire drawing. Wire Journal International. 1983, nr 3, s.53. 2. Golis B. - Badanie wpływu procesu ciągnięcia drutu w warunkach polepszających współczynnik tarcia na niektóre jego własności. Biuletyn Techniczny ZPWM 1973, nr 9, s. 3-23. 3. Ligeris P. - Assessment of the role of contact fatigue in the failure of steel roping wire. Wire Journal nr 1, 1994. 4. Muskalski Z.: Praca doktorska, GIG, Katowice, 1998. 5. Pilarczyk J.W. - Hydrodynamic drawing effects on wire ASTRO characteristics. Conference WAI 66th Annual Convention. Charlotte (USA), 8-13 June 1966, s.64-67. 6. Schneider M. - Ciągarnstwo. WGH, Katowice 1961. 7. Verpoest I., Aernoudt E. i in. - An improved a.c. potencial drop method for detecting surface microcracks during fatigue tests of unnotched specimmens. Fatigue of Engineering Materials Structure 11981, nr 3, s. 203. 8. Verpoest I. i in. - Fatigue of steel wire under combined tensile and shear Loading conditions. Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853. Philadelphia 1985, s. 361. 9. Volk W. -

ВЫВОДЫ

1. Гидродинамическое волочение проволоки приводит к уменьшению остаточных напряжений первого рода в сравнении с их величиной в проволоке, полученной в конвенциональных волоках.

2. В процессе изготовления каната проволока подвергается пластической деформации, что приводит к уменьшению абсолютных величин остаточных напряжений в проволоке, а также разницы этих величин в проволоке, полученной в конвенциональных волоках и гидродинамическим волочением.

3. Анализ геометрической

Statystyka stosowana dla inżynierów. WNT, Warszawa, 1975 10. Wysoczin W.D. - Ekspierimentalnoje opriedielenije ostatocznych naprażeń w stalnoj prowolokie. Stalnyje Kanaty, 1969, nr 6.

ОПЫТ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРУЖИННО-ПЛАСТИНЧАТЫХ ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБОРЕЗНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Настасенко В.А. («Фирма ЧС», г. Херсон, Украина)

The paper presented suggests technical and economic substantiation of the preference of spring-plate hob cutters equipped with non-undercutting hard alloy plates on the basis of the concept of improving worm tooth cutting tools suggested by the author earlier and the experience gained.

В области совершенствования червячных зуборезных инструментов в последние годы разработана новая концепция, получившая международное признание [1, 3]. Однако ее внедрение связано с определенными трудностями, в частности — с переходом к новым технологиям изготовления предлагаемых инструментов, что требует более детального исследования данной проблемы.

Известно, что возможности усовершенствования червячных зуборезных инструментов цельных конструкций из быстрорежущих сталей ограничены оптимизацией геометрии режущего клина, формы передней и задней поверхностей зуба, наружной поверхности и использованием прогрессивной схемы резания [1]. При этом реальное повышение показателей точности и производительности зубообработки. по всем указанным направлениям практически исчерпало свои возможности, что ограничивает их дальнейший рост не более, чем на 5...10%. Таким образом, подобные инструменты мало перспективны в условиях тенденции повышения нагрузочной способности зубчатых колес за счет применения материалов с более высокими физико-механическими свойствами, поскольку они обладают, как правило, худшей обрабатываемостью. Поэтому фрезы из быстрорежущих сталей постепенно вытесняются фрезами из твердосплавных инструментальных материалов. Однако использование таких материалов ограничено размерами спекания и более высокой стоимостью по сравнению с инструментальными сталями. Поэтому для традиционных исполнений твердосплавных червячных фрез цельные конструкции ограничены модулем 2...3 мм и наружным диаметром 50...60 мм (например фрезы ВНИИ инструмента [2], Немецкой фирмы Saacke и др.), а сборные (модуля 3...10 мм) — размерами реек, или (для модулей 12 мм и выше) — удобством установки

пластин на зубе (например фрезы НКМЗ [2], Германской фирмы Fette и др.).

Разработанная концепция [1, 3] позволила создать ряд принципиально новых конструкций червячных фрез пружинно-пластинчатого типа [4,5], обеспечивающих:

1. Исключение затылования и заточки при изготовлении, и переточек при эксплуатации, что исключает затраты на выполнения этих операций, необходимые для них рабочие площади, оборудование, инструменты 2-го порядка и др., позволяя изготавливать инструмент вне специальных заводов.

2. Исключение погрешностей, связанных с данными процессами и с проектированием и изготовлением инструментов 1-го и 2-го порядков, а также с изменением их размеров и условий огибания при переточках и правках в процессе эксплуатации.

3. Возможность использовать не одной пары (как у базовых), а 4-8 пар режущих кромок, что адекватно повышает стойкость инструмента и сокращает расход пластин.

4. Возможность выполнения оптимальных передних и задних углов, в т.ч. на боковых режущих кромках, что повышает технологичность, экономичность и эргономичность их изготовления и эксплуатации.

5. Наличие покрытия на всех режущих кромках (снимаемого при переточках у базовых фрез), что в 1,4...1,6 раза увеличивает стойкость.

6. Возможность увеличения режущих лезвий до 120 на виток и до 500 на фрезу, что одновременно на 1...2 класса повышает качество формирования зубьев изделий (особенно при многозаходной обработке) и до 5 раз повышает стойкость, (что служит резервом для повышения производительности и резко повышает экономические показатели зубообработки).

Совокупность приведенных факторов делает данные инструменты наиболее перспективными на ближайшие 20 лет, т.к. по производительности они не уступают зубопроотягиванию, а применяемое при этом оборудование сохраняется все тем же наиболее распространенным и относительно дешевым – зубофрезерным. Однако стоимость таких фрез существенно повышается, что требует дополнительного анализа их эффективности и поиска путей снижения стоимости, что является главной целью данной работы.

Известно, что в странах СНГ цельные быстрорежущие фрезы, в зависимости от класса точности, имеют стоимость от 100 до 200 \$ за модуль, цельные твердосплавные – 300...400 \$, а сборные – 500...1000 \$ за модуль. Таким образом, 3-х...5-ти кратное повышение стоимости фрез является главным ограничивающим фактором, сдерживающим широкое применение твердосплавных фрез. Поэтому чаще всего их используют под влияни-

ем других ограничивающих факторов – для обработки закаленных зубчатых колес или для обработки многозубых колес, где стойкость быстрорежущих сталей не обеспечивает требуемой длины резания. В остальных случаях применение твердосплавных червячных фрез чаще всего оказывается экономически нецелесообразным. В этих рамках возможность многократного использования корпуса и заметы только режущих пластин у предлагаемых фрез [4,5] является существенным преимуществом, повышающим их экономичность и конкурентоспособность по сравнению с любыми другими видами зуборезных инструментов. Однако очень большое количество пластин (360...500) резко увеличивает долю затрат, связанных с их изготовлением, что требует первоочередного снижения их себестоимости. При этом исходными факторами для определения ориентировочной стоимости фрез и пластин, являются экономические показатели, достигаемые при их эксплуатации у потребителя. Для сравнения рассмотрим эквивалентность предлагаемых фрез и базовых твердосплавных, а затем быстрорежущих.

Наиболее простыми из предлагаемых червячных инструментов [4,5] (Таблица) являются фрезы модуля m от 2,5 до 6 мм, для которых возможно применение 1 пластины на зуб. В этом случае пластины обеспечивают возможность 4-х переустановок и, при нанесении износостойких покрытий, в каждом случае резание осуществляется с покрытием как на задней, так и на передней режущей кромках зубьев, что дает существенные преимущества в сравнении с любыми другими перетачиваемыми фрезами. Поскольку у перетачиваемых фрез покрытие на средней поверхности не сохраняется, это уменьшает их последующую стойкость между переточками в 1,4...1,6 раза по сравнению с исходной непереточенной. Таким образом, эквивалентность 4-х переустановок пластин к количеству переточек составляет:

$$k_{экв.} = 1 + 3(1,4...1,6) = 5,2...5,8 \text{ (переточек)}.$$

При общем количестве возможных переточек базовых фрез от 10 до 15, эквивалентность новых составит:

$$K_{экв.} = (5,2...5,8)/(15...10) = 0,35...0,58 \text{ (раз)}.$$

Поскольку предлагаемые фрезы позволяют увеличить количество зубьев на виток от 70 до 120, по сравнению с базовыми 10...12, это уменьшает толщину срезаемого слоя в n_a раз:

$$n_a = (70...120)/(12...10) = 5,8...12 \text{ раз},$$

что в рамках влияния толщины срезаемого слоя на стойкость фрезы, оцениваемого показателем степени $x = 0,7$ [2], обеспечивает повышение стойкости n_T до переустановки пластин:

$$n_T = n_a^x = (5,8...12)^{0,7} = 3,4...5,7 \text{ (раз)}.$$

Таким образом, общая эквивалентность предлагаемых фрез составляет:

$$\Sigma K = K_{\text{экв.}} n_T = (0,35 \dots 0,58)(3,4 \dots 5,7) = 1,2 \dots 3,3 \text{ (раза)},$$

что указывает на их преимущество в суммарной стойкости не только по сравнению с фрезами из быстрорежущих сталей, но и с аналогичными цельными фрезами из твердых сплавов. Если учесть, что на пластинах можно обеспечить оптимальную для резания геометрию и форму режущих кромок, сложно достигаемую у других фрез, то приведенное соотношение стойкости возрастает в 1,5...2 раза.

Поскольку расход пластин в предлагаемых фрезах в 1,2...3,3 раза меньше расхода аналогичных твердосплавных фрез, то при их стоимости, равной стоимости базовых фрез и стоимости многократно используемого корпуса в 0,2...0,5 стоимости базовых фрез, будет обеспечиваться сокращение расходов на их приобретение. Следует учесть, что исключение процесса 10...14 переточек, заменяемых 3-мя переустановками пластин и требуемого для этого оборудования, а также возврат твердого сплава сокращают затраты, поэтому суммарная экономическая эффективность значительно повышается.

При дальнейшем снижении стоимости комплекта пластин, например 0,5...0,7 стоимости базовых твердосплавных фрез, их применение будет экономически целесообразным и при замене дешевых быстрорежущих фрез. В этом случае ориентировочной стоимостью комплекта пластин является 300...500 \$ за модуль, корпуса 100...250 \$ за модуль, что позволяет сократить расходы потребителя на приобретение червячных фрез в обоих случаях на 30...40%. Накопленный опыт изготовления предлагаемых фрез показал, что в условиях индивидуального и мелкосерийного производства трудоемкость изготовления 1 пластины с точностью 2...3 мкм, составляет от 6 до 12 нормочасов, а трудоемкость изготовления корпуса и корпусных деталей – от 300 до 500 нормочасов, что значительно перекрывает указанную выше ориентировочную стоимость. В этих условиях новые фрезы становятся неконкурентоспособными, особенно при высокой стоимости нормочаса (например зарубежных рабочих), либо требуют очень сложного и дорого оборудования, обеспечивающего ориентацию и обработку по 8...9 направлениям, стоимость которого переносится в стоимость изделия. Указанные факторы позволяют предположить невозможность появления подобных недорогих фрез у зарубежных конкурентов, что улучшает позиции отечественных производителей, если ими будет решена проблема повышения точности и производительности изготовления корпусов и пластин.

Конструкторско-технологическим коллективом малого предприятия "Фирма ЧС" (Украина, 73000, г. Херсон, а/я 141) эти проблемы успешно решены, что позволило создать базу на отечественных заводах и присту-

пить к изготовлению предлагаемых пластин и фрез в рамках указанной выше ориентировочной стоимости. Минимальная партия для заказа – 2 фрезы и 10 комплектов пластин на сумму от 10 тыс.\$, что позволяет получить экономический эффект у потребителя до 10 тыс.\$.

Совокупность приведенных факторов обеспечивает широкие возможности для успешного применения предлагаемых пружинно-пластинчатых фрез.

Таблица 1—Предпочтительные схемы компоновки пластин червячных зуборезных инструментов

Рис.1.	Рис.2	Рис.3.	Рис.4.	Рис.5.
$m > 12$ мм черновые	$6 < m < 12$ черновые	$3 < m < 6$ черновые	$m < 3$ черновые $m < 6$ черновые	- Любой m чистовые
-	-	-	-	-
Цены (тысячи \$)				
Инструмент от 12, в т.ч. пластины 2...4	От 6 до 12, 2...3	От 3 до 6, 1...2	От 2 до 4, 0,7...1,3	От 6 до 12, 4...8
Преимущества – от 4 до 8 переустановок, что эквивалентно 6...12 переточкам, число зубьев от 70 до 120 на виток, суммарное – от 300 до 500, что повышает стойкость до 10 раз по сравнению с известными Многократное использование корпуса, затем приобретаются только пластины.				
Структура затрат по схеме на рис. 4				
Пресс-форма для пластин 3 тыс. \$				
Оснастка от 2 до 4 тыс. \$				
Изготовление и сборка от 2 до 3 тыс. \$				
Налоги от 2 до 3 тыс. \$				
Минимальный заказ - 2 фрезы и 10 комплектов пластин, на сумму от 10 тыс. \$.				
Эффект для потребителя при замене быстрорежущих фрез				
1) от сокращения расходов на инструмент:				
2 фрезы и 10 комплектов пластин заменяют от 50 до 100 стандартных фрез, при стоимости стандартной фрезы около 300\$ экономический эффект составит				
$\Sigma = 0,3 \text{ тыс. } \$ (50 \dots 100) - 10 \text{ тыс. } \$ = 5 \dots 20 \text{ тыс. } \$;$				
2) от повышения качества обработки и повышения производительности:				
$\Sigma = 10 \dots 20 \text{ тыс. } \$.$				

Список литературы: 1. Настасенко В.А. Червячные фрезы XXI века. //Прогрессивные технологии машиностроения и современность. Материалы междунар. науч.-техн. конф. - Донецк: ДонГТУ, 1997. с.176-177. 2. Справочник инструментальщика /И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. -Л.: Машиностроение. 1987. - 846 с. 3. Nastasenko V.A. Development of perspective designs of worm teeth cutting tools and methods of their designing. //4th World Congress on Gearing and Power Transmission. - Paris, France: M.C.I. 1999. T1. p.507-514. 4. Патент Российской Федерации, № 2134183. Червячный инструмент. Бюл. № 22 от 10.08.99. 5. Патент Российской Федерации, № 2134184. Сменная режущая пластина. Бюл. № 22 от 10.08.99.

УЧЕТ КИНЕМАТИКИ БУКСОВОГО ПОДШИПНИКА ПРИ РАСЧЕТЕ НАГРУЖЕННОСТИ ТОЧЕК ЕГО ДЕТАЛЕЙ

Невмержицкая Г.В. (БГТУ, г. Брянск, Россия)

The calculation algorithm of the efforts acting on the axle-box bearing's points under investigation with taking into consideration the variable loads on the axle-box and kinematics of the bearing is given in the paper. The program package realizing the algorithm with the use language C++ is worked out.

В связи с повышением требований к надежности экипажной части поездов, в частности к буксовым узлам, при расчете их долговечности необходимо учитывать переменные нагрузки, действующие на разные точки деталей буксового подшипника. Разработан алгоритм расчета усилий, действующих на исследуемые точки деталей подшипника с учетом переменных нагрузок на буксу и кинематики самого подшипника.

Нагрузки получены для верхней точки А, расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника; произвольной точки В, расположенной на дорожке качения внутреннего кольца подшипника; произвольной точки С, расположенной на теле качения подшипника.

Входными данными для расчета нагрузок служат: файл переменных внешних сил на буксу; файл распределения нормальных усилий на тела качения буксового подшипника в зависимости от нагрузки на буксу, файл с параметрами исследуемого подшипника. Файл переменных внешних сил на буксу получен из расчета динамики локомотива (вагона). Файл распределения нормальных усилий на тела качения буксового подшипника получен численным методом с использованием трехмерной расчетной схемы буксы [1] и пакета программ DPMFEM [3]. Расчеты по определению

нормальных усилий выполнены для двух разных положений тел качения в подшипнике от вертикальной нагрузки на буксу от 65 до 115 КН с шагом 5 КН и объединены в общий файл. На рис.1 представлено распределение нормальных усилий (вертикальная ось) на тела качения подшипника вагонной буксы в зависимости от внешней нагрузки.

Исследования проведены с использованием плоской расчетной схемы подшипника. Из кинематического расчета подшипника [2] получены необходимые для исследования частоты вращения его деталей. В начале алгоритма расчета нагрузок на исследуемые точки деталей подшипника определяется время контакта исследуемой точки с учетом заданных угловых скоростей деталей подшипника. При определении

времени контакта верхней точки А, расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника, предполагается, что она движется с угловой скоростью наружного кольца ω_H , а тела качения движутся с угловой скоростью их центров ω_i .

Положение точки А во времени однозначно описывается системой уравнений (1), положения произвольных точек тел качения, которые касаются наружного кольца, описываются системой уравнений (2).

$$X_A = \frac{d_H}{2} \cos(\omega_H t + \varphi_A) \quad (1)$$

$$Y_A = \frac{d_H}{2} \sin(\omega_H t + \varphi_A)$$

$$X = \frac{d_H}{2} \cos(\omega_0 t + \varphi_i) \quad (2)$$

$$Y = \frac{d_H}{2} \sin(\omega_0 t + \varphi_i)$$

где d_H - диаметр дорожки качения наружного кольца, мм; φ_A, φ_i - начальные углы, определяющие положение точки А и центра тела качения в начальный момент времени, $i=1..Z$; Z - число тел качения в одном ряду подшипника.

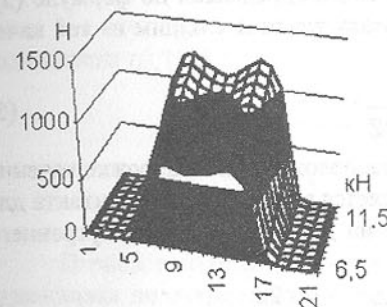


Рис.1. Распределение нормальных усилий на тела качения подшипника вагонной буксы

Условие контакта верхней точки A , расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника, и произвольной точки тел качения имеет вид:

$$\begin{aligned} X_A &= X \\ Y_A &= Y \end{aligned} \quad (3)$$

Решение системы уравнений (3) приводит к уравнению, которое позволяет определить время контакта t_A , рассматриваемых точек:

$$t_A = \frac{2\pi k + \varphi_A - \varphi_i}{\omega_0 - \omega_H}, \quad (4)$$

где $k \in \mathbb{N}$ (натуральные числа).

Период контакта T_A исследуемых точек определяем по формуле (5), если за начальный момент принять контакт точки A с одним из тел качения.

$$T_A = \frac{2\pi}{(\omega_0 - \omega_H)Z} \quad (5)$$

По аналогии с верхней точкой A , расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника, определяется время и период контакта для произвольной точки B , расположенной на дорожке качения внутреннего кольца подшипника (6).

$$t_B = \frac{2\pi k + \varphi_B - \varphi_i}{\omega_0 - \omega_B}, \quad T_B = \frac{2\pi}{(\omega_0 - \omega_B)Z}, \quad (6)$$

где φ_B, φ_i - начальные углы, определяющие положение точки B и центра тела качения в начальный момент времени, $i=1..Z$.

При определении времени контакта произвольной точки C , расположенной на теле качения подшипника, учитывается, что она участвует в двух движениях: вращательном движении вокруг своего центра с угловой скоростью ω_i , и вращательном движении вокруг центра подшипника с угловой скоростью ω_0 , при этом угловые скорости вращения колец не учитываются.

Движение этой точки однозначно описывается системой уравнений:

$$\begin{aligned} X &= \frac{d_0}{2} \cos(\omega_0 t + \varphi_{C_r}) + \frac{d_i}{2} \cos(\omega_i t + \varphi_{C_l}) \\ Y &= \frac{d_0}{2} \sin(\omega_0 t + \varphi_{C_r}) + \frac{d_i}{2} \sin(\omega_i t + \varphi_{C_l}) \end{aligned} \quad (7)$$

где d_i - диаметр тела качения (средний диаметр конического ролика), мм; d_0 - средний диаметр подшипника (диаметр окружности, проходящий по центрам тел качения), мм; φ_{C_r} - начальный угол поворота точки C в

локальной системе координат, связанной с центром тел качения; φ_{C_r} - начальный угол поворота точки C в глобальной системе координат, связанной с центром подшипника.

Условие контакта точки C , расположенной на теле качения, и произвольной точки, расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника имеет вид:

$$X^2 + Y^2 = \frac{d_H}{2} \quad (8)$$

Решая уравнение (8), совместно с системой (7), получаем время контакта точки C и точки, расположенной на дорожке качения наружного кольца подшипника t_{C_H} (9). Аналогично определяется время контакта точки C и точки, расположенной на дорожке качения внутреннего кольца подшипника t_{C_B} (10).

$$t_{C_B} = \frac{\pi + 2\pi k - \varphi_{C_l} + \varphi_{C_r}}{\omega_i - \omega_0} \quad (9)$$

$$t_{C_H} = \frac{2\pi k - \varphi_{C_l} + \varphi_{C_r}}{\omega_i - \omega_0} \quad (10)$$

Период контакта для точки C с внешним и внутренним кольцом подшипника по очереди определяем по формуле (11), если за начальный момент принять контакт точки C с внешним кольцом подшипника, когда $\varphi_{C_r} = \varphi_{C_l}$.

$$T_C = \frac{\pi}{\omega_i - \omega_0} \quad (11)$$

Зная частоту вращения деталей подшипника и период контакта T исследуемых точек, определяется положение их в момент контакта, определяемое углом, относительно горизонтальной оси, проходящей через центр подшипника. Далее из файла переменных внешних сил, действующих на буксу, определяется значение внешней силы, действующей на точку в данный момент времени. В зависимости от значения внешней силы и от положения точки из файла распределения нормальных усилий на тела качения подшипника выбирается искомое значение усилия на исследуемую точку.

При определении промежуточных значений внешних сил на буксу, нормальных усилий на тела качения, положений исследуемых точек в алгоритме используется линейная интерполяция. Алгоритм реализован в пакете программ KIN_POD.

Для исследуемых точек подшипника вагонной буксы получены нормальные усилия, действующие на них при движении состава со

скоростью 70 км/час. Построены графики зависимостей этих усилий от времени, которые можно использовать при расчете долговечности буксовых подшипников.

Список литературы: 1. Невмержицкая Г.В., Ольшевский А.А. Исследование прочности и жесткости буксовых узлов численным методом. Сборник научных работ – Брянск, БГТУ, 2000. 2. Перель Л.Я., Филатов А.А. Подшипники качения: Справочник. М.: Машиностроение, 1992. 606 с. 3. V. Sakalo, A. Olshevsky, K. Shevchenko RSFEM program package for contact units investigation/consideration of railway transport problems. 4-th Int. Conf. Railway bogies and running gears., Budapest, 1998, p 162-164.

СИНТЕЗ ШНЕКОВЫХ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ КАК МЕХАТРОННЫХ АДАПТИВНЫХ СИСТЕМ

Неченаев В.Г., Величко Д.С. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The synthesis of the screw mechano-hydrodynamical cutter-loader actuator with adaptive management of productivity of a unloading destroyed materials is executed. As adjustable parameter of adaptive management the pressure of water in the mechanism managing pressure head jets is accepted.

Повышение эффективности шнековых исполнительных органов как транспортирующих устройств является одной из ключевых задач совершенствования очистных комбайнов. Для комбайнов, работающих в условиях тонких пологих пластов, недостаточная производительность выгрузки разрушенного угля определяет существенное ограничение производительности выемки. Для комбайнов, работающих в условиях пластов средней мощности и мощных, недостаточная производительность выгрузки является сдерживающим фактором для увеличения их энерговооруженности.

С целью устранения ограничивающих и сдерживающих факторов выполнена оптимизация структуры шнековых исполнительных органов путем введения в их состав устройств, оказывающих гидродинамическое воздействие на транспортируемый и выгружаемый уголь [1]. Разработана теория функционирования механо-гидродинамических исполнительных органов, структурообразующими элементами которой являются модель формирования и изменения сопротивления окна выгрузки $p_{ок}$ и модель формирования и изменения давления в выгружаемом потоке угля p_n .

В основу математической модели формирования и изменения $p_{ок}$ положена зависимость вида [2]

$$p_{ок} = F_1(f, \gamma, a_1, a_2, a_3 \dots a_n), \quad (1)$$

где f - коэффициент внутреннего трения;

γ - плотность насыпного угля;

$a_1, a_2, a_3 \dots a_n$ - конструктивные параметры.

В соответствии с (1), $p_{ок}$ - сложная многопараметрическая функция, переменными которой являются геометрические и физико-механические параметры. В основу математической модели формирования и изменения p_n положена зависимость вида [2]

$$p_n = F_2(f, f_1, \gamma, p_{гд}, b_1, b_2, b_3 \dots b_n), \quad (2)$$

где f - коэффициент внутреннего трения;

f_1 - коэффициент трения угля по рабочим поверхностям шнека;

γ - плотность насыпного угля;

$p_{гд}$ - величина гидродинамического воздействия;

$b_1, b_2, b_3 \dots b_n$ - конструктивные параметры.

В соответствии с (2), p_n - тоже сложная многопараметрическая функция, переменными которой являются геометрические, физико-механические и гидродинамические параметры.

Учитывая стохастичность физико-механических свойств выгружаемого угля, в общем случае p_n и $p_{ок}$ - случайные функции со значительной дисперсией. На рис.1 и рис.2 приведены графики, иллюстрирующие степень влияния физико-механических параметров на величины $p_{ок}$ и p_n .

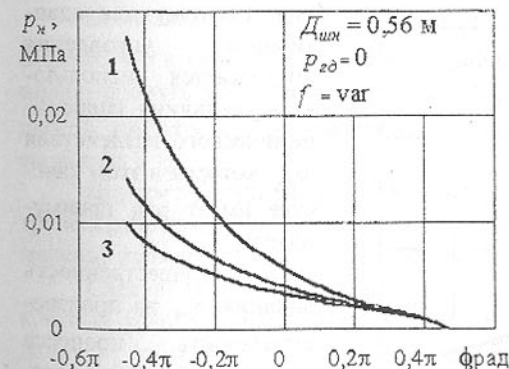


Рис.1. Графики изменения p_n в зависимости от f : 1 - $f = 0,70$; 2 - $f = 0,85$; 3 - $f = 1,0$.

В соответствии с основными положениями теории функционирования механо-гидродинамических исполнительных органов, процесс выгрузки угля осуществляется только в течение части оборота шнека, когда давление в выгружаемом потоке p_n превышает сопротивление в окне выгрузки $p_{ок}$. Исходя из стохастичности $p_{ок}$ и p_n , продолжительность цикла выгрузки, а следовательно, и производительность выгрузки - случайные величины.

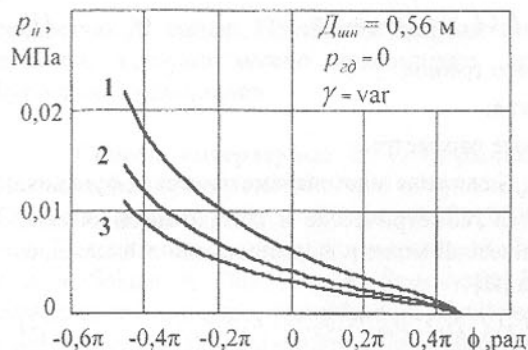


Рис.2. Графики изменения p_n в зависимости от γ : 1- $\gamma=1,5$; 2- $\gamma=1,0$; 3- γ

питающей сети и др.), определяющих производительность разрушения забоя. Таким образом, при неизменных конструктивных параметрах комбайна как фактическая, так и потребная производительность выгрузки — случайные величины.

Для достижения максимальной производительности выемки в этой ситуации представляется целесообразным введение адаптивного управления производительностью процесса выгрузки. При этом совокупность конструктивных параметров $a_1, a_2, a_3 \dots a_n$ и $b_1, b_2, b_3 \dots b_n$ для существующих конструкций очистных комбайнов не содержит величин, пригодных для использования в качестве регулируемых параметров адаптивного управления.

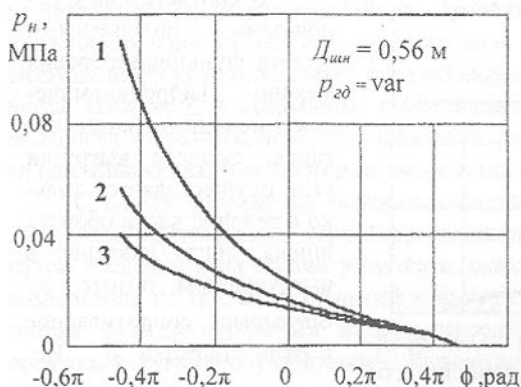


Рис.3. Графики изменения p_n в зависимости от $p_{\text{зд}}$: 1- $p_{\text{зд}}=0,015 \text{ МПа}$; 2- $p_{\text{зд}}=0,0075 \text{ МПа}$;

Количество разрушенного угля, поступающего в шнек, непрерывно изменяется как вследствие детерминированного регулирования скорости перемещения комбайна в ручном или автоматическом режиме, так и вследствие стохастичности большой группы факторов (физико-механических параметров забоя, напряжения

питающей сети и др.), определяющих производительность разрушения забоя. Таким образом, при неизменных конструктивных параметрах комбайна как фактическая, так и потребная производительность выгрузки — случайные величины.

Для достижения максимальной производительности выемки в этой ситуации представляется целесообразным введение адаптивного управления производительностью процесса выгрузки. При этом совокупность конструктивных параметров $a_1, a_2, a_3 \dots a_n$ и $b_1, b_2, b_3 \dots b_n$ для существующих конструкций очистных комбайнов не содержит величин, пригодных для использования в качестве регулируемых параметров адаптивного управления.

Количество разрушенного угля, поступающего в шнек, непрерывно изменяется как вследствие детерминированного регулирования скорости перемещения комбайна в ручном или автоматическом режиме, так и вследствие стохастичности большой группы факторов (физико-механических параметров забоя, напряжения

Количество разрушенного угля, поступающего в шнек, непрерывно изменяется как вследствие детерминированного регулирования скорости перемещения комбайна в ручном или автоматическом режиме, так и вследствие стохастичности большой группы факторов (физико-механических параметров забоя, напряжения

$$p_{\text{зд}} = \frac{F_{\text{зд}}}{S}, \quad (3)$$

где $F_{\text{зд}}$ - сила действия струй воды на транспортируемый поток;

S - площадь, на которую действуют струи.

В соответствии с [4]

$$F_{\text{зд}} = (\pi d_o^2 / 4) (\mu / K_o) (p_o / p_{\text{ср}})^{0,5} \rho_{\text{ср}} v_{\text{ср}}^2, \quad (4)$$

где d_o - диаметр отверстия насадки струеформирующего механизма;

μ - вязкость воды;

K_o - коэффициент, равный отношению расхода воды в неаэрированной и аэрированной струях струеформирующего механизма;

p_o - динамическое давление струи при выходе из насадки;

$p_{\text{ср}}$ - среднее динамическое давление струи;

$v_{\text{ср}}$ - средняя скорость струи;

$\rho_{\text{ср}}$ - средняя плотность аэрированной жидкости струи.

$$v_{\text{ср}} = 13,9 p_{\text{ср}}^{0,5}. \quad (5)$$

Поскольку величина $p_{\text{ср}}$ функционально связана с p_o [4], из (4) и (5) следует, что в качестве регулируемого параметра адаптивного управления можно принять давление струи у насадки p_o , которое может достаточно просто изменяться в автоматическом режиме, например, дросселированием потока и др.

Другим эффективным путем изменения силы действия струи воды на транспортируемый поток угля является импульсная подача жидкости и изменение параметров импульсов в автоматическом режиме.

Следует отметить, что достижение максимально возможной в конкретных условиях эксплуатации производительности выемки путем придания p_o избыточного значения взамен адаптивного управления нецелесообразно по следующим соображениям.

1. Избыточное значение p_o определяет избыточные затраты энергии, что приводит к повышению удельных энергозатрат процесса выгрузки, а следовательно, к снижению производительности выемки.

2. Избыточное значение давления струи $p_{изб} = p_o + \Delta p_o$ определяет дополнительный, сверх необходимого, расход жидкости

$$\Delta Q = \pi \mu d_o^2 \sqrt{\frac{2 \Delta p_o}{\rho_o}}, \quad (6)$$

в то время как предельный расход воды, подаваемой в зону разрушения и транспортирования угля, лимитируется нормативами.

Таким образом, адаптивное управление производительностью процесса выгрузки с использованием в качестве регулируемого параметра величины p_o представляется наиболее целесообразным вариантом обеспечения потребной производительности выгрузки механо- гидродинамических шнековых исполнительных органов.

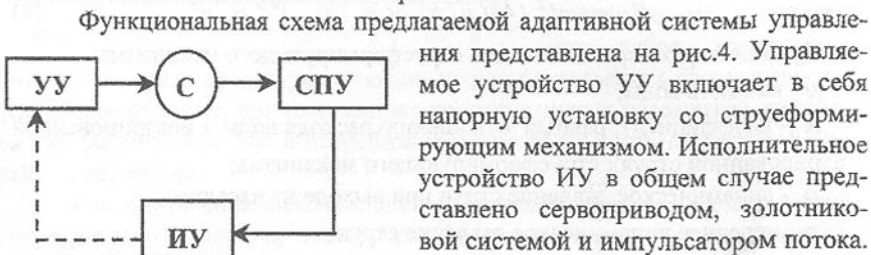


Рис.4. Функциональная схема адаптивной системы управления

Производительности, оценку информации и выработку корректирующего воздействия для изменения величины p_o или параметров импульсов при импульсной подаче жидкости. В качестве сенсора С могут быть приняты:

- датчик силы, устанавливаемый на лопасти шнека. Величина корректирующего воздействия в этом случае формируется в зависимости от величины давления выгружаемого угля на лопасть в зоне окна выгрузки;
- датчик силы, устанавливаемый на корпусе поворотного редуктора привода шнека. Величина корректирующего воздействия формируется в зависимости от величины давления выгружаемого угля на корпус в незабойной зоне шнека;
- расходомер жидкости, подаваемой в форсунки, установленные на корпусе поворотного редуктора привода шнека в зоне окна выгрузки. Величина корректирующего воздействия формируется в зависимости от расхода воды, подаваемой при нормированном значении давления.

Использование предлагаемой мехатронной механо- гидродинамической адаптивной системы позволяет повысить теоретическую производительность процесса выгрузки угля на величину до двух и более раз.

Список литературы: 1. Нечепав В.Г. Разработка исполнительного органа повышенной погрузочной способности для очистных комбайнов, работающих в условиях тонких пластов // Известия вузов. Горный журнал. -1996.- №1.-С.110-114. 2. Нечепав В.Г. Моделирование подпора потоку угля, выгружаемого шнековым исполнительным органом очистного комбайна // Науковий вісник Національної гірничої академії України - Дніпропетровськ. -1999. №3. - С.60-64. 3. Нечепав В.Г. Математическая модель выгрузки угля шнековым механо-гидродинамическим исполнительным органом // Известия вузов. Горный журнал.-2000.- №1.- С.68-72. 4. Шавловский С.С. Основы динамики струй при разрушении горного массива. М. "Наука", 1979. 173 с.

НАНОКОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА БАЗЕ ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНА

Овчинников Е.В. (ГрГУ, г. Гродно, Беларусь)

The polymers modified ultra dispersible clusters of synthetic carbon. The structure thermosoftening of polymers was investigated. The ultra dispersible clusters of synthetic carbon were obtained on explosive of technology with negative oxygen balance. The clusters have the size up to 30 nm.

В настоящее время в промышленности широко используются полимерные композиционные материалы. Для придания материалу требуемых физико-механических характеристик вводят наполнители и модификаторы различного состава и дисперсности. Особый интерес представляют наполнители вызывают ультрадисперсных размеров: кластеры синтетического углерода, силаны, оксиды. Авторами [1-5] был установлен эффект существенного улучшения физико-механических и эксплуатационных свойств полимеров при модифицировании малыми добавками 0.005-0.1 мас. %. В работе [1] эффект повышения прочности композиций объясняется тем, что наполнитель выступает в роли искусственных зародышей структурирования, концентрируясь в кристаллической фазе полимера, и приводит к его упрочнению. Введение в политетрафторэтилен ультрадисперсных кластеров синтетического углерода в политетрафторэтилен уменьшает на порядок интенсивность изнашивания полимера [2]. Однако в цитируемых работах фактически не исследуется структура разработанных композиций, что не позволяет сделать адекватные выводы о механизме действия применяемых добавок. Целью данной работы являлось изучение структуры и трибо-технических свойств наноконпозиционных материалов на основе поли-

тетрафторэтилена (ПТФЭ), модифицированных ультрадисперсными кластерами синтетического углерода, во взаимосвязи с их триботехническими свойствами. В качестве объектов исследований использовали политетрафторэтилен (фторопласт-4). Полимер модифицировали ультрадисперсными кластерами синтетического углерода (УКСУ). Данный модификатор получают по эксплозивной технологии с отрицательным кислородным балансом. Удельная поверхность УКСУ-300±30 м²/г, размер первичных монокристаллов 4-8 нм. В нашем случае для модифицирования полиолефинов использовали «шихту» - смесь продуктов взрыва, из которой кислотной обработкой при повышенных температурах выделяют ультрадисперсные кластеры кристаллического синтетического углерода. Композиции готовили методом механического смешения порошков исходных ПО с наполнителем. Образцы для физико-механических испытаний получали методом литья под давлением, прессования. Содержание наполнителя в композиции варьировали в пределах от 0,01 до 1 масс %. Для определения структурных изменений в полимерах при введении ультрадисперсных кластеров синтетического углерода исследовались рентгенограммы, полученные на рентгеновском дифрактомере общего назначения ДРОН-2.0. В дифрактометре использовали излучение линии K_{α} от трубки с медным антикатодом, фильтрованное на длине волны- 154,050 нм. Степень кристалличности модифицированного полимера оценивали по формуле Руланда:

$$\omega_c = I_c \cdot (I_c + kI_a) \quad (1)$$

где I_c - интенсивность дифракционного максимума; I_a - интенсивность аморфного гало; k - поправочный коэффициент; ω_c - степень кристалличности.

Средний размер кристаллитов оценивали по формуле Шеррера [5]:

$$L = \lambda / \Delta \cos Q \quad (2)$$

где: λ - длина волны рентгеновского излучения; Δ - полуширина максимума; Q - угловое положение максимума; L - средний размер кристаллитов

Для более детального изучения структурных изменений в ПО при введении ультрадисперсных кластеров синтетического углерода строились корреляционные функции $W(r)$, связанные с функциями радиального распределения атомной плотности $4\pi r^2 \rho(r)$ условия, вытекающем из формулы Цернике-Принса:

$$W(r) = 4\pi r^2 \rho(r) - 4\pi r^2 \rho_{av} = 8\pi r \int \frac{I_o(S) - S f_k^2(S)}{\sum_k f_k^2(S)} S \sin(2\pi r S) dS \quad (3)$$

где $I_o(S)$ - нормированная интенсивность рассеянного рентгеновского излучения; f_k^2 - структурный фактор; k -го атома; ρ_{av} - средняя атомная

плотность; r - модуль межатомного вектора (радиус координационной сферы).

Термическую стойкость разработанных композиций оценивали методом дериватографии. Исследования проводили на приборе Q-1500, при скорости нагрева 5°С/мин. Триботехнические испытания приводили по схеме «вал-пленка» и «вал - частичный вкладыш» при скоростях скольжения от 0,1-1 м/с и удельных нагрузках 0,1-1 МПа. Проведенный расчет значений степени кристалличности по уравнению (1) показал, что введение модификатора не изменяет степени кристалличности модифицированных полимеров. Степень кристалличности не зависит от концентрации модификатора и остается постоянной.

На рентгенограммах ПТФЭ, модифицированного ультрадисперсными кластерами синтетического углерода в области углов дифракции $\theta = 4-13^\circ$ наблюдается слабое гало с наложенными на него достаточно выраженным брэгговскими максимумами. В области углов $\theta = 15-29^\circ$ второе более размытое гало. Введение модификатора оказывает влияние на средний размер кристаллов ПТФЭ. Введение 0,05 % модификатора в ПТФЭ приводит к увеличению размеров кристаллов до 915 Å (табл.1). Дальнейшее увеличение содержания ультрадисперсных кластеров синтетического углерода уменьшает средний размер кристаллов до 445 Å (концентрация 0,1 %).

Таблица 1-Зависимость средних размеров кристаллов полимера от концентрации модификатора

%	0	0.05	0.1	0.3	1
ПТФЭ	598	915	445	445	445

Введение ультрадисперсных кластеров синтетического углерода приводит к существенным изменениям в аморфной части полимера (таблица). Для оценки изменений атомных координаций были использованы относительные координационные числа (ОКЧ), (число атомов в первой координационной сфере исходного политетрафторэтилена принято за 100 %), т.е. ОКЧ соответствующей координационной сферы - это процентное отношение числа атомов в ней к числу атомов в сфере радиусом, равным радиусу первой координационной сферы исходного политетрафторэтилена (таблица 2).

Таблица 2-Зависимость относительного координационного числа от процентного содержания ультрадисперсных кластеров синтетического углерода в политетрафторэтилене.

ПТФЭ		0	0.05	0.1	0.3	1
	ΔS	1	1,71	1,5	1,57	1,477
	$r, \text{\AA}$	2,71	2,85	2,85	2,85	2,8

Из таблицы видно, что введение модификатора приводит к увеличению значения ОКЧ до 1.57. По всей видимости, это связано с появлением в аморфной матрице полимера областей молекулярного упорядочения.

Таким образом, исходя из структурных исследований, можно констатировать, что введение ультрадисперсных кластеров синтетического углерода приводит к структурным изменениям в аморфной части термопласта, происходит образование областей локального упорядочения. Изменений степени кристалличности полимеров при модифицировании не происходит, однако отмечается изменение размеров кристаллических образований. Изменения структуры, в конечном счете, сказывается на трибо-технических характеристиках углеродонаполненного фторопласта. Зависимость коэффициента модифицированного политетрафторэтилена трения от содержания ультрадисперсных кластеров синтетического графита имеет не монотонный характер (рис.1). Наиболее оптимальным коэффициентом трения обладают композиции с содержанием модификатора от 0,1-0,3 масс. %.

Изображение поверхности трения ПЭТФ имеет отчетливо ориентированный вдоль направления скольжения рельеф с высотной характеристикой $R_a=415$ нм по полю сканирования 25×25 мкм. Характер морфологии поверхности трения свидетельствует, что для ПЭТФ при трении без подвода внешней смазки преобладает упругое отеснение материала, которое происходит в случае если контактные напряжения меньше предела текучести материала. Введение ультрадисперсных кластеров синтетического

графита приводит к существенным изменениям в морфологии поверхности трения полимера. Так при содержании 0,05% ультрадисперсных кластеров образуются участки с развитым рельефом, значения R_a возрастают до 452 нм. Увеличение содержания модификатора в полимере приводит к дальнейшему изменению рельефа образования "валиков", значения высотной характеристики составили

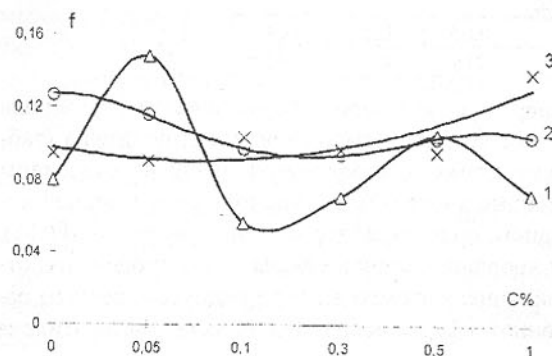


Рис.1. Зависимость коэффициента трения ПТФЭ от концентрации ультрадисперсных кластеров синтетического углерода в нем: 1- скорость скольжения 0,15 м/с, 2- скорость скольжения 0,5 м/с, 3- скорость скольжения 0,75 м/с. $P_0=0,3$ МПа

123,8 нм. По-видимому происходит переход от упругого отеснения материала к пластическому. Установлено, что основные структурные изменения в углеродонаполненном полиэтилене происходят в аморфной части полимера. Введение ультрадисперсных кластеров синтетического углерода приводит к уменьшению энергии протекания процесса термоокислительной деструкции. При концентрациях ультрадисперсных кластеров в полимере 0,5% и выше, по всей видимости наблюдается образование композиционного соединения.

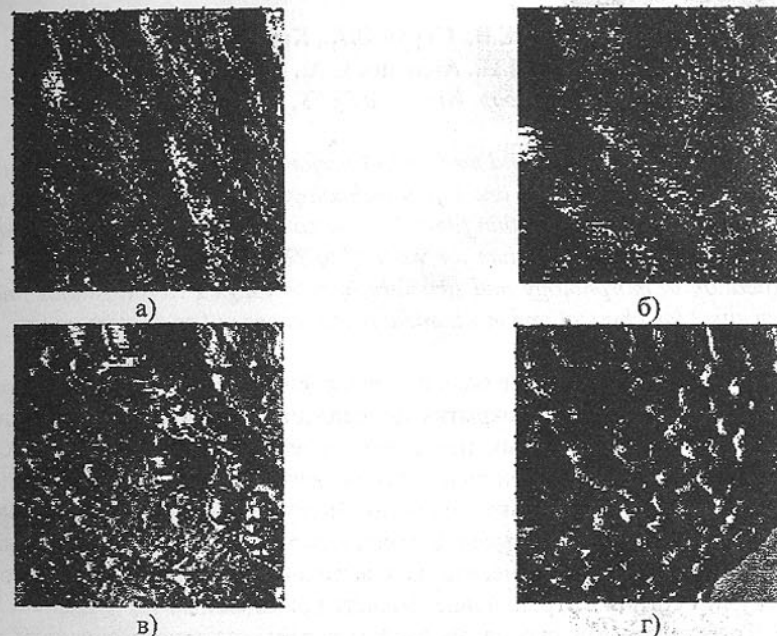


Рис.2 Морфология поверхности трения ПТФЭ, модифицированного ультрадисперсными кластерами синтетического углерода. а) ПТФЭ, б) ПТФЭ + 0,05% шихты, в) ПЭВД + 1% шихты, г) Флубон (скорость скольжения 0,5 м/с, контртело сталь 45. $P=0,3$ МПа)

Наблюдается снижение коэффициента трения при концентрации 0,1-0,3% УКСУ в политетрафторэтилене. Таким образом, малые добавки ультрадисперсных кластеров синтетического углерода являются эффективным модификатором полимерного материала.

Список литературы: 1.Булдык Е.П., Ревяко М.М., Струк В.А. и др. Материалы, технологии, инструменты. 1998г. Т.3. №3. С.41 2. Охлопкова А.А., Сидоренко Т.Н., Виноградов А.В. Трение и износ. 1996. Т.17. № 4.

С.550. 3. Воробьева С.А., Лавринович Е.А., Мушинский В.В., Лесникович А.И. 1996г. Трение и износ Т.17. № 6. С.827. 4. Андрианова О.А., Попов С.Н., Шиц Е.Ю. Трение и износ. 1998. Т.19. №1. С.71. 5. Машуков Н.И., Казарян Л.Г., Азриэль А.Е., Васильев В.А., Зезина А.А. Пластические массы. 1991. №5. с.18-20

ТОНКОСЛОЙНЫЕ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫЕ ПОКРЫТИЯ

Овчинников Е.В., Струк В.А., Кравченко В.И.,

Федоров Д.И., Авдечик С.А., Струк О.В.

(ГрГУ, ОАО «Белкард», ИПК при ГрГУ, Г. Гродно, Беларусь)

The structure and physical and mechanical performances of multilayer composite covers formed by vacuum and liquid technologies is investigated. The course of process crystallisation in thin films fluorine containing oligomers, formed on cover from nitride of a titanium for want of to heat treatment is installed. The modification in morphology and structure of recordings FCO, essential image has an effect for physical and mechanical performances of composite covers

В последнее время все большее распространение в промышленности получают тонкослойные покрытия фторсодержащих полимеров и олигомеров, применение которых позволяет существенно снизить интенсивность изнашивания, коэффициент трения, адгезию, повысить коррозионную стойкость [1-3]. Однако покрытия, получаемые из фторопластовых материалов не обладают высокой твердостью, прочностью при растяжении, что не позволяет применять их в высоконагруженных, высокоскоростных узлах трения и ограничивает область применения.

Требуемыми физико-механическими характеристиками обладают покрытия из электролитического хрома, нитрида титана, однако высокий коэффициент трения, интенсивность изнашивания, невысокая коррозионная стойкость (в сравнении с фторопластовыми материалами) приводит к быстрому выходу из строя детали с покрытием или контртела.

Наиболее эффективным покрытием, с точки зрения износостойкости и минимального коэффициента трения, являются композиционные материалы, состоящие из твердой подложки, воспринимающей нагрузку, и сравнительно мягкого поверхностного слоя с высокой способностью к передеформированию без разрушения. В качестве такого слоя могут быть использованы пластичные материалы: медь, политетрафторэтилен, полиэтилен, наносимые методами плазмохимической обработки или другими методами, применяющимися, например, в технологии переработки пласти-

ческих масс.

Целью данной работы является изучение тонкой структуры и физико-механических свойств металлополимерных покрытий на базе нитрида титана и фторсодержащих олигомеров и полимеров, формируемых растворными и плазмохимическими методами.

Формирование базового покрытия из нитрида титана осуществляли методом реактивного электродугового испарения на установке УРМЗ.279.048. В качестве подложки использовали стальные пластины или стержни (диаметром 10 мм) из стали 45, закаленные до 58-60 HRC с чистой поверхностью $R_a=0.25\text{ мкм}$.

Подложку очищали и нагревали ионами титана. Скорость нагрева составляла 3,2-3,5 К/с. Покрытие наносили при токе испарителя 110-130 А и напряжении 40-50 В в среде реакционного газа азота. Для получения композиционных тонкопленочных покрытий подложки из стали с покрытием из нитрида титана, окунали в модифицирующий состав. Данный состав представляет собой 1-2 масс.% раствор фторсодержащего олигомера в хладоне-113. В данной работе при модифицировании подложки использовали фторокс Ф-АК1 структурной формулой $R_f\text{-CONH}_2$, где R_f – фторсодержащий радикал, CONH_2 – концевая группа. Термообработка полученных композиционных покрытий проводилась при 373К, 473К и 523К в течение часа. Методом атомной силовой микроскопии изучена морфология композиционных покрытий. Микротвердость металлов, обработанных ФСО, определяли по стандартной методике на приборе ПМТ-3. Масса навески составляла 50 г.

Морфология формируемых композиционных покрытий на основе нитрида титана и фторсодержащего олигомера Ф-АК1 представлена на рис.1-2. Исследование строения композиционных покрытий на основе нитрида титана свидетельствует о том, что их морфология существенно зависит от технологических режимов формирования.

При углах 30-60° по отношению к нормали рабочей поверхности катода на поверхности подложки формируется покрытие с так называемой капельной фазой. Это покрытие содержит ряд фрагментов с формой, близкой к сферической, размерами от 0,5 до 10 мкм (рис.1). Уменьшение тока и угла расположения подложки обеспечивает формирование гладких покрытий с однородной структурой, не имеющих крупных агрегатов.

При нанесении на пленку нитрида титана слоя фторсодержащих олигомеров или политетрафторэтилена (или одновременно обоих слоев) поверхность образца приобретает гладкий однородный характер.

Фторокс Ф-АК1 вначале заполняет микронеровности (рис.1), уменьшая количество поверхностных дефектов, а затем формирует собственную структуру, в которой в роли центров кристаллизации выступают поверхно-

стные дефекты подложки. Представляет интерес изучить характер изменений в поведении кривых опорных поверхностей, т.к. опорные кривые позволяют судить о распределении материала в шероховатом слое [4]. Из полученных данных видно, что нанесение фторсодержащих олигомеров приводит к изменению первого участка опорной кривой, который соответствует попаданию в сечение самой высокой впадины. Одновременно увеличивается количество материала на втором участке опорной кривой, уменьшается количество материала в третьем участке кривой, соответствующем наиболее высоким выступам подложки. Значения высотной характеристики при этом составили $R_a=155,9$ нм, R_{max} увеличивает свои значения до 2200 нм. Исходя из характера зависимости опорной кривой, видно, что наибольшее количество вещества находится под вторым участком опорной кривой. В пленках ФСО, нанесенных на поверхности нитрида титана, не наблюдается текстурированности. Проведение термообработки приводит к изменению значений R_a до 62,7 нм, R_{max} до 600 нм.

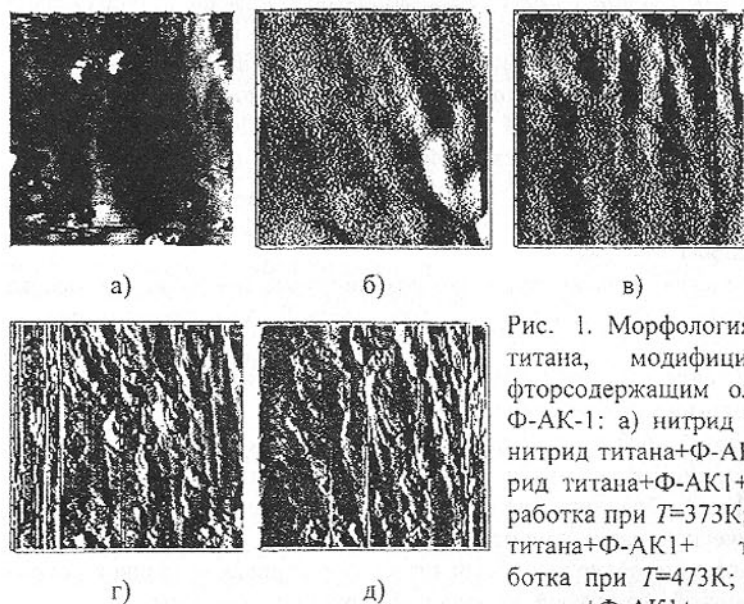


Рис. 1. Морфология нитрида титана, модифицированного фторсодержащим олигомером Ф-АК-1: а) нитрид титана; б) нитрид титана+Ф-АК1; в) нитрид титана+Ф-АК1+ термообработка при $T=373K$; г) нитрид титана+Ф-АК1+ термообработка при $T=473K$; д) нитрид титана+Ф-АК1+ термообработка при $T=523K$

Уменьшаются площади под первым и третьим участками опорной кривой, что свидетельствует о существенном сглаживании поверхности нитрида титана, модифицированного ФСО. В результате термообработки ($T=373K$) в пленках наблюдается появление ориентации молекул вдоль определенного направления. Ориентация молекул ФСО может существо из-

менить свойства композиционных покрытий, т.к. известно, что текстурированные образцы обладают повышенными физико-механическими свойствами вдоль направления текстуры. Увеличение температуры до $T=473K$ приводит к протеканию кристаллизационных процессов в пленках ФСО. Данный процесс сопровождается увеличением значений R_a до 120,6 нм, R_{max} до 1500 нм. Наблюдается формирование кристаллических структур типа «чешуек» с латеральным размером $4,8 \times 2,4$ мкм. Необходимо отметить, что при данной температуре образуется достаточно большое количество «мелких» кристаллических образований. Уменьшается количество впадин, с увеличением количества материала во второй и третьей частях опорной кривой. Текстурированность пленок снижается. Термообработка, проводимая при $T=523K$, приводит к десорбции пленки ФСО, в результате чего частично обнажается исходная поверхность подложки нитрида титана. Одновременно более активно протекает процесс кристаллизации в результате большой подвижности молекул ФСО по поверхности подложки и миграции к центрам кристаллизации. В ходе данного процесса размеры кристаллических образований увеличиваются до $2,4 \times 4,8$ мкм. Количество мелких кристаллов резко уменьшается. Значения R_a и R_{max} уменьшаются до 84,4 нм и 1100 нм соответственно. Кристаллические структуры, образованные из молекул ФСО на поверхности подложки из нитрида титана, ориентированы вдоль некоторого направления.

Исследования микротвердости образцов нитрида титана, модифицированных ФСО и без модификации, а так же при воздействии энергетических факторов показали, что изменения значений микротвердости имеют неоднозначный характер. Нанесение пленок фторолекса Ф-АК1 на покрытие из нитрида титана приводит к уменьшению значений микротвердости до 408 кг/мм^2 (рис.2).

Проведение термообработки приводит к увеличению значений микротвердости в следствие заживления дефектов поверхности и протекания процесса кристаллизации в пленке фторсодержащего олигомера. Резкое уменьшение микротвердости при термообработке покрытий нитрида титана обусловлено протеканием рекристаллизационных процессов в стальной подложке при температуре $T=523K$, сопровождающихся снижением прочности и твердости покрытий.

Таким образом, исходя из данных АСМ, видно, что для образования сплошной, не дефектной олигомерной пленки на подложках из нитрида титана необходимо проводить термообработку покрытия при $T=373K$. В результате воздействия повышенных температур увеличивается подвижность макромолекул, вследствие чего они могут мигрировать на большие расстояния, заполняя не закрытые участки поверхности, которые,

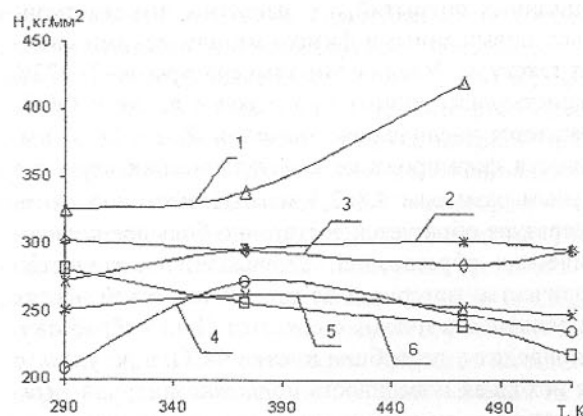


Рис.2. Зависимость микротвердости от температуры термообработки подложек 1-нитрид титана + фторопласт после коррозионных испытаний; 2-нитрид титана + Ф-АК1; 3-нитрид титана; 4-нитрид титана+Ф-АК2; нитрид титана+Ф-14; нитрид титана + фторопласт.

существенным образом сказывается на физико-механических характеристиках композиционных покрытий.

Список литературы: 1. В.М.Власов Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей. М., Машиностроение, 1987г.-304с. 2. П.И. Ящерицын, Ю.В. Скорынин. Работоспособность узлов трения машин. - Минск: Наука и техника, 1984г. -288с. 3. Ткачук Б.В., Колотыркин В. М. Получение тонких полимерных покрытий из газовой фазы.-М.: Химия, 1977.-216 с. 4. П.Н.Богданович, В.Я.Прушак Трение и износ в машинах.- Минск:Вышэйшая школа,1999.-374с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ТЕПЛОПРИТОКОВ НА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БХП «НОРД-428»

Осокин В.В. (ДонГУЭТ, г.Донецк, Украина),
Жидков В.В. (ЗАО «Група Норд», г.Донецк, Украина),
Селезнева Ю.А. (ДонГУЭТ, г.Донецк, Украина)

The results of experimental researches of redistribution of temperature on

в свою очередь, при повышенных температурах могут выступать в роли активных центров притягивания к себе молекулы ФСО.

Проведение термообработки при более высоких температурах способствует протеканию кристаллизационных процессов, в результате чего пленка на поверхности из нитрида титана становится более дефектной. Изменение в морфологии и структуры пленок ФСО существенно сказывается на физико-механических характеристиках композиционных покрытий.

sources heat transmission, in protections and cooled space DRD, and also change of the heat power characteristics are given in connection with repeated short-term opening of its doors at various temperature of outside air. The analysis received thermograms and diagrams of change of factor of working hours of the compressor, daily charge of the electric power is made.

Влияние температуры наружного воздуха и установки терморегулятора на теплоэнергетические характеристики бытового холодильного прибора (БХП) «Норд-428» рассмотрены в нескольких работах авторов, например: Осокин В.В., Жидков В.В., Селезнева Ю.А. О влиянии температуры окружающего воздуха на теплоэнергетические показатели работы БХП «НОРД-428»// Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Выпуск 9.- Донецк, ДонГУТУ, 2000.-С.123-129. Необходимо установить степень влияния на теплоэнергетические характеристики этого БХП эксплуатационных теплопритоков, обусловленных открыванием одной или двух его дверей. По данным статистического анализа, открывание дверей БХП производится на угол 90°С ежедневно в течение 10 часов на протяжении суток.

Исследования проводились в климатической камере ЗАО «Донецкий институт холодильной техники» при температуре наружного воздуха 16, 25, 32, 38°С (согласно требованиям действующего стандарта ГОСТ 16317-95). В течение одних суток открывали только одну (основную) дверь БХП, в течение других - одновременно две двери с указанной выше частотой в течение 10 часов. С помощью термопар и измерительно-вычислительного комплекса (ИВК) производилась регистрация температуры в приповерхностных слоях источников тепловыделения (компрессора и частей конденсатора: нижней, средней и верхней), а также на соответствующих им уровнях - задней панели, обратной ее стороны, в слое теплоизоляции на глубине 0,025 и 0,05м, на задней стенке охлаждаемого объема и морозильного отделения. При этом определяли суточное потребление электроэнергии (N) и рассчитывали коэффициент рабочего времени (КРВ) компрессора БХП. Исследования проводились при средней установке терморегулятора и наличии в БХП пакетов, имитирующих охлаждаемые продукты.

Результаты исследований представлены с помощью ИВК в виде термограмм. Анализ их показывает, что при указанных выше различных значениях температуры наружного воздуха проявляются одинаковые закономерности изменения значений ее на источниках тепловыделения и в ограждающих элементах БХП при открывании одной или двух его дверей.

В качестве примера произведен анализ термограмм, полученных при температуре наружного воздуха +25°С. По имеющимся данным, термограммы изменения температуры на источниках тепловыделения и в ограждающих элементах БХП при открывании дверей имеют характерный вид.

дающих элементах БХП на всех уровнях в основном совпадают в случаях открывания в нем одной и двух дверей. Установлены небольшие различия температуры в приповерхностном слое кожуха компрессора: значения ее на $0,5...0,7^{\circ}\text{C}$ выше в случае открывания двух дверей. Открывание двух дверей в БХП приводит к повышению температуры на задней стенке морозильного отделения более значительному, чем при открывании только одной двери.

На рисунке 1 приведены термограммы изменения температуры в приповерхностных слоях источников тепловыделения (1), задней панели (2), обратной ее стороны (3), в теплоизоляции на глубине $0,025\text{м}$ (4) и $0,05\text{м}$ (5), на задней стенке (6) охлаждаемого объема или морозильного отделения (на уровне верхней части конденсатора) при открывании двух дверей и температуре наружного воздуха $+25^{\circ}\text{C}$. Термограммы с буквенными обозначениями а, б, в, г получены на уровнях, соответственно, компрессора, частей конденсатора: нижней, средней, верхней. Разрывы на термограммах – метки открывания – закрывания дверей. Как видно на рисунке, открывание – закрывание дверей БХП вызывает увеличение температуры в приповерхностных слоях кожуха компрессора и нижней части конденсатора. При этом в приповерхностных слоях средней и верхней частей конденсатора температура остается неизменной. Увеличение температуры на поверхности кожуха компрессора приводит вследствие конвективного теплообмена к увеличению на его уровне значения температуры на задней панели и, весьма незначительно, на обратной ее стороне. На уровнях нижней, средней и верхней частей конденсатора температура на задней панели и обратной ее стороне не изменяется в связи с открыванием – закрыванием дверей. На всех четырех выделенных нами уровнях не отражается этот процесс на температуре теплоизоляции. На уровнях компрессора и нижней части конденсатора не происходит в связи с открыванием – закрыванием дверей изменение температуры на задней стенке охлаждаемого объема. Зарегистрировано в связи с этим незначительное увеличение температуры на задней стенке охлаждаемого объема на уровне средней части конденсатора. На задней стенке морозильного отделения (на уровне верхней части конденсатора) происходит более существенное повышение температуры вследствие кратковременного открывания двух дверей. После закрывания дверей температура на поверхности кожуха циклично работающего компрессора и нижней части конденсатора понижается до первоначального значения ее, соответствующего принятым микроклиматическим условиям исследования БХП. Восстановление первоначальной температуры происходит на поверхностях кожуха компрессора и задней панели в течение $70...80$ мин, нижней части конденсатора – $44...55$ мин, на задней стенке морозильного отделения – около 55 мин.

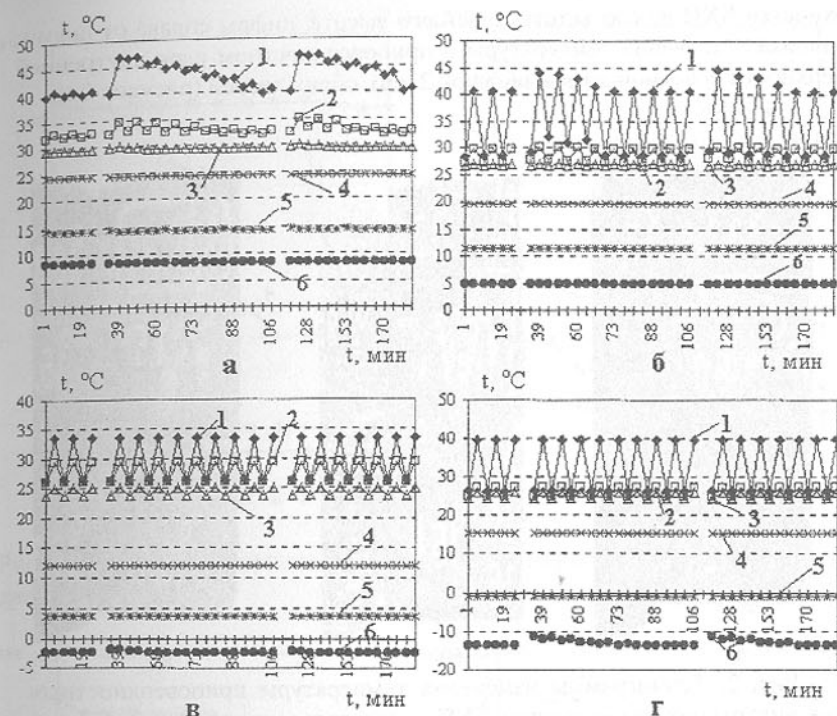


Рис. 1. Термограммы изменения температуры в приповерхностных слоях источников тепловыделения (1), задней панели (2), обратной ее стороны (3), в слое теплоизоляции на глубине $0,025\text{м}$ (4) и $0,05\text{м}$ (5), на задней стенке внутреннего пространства БХП (6)

Открывание дверей БХП приводит к воздухо-теплообменным процессам внутри его и, следовательно, к нарушению установившегося температурного режима.

На рисунке 2 приведены полученные с помощью тепловизионного аппаратурно-программного комплекса «Крионик-4М» термограммы изменения температуры приповерхностных слоев внутренних поверхностей БХП и пакетов – иммитаторов пищевых продуктов: а – в момент открывания одной двери; б – через 10с после ее открывания; в – через 10с после открывания обеих дверей. На рисунке 2 а, б цифры вверху прямоугольника (соответствует периметру внутреннего пространства БХП) – значения температуры в приповерхностном слое наружной части двери морозильного отделения, на рисунке 2 в – значения ее в приповерхностном слое пакетов – иммитаторов, расположенных в морозильном отделении. Цифры в середине и внизу прямоугольника – значения температуры внутренних по-

верхностей БХП на соответствующей его высоте, цифры справа от прямоугольника – значения температуры в приповерхностном слое внутренней поверхности основной двери (рисунок 2 а,б), обеих дверей (рисунок 2в).

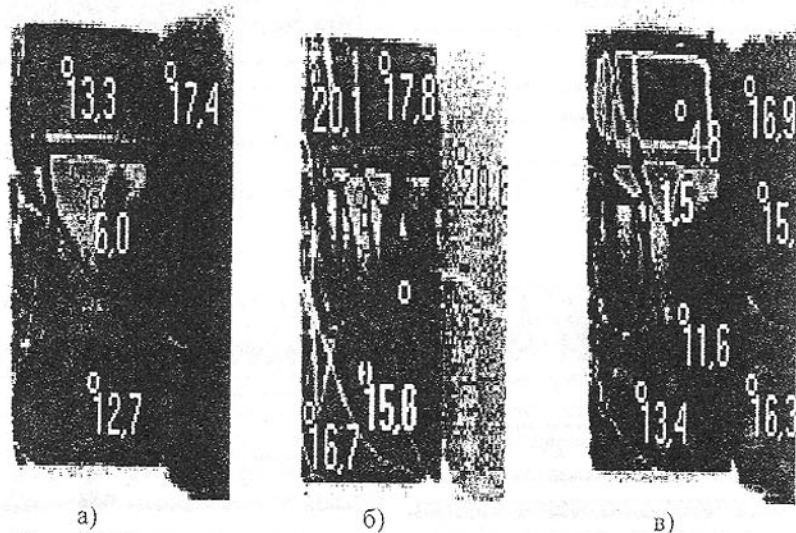


Рис. 2. Термограммы изменения температуры приповерхностных слоев внутренних поверхностей БХП и пакетов – имитаторов пищевых продуктов

Как видно на рисунке 2, кратковременное открывание основной двери БХП приводит к существенному повышению температуры приповерхностных слоев его внутренних конструктивных элементов и пакетов – имитаторов. При открывании двух дверей температура этих слоев наименьшая.

На рисунках 3 и 4 приведены диаграммы изменения КРВ (а) и N (б) при температуре наружного воздуха 16, 25, 32, 38°C (обозначены цифрами 1, 2, 3, 4) при многократном открывании в течение суток, соответственно, одной и двух дверей БХП. Анализ диаграмм показывает, что открывание как одной, так и двух дверей БХП при указанных выше значениях температуры наружного воздуха вызывает увеличение коэффициента рабочего времени компрессора и суточного расхода электроэнергии. В интервале значений температуры наружного воздуха от 16 до 38°C открывание основной двери приводит к увеличению суточного расхода электроэнергии с 0,15 до 0,35 кВтч, открывание обеих дверей – с 0,25 до 0,5 кВтч. По данным диаграмм, продолжительность восстановления первоначальных значений суточного расхода электроэнергии практически не зависит от коли-

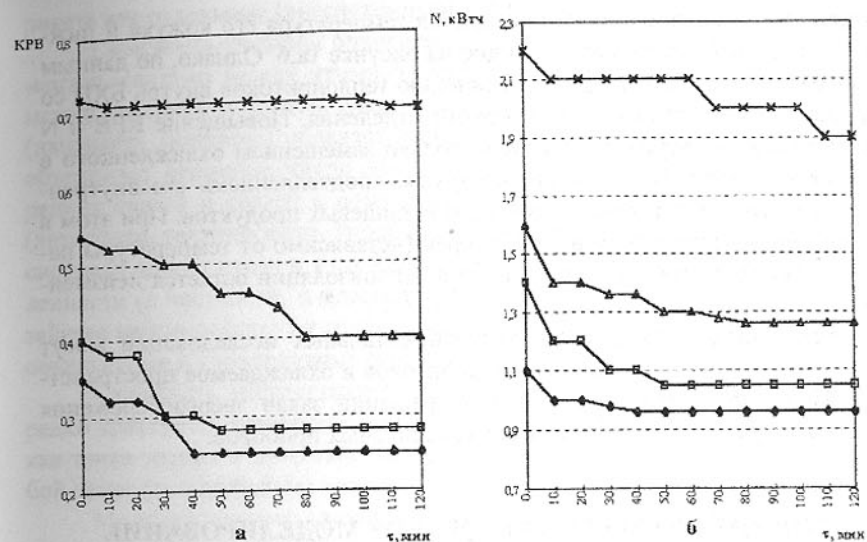


Рис. 3. Диаграммы изменения КРВ (а) и N (б) при открывании основной двери БХП

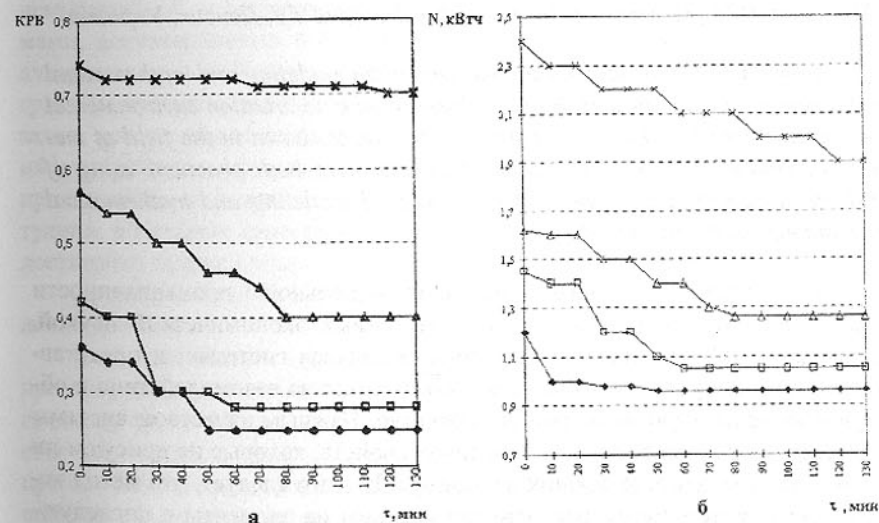


Рис. 4. Диаграммы изменения КРВ (а) и N (б) при открывании двух дверей БХП

чества открываемых дверей и составляет при температуре наружного воздуха 16, 25, 32, 38°C, соответственно, около 40, 50, 80, 120 мин. В связи с увеличением при открывании дверей БХП продолжительности работы

компрессора в каждом цикле повышается температура его кожуха и нижней части конденсатора, как это видно на рисунке 1а,б. Однако, по данным термограмм, это не приводит к увеличению теплопритоков внутрь БХП со стороны компрессорно-конденсаторного отделения. Повышение КРВ и Н при открывании дверей обусловлено только замещением охлажденного в БХП воздуха теплым наружным воздухом, «подтеплением» его внутренних поверхностей и пакетов – имитаторов пищевых продуктов. При этом в случаях открывания одной и двух дверей (независимо от температуры наружного воздуха) температурное поле в теплоизоляции остается неизменным.

Результаты выполненных экспериментальных исследований могут быть использованы при оценке теплопритоков в охлаждаемое пространство БХП, расчетах его теплоизоляции, решении задач энергосбережения при проектировании и эксплуатации холодильных приборов.

ЭКОНОМИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ В РАЗРАБОТКЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИ БЕЗОПАСНОЙ СТРАТЕГИИ И ПРОГРАММ РАЗВИТИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Павлыш В.Н., Шамаев В.В., Кулиш Е.В. (ДонГТУ, Донецк, Украина)

In work the efficiency of application mathematical modeling and mathematical programming of technologies in the decision of tasks to creation environmental safety and increasing the efficiency of production is shown in the field of mechanical engineering. The questions of development both practical using of hardware and software of support mathematical modeling and mathematical programming are considered.

Большинство объектов машиностроительной промышленности (стратегии, программы, технологии), изучаемых экономической наукой, описывается кибернетическим термином «сложная система», и представляет собой совокупность элементов, находящихся во взаимодействии и образующих некоторую целостность, единство. Важным качеством системы является эмерджентность – наличие таких свойств, которые не присущи ни одному из элементов, входящих в систему. Из этого следует, что метод исследования систем путем расчленения системы на элементы с последующим изучением этих элементов в отдельности недостаточно объективен и эффективен. Отличительной особенностью исследований по разработке стратегии и программ развития производства с целью повышения его эффективности и экологической безопасности, является то, что практически не существует экономических объектов, которые можно было бы рассмат-

ривать как отдельные (внесистемные) элементы.

Сложность системы определяется количеством входящих в нее элементов, связями между этими элементами, а также взаимоотношениями между системой и средой. Экономика отрасли даже в масштабах региона (например, Донбасса) обладает всеми признаками сложной системы. Она объединяет огромное число элементов, отличается многообразием внутренних связей и связей с процессами протекающими в других системах (литосфере, тектоносфере, биосфере, экосистеме, политико-экономических системах других стран и т.д.). В добывающей и обрабатывающей промышленности (в частности, в машиностроении), как и в целом в народном хозяйстве взаимодействуют природные, техногенные, социальные процессы, объективные и субъективные факторы.

Сложность исследования экосистем и экономических объектов нередко трактуется как обоснование невозможности их моделирования. Такая точка зрения в принципе неверна. Моделировать можно объекты любой природы и любой степени сложности.

Моделированием сложных объектов можно получить результаты, которые нельзя получить другими путями. Однако здесь следует отметить, что возможности математического моделирования экосистем и экономических объектов, а также процессов протекающих в них, ограничены уровнем знаний об исследуемых системах и их взаимосвязи с другими системами, достоверностью и полнотой информации, наличием практических алгоритмов и т.п. И хотя, в настоящее время, нельзя указать абсолютные границы математической формализации экологических и экономических задач, при решении вопросов разработки стратегии и программ развития инфраструктуры региона и страны в целом, развития отдельных видов производства во взаимосвязи с другими задачами, будут встречаться ситуации, в которых известные методы математического моделирования недостаточно эффективны.

Проиллюстрируем это на простейшем примере, характерном для условий Донбасса.

В соответствии с отраслевой и региональной программой развития, предприятию, расположенному в горнодобывающем регионе и располагающему тремя видами металлообрабатывающего оборудования, планируется изготовить в течение определенного периода времени два изделия, причем первое изделие комплектуется двумя деталями A_1 и A_2 , с соотношением объемов изготовления 2:1. Второе изделие также комплектуется двумя деталями A_3 и A_4 , в соотношении 4:1

Эффективные фонды времени работы оборудования, и нормы штучно-калькуляционного времени, требуемые на изготовление каждой детали на соответствующем оборудовании, выберем произвольно.

Цель задачи: Определить производственную программу выпуска деталей A_1, A_2, A_3, A_4 при обеспечении заданной комплектности, а также максимально возможную загрузку наличных производственных мощностей с учетом возможного изменения геофизической ситуации в регионе.

На момент постановки задачи экологическая ситуация не требует изменения технологической схемы производства. Однако, изменение геофизического состояния в регионе (например, возникновение техногенных сейсмических явлений) может повлиять на интервал времени, отведенный в производственной программе на изготовление указанной продукции.

Математическая постановка задачи:

$m(i=1,2..m)$ - группы оборудования на предприятии.

A_i - ресурсы по i -ой группе оборудования.

$n(j=1,2..n)$ - виды деталей.

A_{ij} - нормы трудоемкости затраченных на i -м виде оборудования на изготовление единицы j -го вида продукции.

X_j - выпуск продукции j -го вида в оптимальном плане.

Kr - Соотношение деталей в изделии.

$G(T)$ - интегрированный геофизический фактор, влияющий на интервал времени выполнения задания ($\leq T$), операции технологического цикла и состояние основного оборудования.

Система ограничений:

1. Ресурсные ограничения:

$$\sum_{j=1}^n A_{ij} \cdot X_j \leq A_i \quad (i=1,2,...,m)$$

2. Реальность плана выпуска:

$$X_j \geq 0$$

3. Ограничение по комплектности:

$$(X_k / X_r) = (K_1 / K_r) \quad (k=1,2,...,l); \quad (r=1,2,...,p)$$

Целевой функционал:

$$F_{\max} = \sum_{j=1}^n X_j \cdot G(T)$$

Метод реализации модели.

Для решения поставленной задачи, авторами предлагается использовать *Симплекс метод* (классический универсальный метод для решения линейной системы уравнений или неравенств и линейного функционала). Для приведения системы ограничений неравенств к каноническому виду, необходимо в системе ограничений выделить единичный базис.

I. Ограничения вида « $\leq$ » - ресурсные ограничения. Справа находится то, что используется в производстве, слева - результат. При таких ограничениях вводят дополнительные переменные с коэффициентом «+1», обра-

зующие единичный базис. В целевую функцию эти переменные войдут с коэффициентом «0».

II. Ограничения вида « $=$ ». Часто бывает, что, несмотря на то, что ограничения имеют вид равенства, единичный базис не выделяется или трудно выделяется. В этом случае вводятся искусственные переменные для создания единичного базиса - Y_i . В систему ограничений они входят с коэффициентом «1», а в целевую функцию с коэффициентом «М», стремящимся к бесконечности (при $F_{\min}$ - «+М», при $F_{\max}$ - «-М»).

III. Ограничения вида « $\geq$ » - Плановые ограничения. Дополнительные переменные (X), несущие определенный экономический смысл - перерасход ресурсов или перевыполнение плана, перепроизводство, добавляются с коэффициентом «-1», в целевую функцию - с коэффициентом «0». А искусственные переменные (Y) как в предыдущем случае.

Алгоритм решения задачи.

1. Процедура ввода данных.
2. Процедура приведения к каноническому виду.
3. Процедура построения симплекс таблицы.
4. Функция поиска ключевого столбца.
5. Функция поиска ключевой строки.
6. Проверка условия: «Есть ли в главной строке нулевой элемент».
7. Процедура переноса в следующую итерацию главной строки.
8. Проверка условия: «Есть ли в главном столбце нулевые элементы».
9. Процедура переноса столбца в следующую итерацию.
10. Процедура расчета остальных элементов по формуле.
11. Исследование функции на max.
12. Исследование функции на min.
13. Процедура вывода оптимального решения (программы развития).

Обоснование выбора средств программирования.

Для реализации предложенного алгоритма в среде Windows 95/98 и Windows NT нами выбран продукт Delphi язык (версия Borland Delphi 5). Наш выбор обусловлен следующими возможностями Delphi.

Компонентная архитектура:

- One-step ActiveX
- One-step ActiveForm
- Визуальное создание TypeLibrary
- Более 130 компонент Visual Components Library (VCL)
- Разделяемые библиотеки компонент - packages

Средства разработки:

- Поддержка технологических стандартов - COM/DCOM/ActiveX, ISAPI, NSAPI, WinSock, WinINET, MAPI, и т.д.
- Интеллектуальный редактор кода

- Поддержка шаблонов компонент и шаблонов кода
- Возможность отладки DLL
- Построение распределенных систем
- Многозвенная (N-tier) модель доступа к данным для архитектур клиент-сервер и Internet/intranet
- Ультра-тонкие приложения

Обработка данных:

- Multiple Database Engine
- Новые драйверы доступа к данным в форматах MS Access и FoxPro
- Эффективный масштабируемый механизм доступа к данным BDE 4

Поддержка Web:

- Создание активных клиентских объектов
- Расширение функциональности Web-серверов

Инструменты для создания корпоративных систем:

- Средства построения систем поддержки принятия решений -Decision Support System (DSS)
- Встроенные инструменты для создания профессиональных отчетов и диаграмм (компоненты и эксперты)

Выводы: Данная модель разработана для использования в практических целях (планирование и разработка стратегии и производственных программ развития производства), а также в учебных курсах экономических и экологических специальностей ВУЗов. Данная модель и программный продукт протестированы для типовых задач, получены удовлетворительные для практических целей результаты.

К ограничениям использования на практике можно отнести: невысокую точность расчетов (2 знака после запятой), а также то, что в модели количество столбцов не должно превышать 7, а строк -10.

КОНЦЕПЦИЯ КРУПНОМАСШТАБНОЙ КОМПЛЕКСНОЙ ПЕРЕРАБОТКИ ТВЕРДЫХ УГЛЕРОДИСТЫХ ПРОМБЫТОТХОДОВ

Парфенюк А.С. (ДонГТУ, Донецк, Украина)

The concept of widescale all-up waste-handling of a solid carbonaceous and household wastage is explained and its virtues are rotined.

Проблема твердых промбытотходов, порождаемых современной цивилизацией, является одной из наиболее актуальных и трудноразрешимых

прежде всего из-за огромного и всё нарастающего их количества, разнообразия свойств отходов и рассеивания источников генерирования. Если эта проблема не будет решена в мировом масштабе в первом десятилетии XXI века, то последствия будут катастрофическими. Эта проблема очень остра на Украине, особенно в промышленном густонаселённом Донбассе, отсутствие крупномасштабной переработки промбытотходов отходов привело к отчуждению плодородных земель под свалки, шламонакопители и отвалы (сегодня это более 30 тысяч гектаров из 170 по Украине), быстрым темпам загрязнения воды и воздуха токсичными веществами.

Комплекс сложных научно-технических проблем, стоящих перед разработчиками, является, по нашему мнению, очень весомой причиной, препятствующей созданию эффективной техники для переработки твердых отходов. Это обусловлено во многом нестабильностью и разнообразием сырьевой базы. Физико-механические свойства многих твердых промышленных и особенно бытовых отходов, закономерности изменения этих свойств в настоящее время мало изучены, существующая информация неполна и не систематизирована. Создание техники для переработки такого сырья объективно является весьма сложной задачей. До настоящего времени не построен ни один крупный завод по комплексной переработке промбытотходов. Избирательно перерабатываются в основном нейтральные либо малотоксичные отходы в весьма ограниченных количествах, поэтому экологический эффект переработки незначителен и по существу не влияет на ситуацию.

Известные в мире технологии сжигания или переработки твердых отходов ориентированы на отдельные их виды, дорогостоящи, несовершенны, поскольку порождают новые проблемы, или вообще непригодны для Украины по причинам экономического, экологического и социального характера.

Важно, что более половины всех видов твердых промбытотходов на Донбассе являются углеродистыми и содержат органическую массу, которая является сырьём для химической переработки и энергоносителем. Зольные компоненты таких отходов применимы в производстве строительных материалов. Еще большее содержание органической части имеют бытовые отходы. Однако использование ресурсов промбытотходов не превышает в целом их десятой части, а бытовые отходы используются еще в меньшей мере.

Кафедра МАХП ДонГТУ разрабатывает направление по созданию техники и технологии комплексной переработки твердых углеродистых отходов (ТВО) промышленного и бытового происхождения на базе процессов термической деструкции и синтеза органического вещества отходов в наклонных термолизных печах (НТП) с получением полезных продуктов

и энергии. Лабораторные исследования компаунд-смесей твердых промбытотходов показали широкие возможности новой технологии по исходным составам сырья.

На основании обобщения мирового опыта в области переработки твердых углеродистых промбытотходов, анализа состояния и значимости этой проблемы на Украине и за рубежом и результатов исследований, выполненных на кафедре, в основу подхода к созданию данной технологии и техники положены следующие концептуальные положения:

1. **Основа всей технологии – термолиз органической части отходов.** Это главная стадия переработки, которая протекает в герметичных камерных НТП и является управляемым процессом термической деструкции исходного сырья с образованием твердого термолизного топлива и смеси летучих веществ в виде парогазовых и жидких углеродистых продуктов.

2. **Комплексный характер переработки и компаундирование смесей отходов.** Предполагается совместная переработка широкого спектра смесей углеродистых промышленных и бытовых отходов. Твердые и жидкие компоненты отходов в различных пропорциях в зависимости от их физических свойств и химического состава смешивают на стадии подготовки сырья с целью получения исходных компаунд-смесей требуемого качества.

3. **Крупномасштабность промышленных установок.** Объемы накопления и генерирования промбытотходов настолько велики, что делают необходимым сооружение высокопроизводительных установок и вовлечение в сферу переработки инфраструктуры существующих промышленных производств, в основном коксохимических заводов.

4. **Управляемость и гибкость процесса.** Это достигается за счет возможности совместного использования нескольких управляющих факторов: температурного режима термолиза, давления предварительного уплотнения сырья, цикличности загрузки, скорости продвижения рабочей массы в агрегатах и др. Оптимальное управление ведется на основе знания свойств сырья и потребностей в производимой продукции и энергии с использованием компьютерной техники, средств автоматизации при контролирующих функциях персонала.

5. **Высокий уровень техногенной безопасности.** На стадии проектирования промышленного комплекса закладывается более высокий уровень требований к герметичности технологических агрегатов в сравнении с известными в промышленности, улавливание, полное обезвреживание и химическая переработка всех продуктов термолиза. При этом на основе главных положений концепции (п.п. 1-4) приняты проверенные технологические и конструктивные решения, которые создают предпосылки

для высокой экологичности комплекса.

6. **Высокая степень использования энергохимического потенциала отходов.** Это достигается созданием полного цикла глубокой переработки смесей отходов с получением полезных продуктов и энергии, а именно, термолизного газа, жидких углеводородов, твердого топлива, электроэнергии и строительных материалов.

7. **Экономическая эффективность.** Использование дешевого органического сырья различного происхождения с получением полезной продукции, защита почвы, воды и воздуха от загрязнения, освобождение территорий от свалок, отвалов, шламонакопителей, отстойников, а также вовлечение инфраструктуры коксохимзаводов при относительно небольших капитальных затратах делают разработку экономически выгодной.

8. **Социальный эффект** Вовлечение кадров и основных фондов коксохимических предприятий, сокращающих в настоящее время производство, и изготовление оборудования, машин, агрегатов и конструкций промышленного комплекса по переработке отходов на отечественных машиностроительных и огнеупорных заводах способствует созданию рабочих мест.

Технология переработки имеет такую последовательность основных операций:

- сортировка исходного сырья с извлечением крупных включений металлов, стекла и керамики;
- измельчение, дозирование и смешение компонентов;
- загрузка смеси ТУО в агрегат и ее прессование;
- термолиз смеси ТУО с получением твердого термолизного топлива и летучих химических продуктов, которые перерабатываются традиционными методами;
- сжигание твердого термолизного топлива с утилизацией тепла;
- подача зольных остатков в производство строительных материалов.

Загрузка смеси, ее прессование, термолиз и сжигание твердого топлива происходят в едином агрегате (рис. 1). Процесс термолиза характеризуется высокой экологичностью, поскольку протекает в замкнутом пространстве герметичной камеры, непрерывностью, хорошей управляемостью и степенью автоматизации. НТП относительно просты, обеспечивают воздействие на сырье нескольких управляющих факторов и komponуются в батареи. Это создает предпосылки их надежности, экономичности, хороших теплотехнических характеристик агрегатов и возможности использования проверенных в коксовом производстве прогрессивных решений.

Высокоэффективная переработка ТУО новым методом осуществима при обеспечении однородности сырья и стабильности его основных физи-

ко-механических и технологических свойств. Этими свойствами в определенных пределах можно управлять посредством предварительной подготовки и путем механических, химических и термических воздействий, к которым относятся измельчение, усреднение, дозирование и перемешивание компонентов в определенных соотношениях, введение в состав необходимых количеств жидких связующих, твердых присадок, прессование загружаемого сырья с последующей регулируемой термообработкой. Многие преимущества нового метода в сравнении с традиционным сжиганием становятся очевидны даже при их общем анализе (рис. 2).

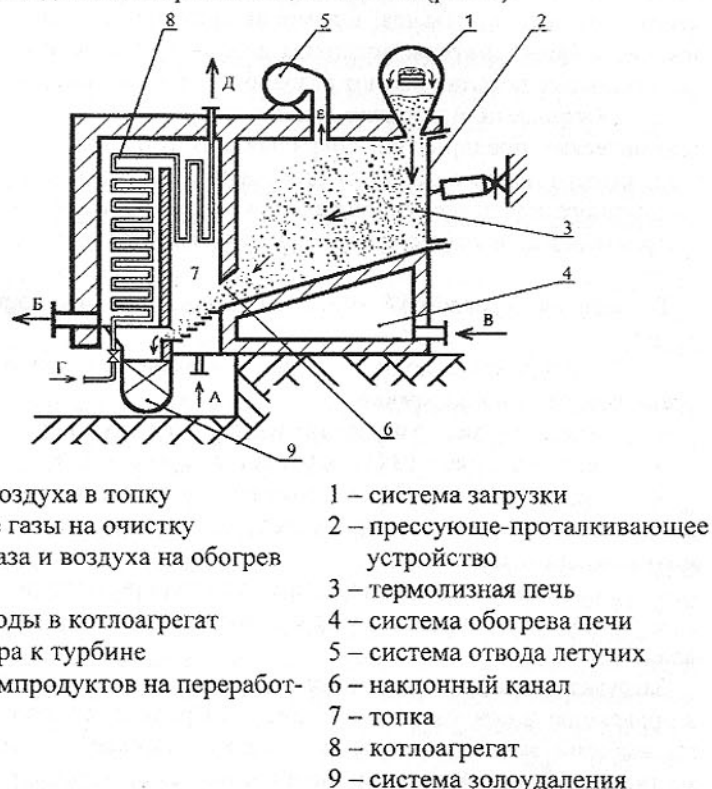


Рис. 1. Принципиальная схема термолитического энергоблока для переработки промбытотходов

Такая комплексная переработка отходов является не только наиболее экологически безопасным методом из всех известных, но и экономически выгодна. Срок окупаемости промышленного комплекса – до 2 лет. Ряд технических решений проекта защищены патентами. Практическая реализация предполагается на площадках и с использованием инфраструктуры и

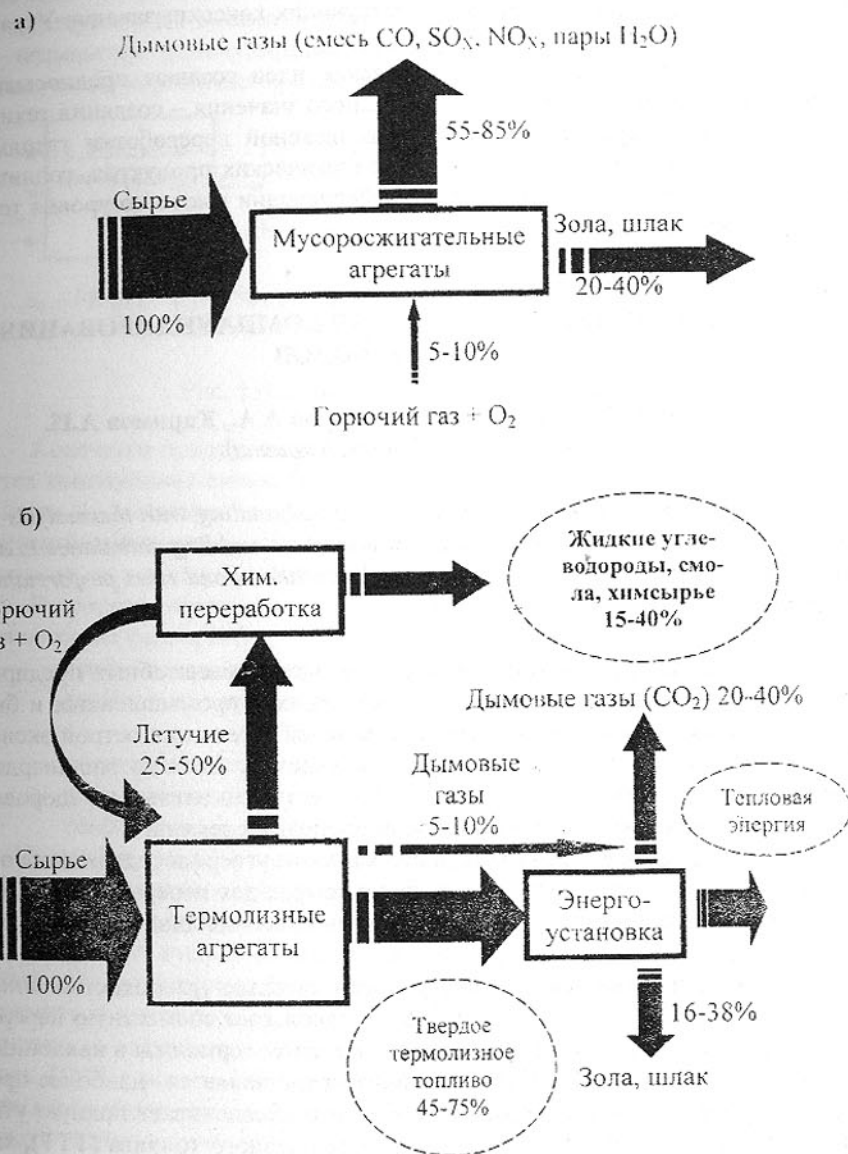


Рис. 2. Принципиальная схема материалопотоков в процессах сжигания (а) и при термолитической энергопереработке твердых промбытотходов (б)

кадрового потенциала некоторых существующих коксохимзаводов Украины.

Изложенная концепция и технические идеи создают предпосылки эффективного решения проблемы глобального значения – создания техники и технологии крупномасштабной комплексной переработки твердых промбытотходов с получением полезных химических продуктов, топлива, энергии, строительных материалов при обеспечении высокого уровня техногенной безопасности.

О СОЗДАНИИ НОВОЙ ТЕХНИКИ ДЛЯ КОМПАУНДИРОВАНИЯ ПРОМБЫТОТХОДОВ

Парфенюк А.С., Антонюк С.И., Топоров А.А., Каримов А.И.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

For making a homogeneous mixture during waste-handling with thermolysis of an industrial and household wastage the new mixture-molding ambulance is designed, which one mates some technological operations and rises performance of technique

Разработка новой техники и создание крупномасштабных предприятий по утилизации накопленных и образующихся промышленных и бытовых отходов является первоочередной задачей в решении острой экологической ситуации, которая сложилась в Украине. Десятки миллиардов тонн накопленных твердых отходов крайне негативно влияют на здоровье населения и занимают тысячи гектаров плодородных земель.

Большая часть всех отходов, в особенности углеродосодержащие отходы, может быть использована как ценное сырье для переработки термохимическим методом с получением энергетического топлива и химических продуктов [1].

Технология комплексной переработки твердых углеродистых отходов (ТУО), разрабатываемая в ДонГТУ, предполагает совместную переработку бытовых и промышленных отходов методом термолиза в наклонных термолизных печах (НТП) [2,3]. Термолиз представляется наиболее простым и эффективным способом переработки и обеспечивает полную утилизацию отходов с получением твердого термолизного топлива (ТТТ), химических продуктов и строительных материалов при соблюдении требований техногенной безопасности.

Эффективная переработка сырья методом термолиза возможна только при создании достаточно однородной смеси ТУО со стабильными фи-

зико-механическими свойствами. Процесс составления многокомпонентных, гетерогенных смесей с заданными физико-механическими свойствами называется компаундированием (от англ. compound – составной). Общая схема управления процессом переработки показана на рис. 1.



Рис. 1. Схема управления процессом

Конечным продуктом стадии предварительной подготовки сырья является компаундная смесь. Эта смесь должна иметь постоянные заданные свойства (k_{ab}), основными из которых являются: однородность, отсутствие неперабатываемых компонентов, гранулометрический состав, объемная плотность, прочность брикетов и другие физико-механические свойства.

В процессе компаундирования необходимо использовать следующие управляющие факторы (n):

- состав смеси: гранулометрический и морфологический;
- количество жидких отходов, выступающих в качестве связующего;
- количество мелких иловых фракций;
- давление прессования смеси и количество стадий прессования;
- температура смеси при прессовании.

Нужно отметить, что свойства компаундных смесей влияют на характеристики получаемых продуктов термолиза (ТТТ, газа и жидких веществ) и являются определяющими при проведении процесса в НТП.

Твердые и жидкие компоненты отходов в различных пропорциях, в зависимости от физических свойств и химического состава, необходимо смешивать и уплотнять на стадии подготовки сырья с целью управления качеством и количеством конечной продукции и обеспечения надежной работы НТП, в которые поступает подготовленная смесь. Для этого нами ведется разработка специального оборудования, аналогом которого могут служить комбинированные вакуум-прессы, применяемые при производстве изделий из керамики и огнеупоров. Однако такие машины не позволяют перерабатывать материалы со специфическими свойствами, какими обладают ТУО (брикетуемость только при давлениях выше 10-12 МПа, высокий коэффициент упругого расширения и др.).

Разрабатываемая смесительно-прессующая машина (СПМ) (рис. 2) предназначена для перемешивания различных компонентов ТУО со связующим, температурного воздействия, прессования и брикетирования смеси. Расчет основных характеристик и узлов СПМ проводили на основании теорий шнековых (лопастных) машин и переработки пластических масс, теории брикетирования сыпучих материалов в валковых прессах, рассматривая основные части машины в отдельности с последующим согласованием их параметров.

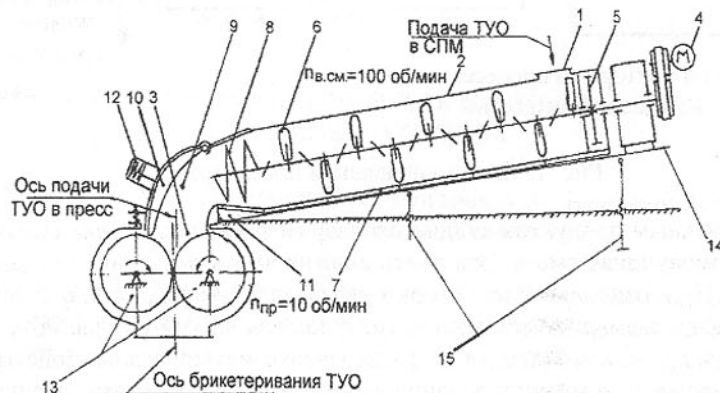


Рис. 2. Смесительно-прессующая машина (СПМ)

Промышленные отходы после предварительной подготовки, включающей удаление непрерабатываемых компонентов (металл, стекло, керамика) и измельчение, поступают в приемное отделение СПМ 1. СПМ состоит из двух отделов: отдела смешивания 2 и отдела прессования 3. Смеситель и валковый пресс снабжены автономными приводами (для смесителя – 4) и синхронизаторами (для смесителя – 5).

В смесительном отделении масса ТУО и бытовых отходов усредняется и перемешивается лопатками 6 со связующим, которое подается в рабочую камеру смесителя через форсунки. Лопатки смесителя имеют наклон к оси вала. Возможно применение постоянного для всех лопаток угла $\alpha = 20^\circ$ или переменного угла наклона $\alpha = 13 \div 20^\circ$, увеличивающегося к разгрузочному отверстию смесителя. Переменный α позволит создать переменную скорость движения массы: в начальной зоне смесителя масса будет больше перемешиваться, а в конечной зоне быстрее транспортироваться в распределительную камеру. Лопатки смесителя заострены для измельчения бытовых отходов.

Для подогрева массы при смешивании и перемещении по рабочей камере смесителя до температуры $70 \div 80^\circ \text{C}$ имеется паровая рубашка обогрева 7. При нагреве массы происходит более полное смачивание час-

тиц отходов связующими компонентами, а также размягчение шламовых фракций смеси, что позволяет получить высокую однородность смеси и уплотнить её при меньших затратах энергии.

На концевиках валов смесителя установлены выпарные шнековые подпрессовщики 8, которые уплотняют массу смеси в конусной части смесительного отдела и проталкивают её по распределительной камере.

Распределительная камера 9 представляет собой систему подвижных 10 и неподвижных 11 раскаток потока смеси, которые служат направляющими массы в ячейки валцов пресса. Подвижные раскатки снабжены пружинными регулируемыми элементами 12, которые регулируют подачу смеси в отдел прессования. В случае заклинивания массы пружинный элемент максимально сжимается и привод смесителя отключается.

Из распределительной камеры многопоточная масса поступает в отдел прессования, где на вращающихся брикетных вальцах 13 прессуется в брикеты заданной плотности.

Смеситель с приводом установлен на единую платформу 14, которая шарнирно крепится к фундаментной металлоконструкции. Опорно-фундаментная часть смесителя снабжена винтовыми домкратами 15, которые позволяют изменять угол наклона смесителя от 0° до 30° . Наклонное положение смесителя позволяет в значительной мере снизить затраты энергии на транспортировку сырьевой массы по рабочей камере смесителя, снизить осевые и радиальные нагрузки на подшипниковые узлы и предотвратить застопорение в распределительной камере за счёт уменьшения сопротивления движению массы смеси по рабочей поверхности при помощи увеличения угла подачи смеси в камеру.

Основным достоинством СПМ является совмещение нескольких технологических операций, обычно выполняемых в различных машинах, и в результате – исключение перегрузок, трактов, увеличение надежности технологии и достижение полной экологичности подготовки отходов перед термообработкой.

Список литературы: 1. Парфенюк А.С., Мельниченко А.Г. и Топоров А.А. Оценка ресурсов для крупномасштабной переработки твердых углеродистых отходов в Донецком регионе. // Кокс и химия. 1998. №6. с. 39-41. 2. Парфенюк А.С., Веретельник С.П., Кутняшенко И.В. и др. Проблема создания промышленных агрегатов для твердых углеродистых отходов. Возможности ее решения. // Кокс и химия 1999. №3. с. 40-44. 3. Парфенюк А.С. Новый агрегат для переработки твердых отходов. // Кокс и химия. 1999. №2., с.35-37.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНЫХ И СДВИГОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДЫХ ОТХОДОВ ДЛЯ СОЗДАНИЯ ПЕРЕРАБАТЫВАЮЩЕЙ ТЕХНИКИ

Парфенюк А.С., Ковтун С.В., Мельниченко А.Г.
(ДонГТУ, Донецк, Украина)

The analysis of experimentally defined values of a solid industrial and household wastage's (IHW) structural and shift performances is reduced, the recommendations for optimization of IHW's opening-up to thermolysis are proposed.

Накопление твердых промышленных и бытовых отходов (ПБО) представляют серьезную экологическую опасность для Украины. Утилизация отходов осуществляется различными методами (сжигание, захоронение, переработка на удобрения), которые, однако, экологически небезопасны, экономически неэффективны и не справляются с поставленными задачами; отсутствует масштабная, комплексная переработка.

В этой связи перспективной представляется технология переработки твердых углеродистых отходов в батареях наклонных термолизных печей [1, 2]. Технология отличается высокой экологичностью, поскольку весь процесс протекает в замкнутом пространстве герметичных камер.

Свойства поступающих на переработку твердых бытовых отходов (ТБО) нестабильны: содержание влаги колеблется от 15 до 60 % (зависит от времени года и места сбора), имеет место сложный морфологический состав: 30-40% бумаги и картона, 20-30% пищевых отходов, по 5% текстиля, керамики и камней, черных и цветных металлов, дерева и листьев, пластмасс и полимеров, стекла, присутствуют кожаные и резиновые изделия, кости и др. В последние десятилетия наблюдается тенденция к увеличению доли пластмасс и полимерных изделий в общей массе бытовых отходов. Нетрудно заметить, что около 75% приходится на долю органических отходов – сырья для энергохимической переработки.

Задача усреднения свойств ПБО с целью повышения эффективности их термолиза решается на этапе предварительной подготовки посредством применения сепараторов, грохотов, дробилок, смесителей и пр.

Для принятия обоснованных технических решений, выбора оптимальной конструкции техники необходимо знать характеристики ПБО, являющиеся исходными расчетными величинами при ее проектировании. Для сортирующих устройств, и грохотов в частности, таковыми являются структурные (распределение по классам крупности, насыпная и объемная плотности, адгезионные свойства) и сдвиговые (коэффициенты трения, начальное сопротивление сдвигу) характеристики.

В проведенных исследованиях определению подлежали гранулометрический состав, сыпучесть, вязкость, склонность к залипанию и слеживанию смесей ТБО (20%) и шлама Авдеевского коксохимического завода (АКХЗ, 80%). Варьировались температурные условия и количество жидких отходов, используемых в качестве связующего (кислая смола сульфатного отделения АКХЗ) [3]. В целом исследования позволяют расширить спектр исходного сырья.

Структурные характеристики. Коэффициент неоднородности при определении гранулометрического состава составил 2,5. Равные для идеально сыпучих материалов углы естественного откоса $\alpha_{нас}=32^\circ$ и обрушения $\alpha_{обр}=81^\circ$, что позволяет сделать вывод о склонности ТБО к проявлениям слеживания, сводообразования и других отрицательных свойств.

Сдвиговые характеристики. Коэффициенты внутреннего $k_{внут}$ и внешнего $k_{внеш}$ трения различных композиций определены в диапазоне давлений до 0,01 МПа. Обработка результатов сводилась к определению параметров аппроксимирующих прямых (табл. 1), описывающих участки положительных нормальных напряжений и имеющих вид $\tau = \tau_0 + k \cdot \sigma$, где σ и τ – нормальные и касательные напряжения; τ_0 – начальное сопротивление сдвигу; k – коэффициент трения, $k = \tan \varphi$, где φ – угол трения.

Таблица 1–Параметры аппроксимирующих прямых

Трение	Композиция	Вид прямой
Внутреннее	ТБО	$\tau = 0,50 + 0,61\sigma$
	ПБО (5% связующего)	$\tau = 0,32 + 0,44\sigma$
	ПБО (7% связующего)	$\tau = 0,28 + 0,42\sigma$
	ПБО (10% связующего)	$\tau = 0,17 + 0,39\sigma$
Внешнее	ТБО	$\tau = 0,10 + 0,53\sigma$
	ПБО (5% связующего)	$\tau = 0,11 + 0,50\sigma$
	ПБО (7% связующего)	$\tau = 0,12 + 0,44\sigma$
	ПБО (10% связующего)	$\tau = 0,13 + 0,40\sigma$

Результаты опытов свидетельствуют о том, что:

- смеси ПБО пластичнее ТБО, для последних характерно поведение хрупких материалов; при увеличении содержания связующего различие становится более явным;
- ТБО имеют меньший отрицательный участок нормальных напряжений, т.е. являются более сыпучим материалом, чем ПБО; степень различия также определяется количеством связующего;
- $k_{внут}$ более подвержен влиянию связующего, чем $k_{внеш}$;
- при смешении шламов углеобогащения и ТБО происходит значительное (в 1,5 раза) снижение значений $k_{внут}$ и τ_0 бытовых отходов;

– при определении $k_{\text{внеш}}$ наблюдается связь с касательными напряжениями адгезионного сдвига τ_0 : при $\tau_0 = \min k_{\text{внеш}} = \max$ и наоборот.

В результате дальнейших исследований были определены компрессионные и прочностные характеристики рассматриваемых композиций ПБО и ТБО. Основные результаты следующие:

1. Изменение содержания связующего в шихте с 5 до 10% вызывает снижение в среднем на 15% показателя степени компрессионной кривой и практически не отражается на других ее характеристиках. Большое количество связующего способствует росту прочности брикетов при испытаниях путем раскалывания более, чем на 20%.

2. Нагрев шихты перед прессованием до 80°C вызывает рост коэффициента упругого расширения и, как следствие, снижение плотности брикетов на 5-6%. Прочность брикетов возрастает на 5-10%, однако энергозатраты на прессование растут вдвое быстрее.

На основании полученных результатов предлагаются рекомендации по оптимизации подготовки смесей ПБО к термолу:

– для повышения прочности брикетов, как определяющей их характеристики, можно рекомендовать увеличение количества связующего; при необходимости допустимо повторное уплотнение брикетов;

– более чем 2-кратное прессование, а также предварительный нагрев шихты невыгодны с энергетической точки зрения.

Список литературы: 1. Парфенюк А.С. Новый агрегат для переработки твердых отходов // Кокс и химия. 1999. №2. С. 35-37. 2. Парфенюк А.С., Веретельник С.П., Кутняшенко И.В. и др. Проблема создания промышленных агрегатов для утилизации твердых углеродистых отходов. Возможности ее решения // Кокс и химия. 1999. №3. С. 40-44. 3. Парфенюк А.С., Мельниченко А.Г., Кутняшенко И.В. и др. Исследование физико-механических свойств твердых промышленных и бытовых углеродистых отходов // Труды ДонГТУ. Секция: Химия и химическая технология. Выпуск 13. 2000. С. 149-153.

КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ДОВОДКИ ШАРОВ

Пасичный О. О. (ИСМ, г. Киев, Украина)

The mathematical model for the calculation of the balls finishing process basic cinematic parameters is proposed.

В данной работе проведен в общем виде кинематический анализ

процесса доводки шаров. В частности, полученные в результате анализа зависимости применимы в случае доводки шаров, в том числе керамических, в канавках с переменным радиусом кривизны.

При анализе были приняты следующие допущения: а) обрабатываемые шары – абсолютно твердые не деформируемые тела; б) нормальная сила реакции возникающая на элементарной площадке контакта шара с инструментом пропорциональна вызванному приложенной силой её перемещению в тело инструмента; в) величина площадок контакта шара с образующими направляющей канавки определяется величиной их износа; г) форма износа образующих направляющей канавки описывается дугами окружностей с радиусом равным радиусу обрабатываемых шаров; д) шары во время обработки не касаются друг друга.

В работе не учитывается проявление гироскопического эффекта, т. к. для основной гаммы размеров обрабатываемых шаров и технологических режимов его влияние незначительно.

На рис. 1 изображена схема доводки. Между верхним 1 и нижним 3 доводочными дисками в направляющей канавке 4 расположены обрабатываемые шары 2. Обработка ведется в среде доводочной посты, при этом диск 1 прижимают к шарам 2 с рабочим усилием P , и вращают со скоростью ω_0 . Форма направляющей канавки в плане задана в полярной системе координат с центром в точке O_0 в виде:

$$R_k = F(\theta),$$

где: R_k – полярный радиус произвольной точки вершины канавки; θ – полярный угол, определяющий положение этой точки.

Соответственно, угол атаки канавки γ_k в этой точке равен:

$$\gamma_k = \arctg(F'(\theta)).$$

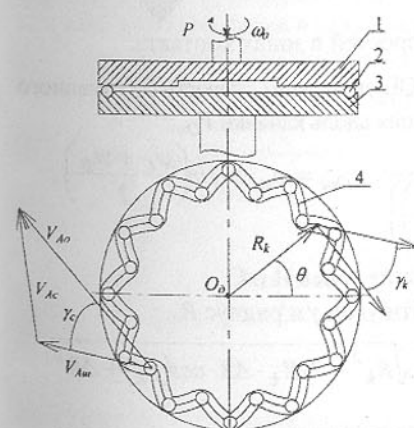


Рис. 1. Схема доводки шаров.

Во время доводки точка А на обрабатываемом шаре (рис. 2) под действием составляющей P_{Ac} силы трения между поверхностями шара и верхнего диска P_{Ac} движется вдоль канавки со скоростью $V_{Aш}$. При этом точка А на поверхности верхнего диска движется со скоростью V_{A0} в нормальном к радиусу этой точки направлении. В результате этого контактирующие поверхности в зоне точки контакта А проскальзывают с относительной скоростью равной V_{Ac} . Из треугольника АGH выведем уравнение связывающие эти скорости между

собой:

$$A_c = V_{A\delta} \cdot \frac{\sin(\gamma)}{\sin(\gamma_c)}, \quad A_{ш} = V_{A\delta} \cdot \frac{\sin(\gamma_c - \gamma)}{\sin(\gamma_c)},$$

где: γ – угол между направлениями векторов скорости $V_{A\delta}$ и $V_{Aш}$;
 γ_c – угол между направлениями векторов скорости V_{Ac} и $V_{Aш}$.

Величина скорости $V_{A\delta}$ определяется как:

$$V_{A\delta} = \omega_\delta \cdot R_\delta = \omega_\delta \cdot F(\theta),$$

где: R_δ – Расстояние от точки A до центра верхнего диска O_δ .

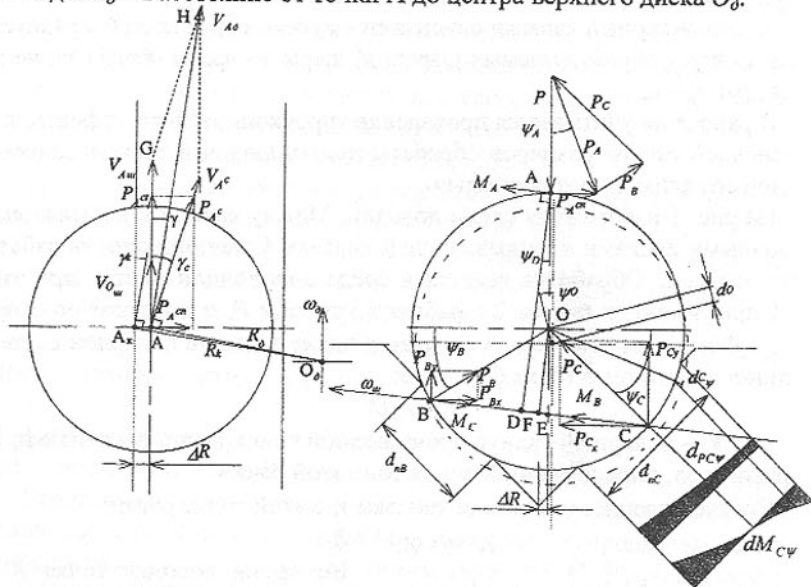


Рис. 2. Распределение сил и скоростей в зонах контакта.

Рассматривая треугольники DAE и FOE определим скорость собственного вращения шара $\omega_{ш}$ и скорость его перемещения вдоль канавки $V_{Oш}$:

$$\omega_{ш} = \frac{V_{Aш}}{r \cdot \left(\cos\left(\frac{\psi_C - \psi_B}{2}\right) + \sin\left(\frac{\psi_C + \psi_B}{2}\right) \right)}, \quad V_{Oш} = \omega_{ш} \cdot r \cdot \sin\left(\frac{\psi_C + \psi_B}{2}\right),$$

где: ψ_B, ψ_C – углы определяющие положение точек B и C.

Из треугольника A_kAO_δ можно найти угол γ и радиус R_δ

$$\gamma = \gamma_k + \arctg\left(\frac{\Delta R \cdot \sin(\gamma_k)}{R_k - \Delta R \cdot \cos(\gamma_k)}\right), \quad R_\delta = \sqrt{R_k^2 - 2 \cdot R_k \cdot \Delta R \cdot \cos(\gamma_k) + \Delta R^2}$$

где: ΔR – смещение положения шара в канавке.

Смещение положения шара в канавке происходит вследствие разного износа образующих канавки d_{nC} и d_{nB} (рис. 2):

$$\Delta R = \frac{\sqrt{r^2 - \left(\frac{d_{nB}}{2}\right)^2} - \sqrt{r^2 - \left(\frac{d_{nC}}{2}\right)^2}}{2 \cdot \cos(\beta)},$$

где: β – угол наклона образующих канавки, r – радиус шара.

Величина угла γ_c определяется из условия равенства момента M_A составляющей силы трения P_{Ac} относительно мгновенной оси вращения шара BC сумме моментов трения верчения M_B и M_C :

$$M_A = M_B + M_C, \quad (1)$$

$$M_A = \mu_d \cdot P \cdot \cos(\gamma_c) \cdot r \cdot \left(\cos\left(\frac{\psi_C - \psi_B}{2}\right) + \sin\left(\frac{\psi_C + \psi_B}{2}\right) \right),$$

$$M_C = \mu_k \cdot r \cdot \int_{\beta - \arcsin(d_{nC})}^{\beta + \arcsin(d_{nC})} d_{PC\psi} \cdot \cos(\psi) \cdot \left| \sin\left(\frac{\psi_C + \psi_B}{2}\right) - \sin\left(\psi - \frac{\psi_C - \psi_B}{2}\right) \right| \cdot d\psi,$$

$$M_B = \mu_k \cdot r \cdot \int_{\beta - \arcsin(d_{nB})}^{\beta + \arcsin(d_{nB})} d_{PB\psi} \cdot \cos(\psi) \cdot \left| \sin\left(\frac{\psi_C + \psi_B}{2}\right) + \sin\left(\psi + \frac{\psi_C - \psi_B}{2}\right) \right| \cdot d\psi,$$

где: μ_d, μ_k – коэффициенты трения шара о верхний диск и образующие направляющей канавки соответственно; $d_{PB\psi}, d_{PC\psi}$ – интенсивность распределенного давления в зоне контактов B и C соответственно.

Согласно принятым допущениям $d_{PB\psi}$ и $d_{PC\psi}$ зададим в виде:

$$d_{PC\psi} = K \cdot d_{C\psi}, \quad d_{PB\psi} = K \cdot d_{B\psi},$$

где: K – коэффициент, зависящий от твердости нижнего диска; $d_{C\psi}, d_{B\psi}$ – величина перемещения элементарной площадки поверхности контакта в тело нижнего диска в результате действия силы P .

Рассматривая распределение сил в зонах контакта, получим:

$$d_{C\psi} = r \cdot \left(\frac{\cos\left(\arcsin\left(\frac{d_O}{r}\right) \cdot \cos(\psi + \psi_O)\right) - \psi_O - \psi}{\cos(\psi + \psi_O)} - 1 \right),$$

$$d_{B\psi} = r \cdot \left(\frac{\cos\left(\arcsin\left(\frac{d_O}{r}\right) \cdot \cos(\psi + \psi_O)\right) + \psi_O - \psi}{\cos(\psi - \psi_O)} - 1 \right),$$

где: d_O – величина вдавливания шара в тело нижнего диска в результате действия силы P , ψ_O – направление этого вдавливания.

Для определения $d_{PB\psi}$ и $d_{PC\psi}$ из рис. 2 составим уравнения:

$$P_{Cy} + P_{By} = P, \quad (2)$$

$$P_{Cx} + P_{Bx} = P_{Acn}, \quad (3)$$

где: P_{Cy} , P_{Cx} , P_{By} , P_{Bx} – вертикальные и горизонтальные составляющие сил реакции P_C и P_B соответственно; P_{Acn} – нормальная составляющая силы трения P_{Ac} .

Составляющие сил согласно рис. 2 равны:

$$P_{Cy} = \int_{\beta - \arcsin(d_{nC})}^{\beta + \arcsin(d_{nC})} \sin(\psi) \cdot d_{PC\psi} \cdot d\psi,$$

$$P_{Cx} = \int_{\beta - \arcsin(d_{nC})}^{\beta + \arcsin(d_{nC})} \cos(\psi) \cdot d_{PC\psi} \cdot d\psi,$$

$$P_{By} = \int_{\beta - \arcsin(d_{nB})}^{\beta + \arcsin(d_{nB})} \sin(\psi) \cdot d_{PB\psi} \cdot d\psi,$$

$$P_{Bx} = \int_{\beta - \arcsin(d_{nB})}^{\beta + \arcsin(d_{nB})} \cos(\psi) \cdot d_{PB\psi} \cdot d\psi,$$

$$P_{Acn} = \mu_d P \sin(\gamma_d).$$

Величину углов ψ_C и ψ_B определим исходя из того, что в процессе обработки точки контакта В и С занимают такое положение, при котором сумма моментов трения верчения в этих точках минимальна:

$$M_B + M_C \rightarrow \min \quad (4)$$

Решая систему составленную из уравнений (1) – (4), мы найдем все неизвестные, что позволит полностью описать кинематические параметры процесса доводки шаров.

РАСЧЕТ ПРИПУСКА ПОД ОПЕРАЦИЮ ШЛИФОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ВИНТОВЫХ КАНАВОК

Петраков Ю.В., Субин А.А. (НТУУ «КПИ», г. Киев, Украина)

The major problem at grinding of rolling nut's spiral groove is the treated formed surface change of a owing to uneven cutting tool's wear. In the article the relation of dimensional emery-wheel wearing to cutting intensity is reviewed. Also is designed the technique of allowance value and form determination in the nuts bar for equalization of emery-wheel wearing.

Формирование профиля винтовых канавок гаек высокоточных винтовых пар качения выполняется, как правило, по следующему технологическому процессу: черновая операция нарезания винтовой канавки (резьбофрезерная либо резьботокарная), термообработка и финишная операция резьбошлифования. На последней операции формирование профиля осу-

ществляется методом копирования фасонного (обычно радиусного) профиля шлифовального круга. Практика показывает, что на операции резьбошлифования абразивный круг изнашивается неравномерно, что искажает его формообразующую поверхность и негативно сказывается на точности формы профиля винтовой канавки. На неравномерность износа шлифовального круга наряду с переменными условиями резания наибольшее влияние оказывает неравномерный съем металла в течении цикла шлифования различными участками круга. Поэтому для повышения точности формообразования профиля винтовой канавки большое значение имеет величина и форма расположения припуска.

Припуск под операцию шлифования фасонных поверхностей обычно располагается эквидистантно к поверхности детали. Такое расположение припуска для винтовой канавки гайки показано на рис.1.

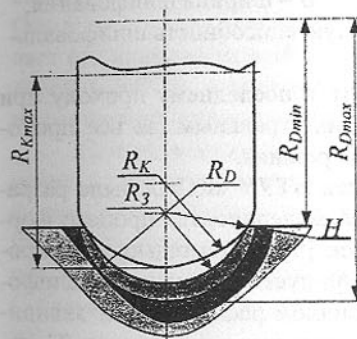


Рис.1. Схема шлифования внутренних канавок.

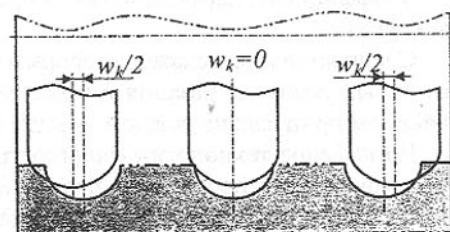


Рис.2. Схема настройки режущего инструмента при шлифовании гаек.

Величина наименьшего допустимого припуска H рассчитывается с учетом состояния заготовки после предыдущей обработки и условий выполнения операции шлифования [1]. Причем для снижения наследственной погрешности шага детали уменьшают неравномерность распределения припуска по профилю резьбы путем проведения специальной настройки станка: шлифовальный круг выставляют симметрично относительно обрабатываемого профиля резьбы в середине резьбовой части гайки (рис.2) до касания с этим профилем [2]. При такой настройке станка неравномерность припуска, обусловленная накопленной погрешностью шага от осевой деформации гайки, уменьшается в два раза. И формула расчета припуска примет вид:

$$H_i = R_{Zi-1} + h_{i-1} + \frac{w_{ki-1}}{2 \cdot R_3} \sqrt{R_K^2 - (R_D + R_{Dmin} - R_{Dmax})^2} + \sum w_i$$

где i – номер операции; R_{Zi-1} – величина неровностей после предыдущей операции; h_{i-1} – величина дефектного слоя после предыдущей операции; w_k – накопленная погрешность шага после предыдущей операции; $\sum w_i$ – величина геометрической суммы погрешностей (установки, базирования, температурных деформаций и пр.) на данной операции.

Интенсивность износа абразивного круга v_{ik} определяется в основном силой резания (в частности ее составляющей P_y), которая, в свою очередь, зависит от скорости снятия припуска [3,4]:

$$P_O = C_p \cdot (Q \cdot s_o)^\alpha \cdot B$$

$$v_{ik} = C \cdot (k_{\text{реж}} \cdot P_y)^m$$

где P_O – осевая составляющая силы резания; C_p , C , α , m – эмпирические коэффициенты и показатели степени; Q – аналог интенсивности снятия припуска; s_o – величина контурной подачи; B – ширина шлифования; $k_{\text{реж}}$ – коэффициент, характеризующий режущую способность шлифовального круга.

Следовательно, искажение формы круга к последнему проходу при неизменных режимах резания определяется интегральным (за все проходы) съемом припуска на каждом участке зоны резания.

На кафедре технологии машиностроения НТУУ «КПИ» была разработана прикладная программа, позволяющая моделировать процесс формообразования внутренних винтовых канавок [5]. С помощью этой программы был рассчитан интегральный съем припуска для условий шлифования винтовой канавки гайки при симметричном расположении эквидистантного припуска (рис.1) за приведенными начальными данными (Киевский авиационный завод «АВИАНТ»):

Таблица 1.

Размеры детали		Размеры инструмента	
Максимальный радиус R_{Dmax}	23,00 мм	Максимальный радиус R_{Kmax}	19,25 мм
Минимальный радиус R_{Dmin}	20,90 мм	Радиус скругления R_2	3,27 мм
Радиус канавки R_D	3,27 мм	Ширина B	6,00 мм
Припуск H	0,25 мм		
Параметры ТОС		Силовые параметры	
Модуль упругости шпинделя E	$2 \cdot 10^5$ МПа	Коэффициент C_p	3,80
Диаметр шпинделя $d_{ш}$	18,00 мм	Коэффициент α	0,54
Длина шпинделя $l_{ш}$	140,0 мм	Коеф-т радиальной силы	2,50

Моделирование производилось при постоянном значении поперечной подачи 0.03 мм/проход, частота вращения заготовки 3 об/мин.

Как видно из полученного графика (рис.3), величина интегрального

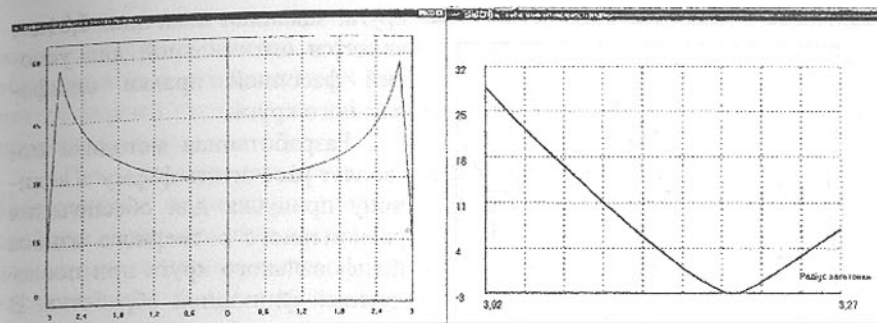


Рис.3. График интегральной интенсивности шлифования.

Рис.4. Зависимость интенсивности шлифования от радиуса заготовки.

съема припуска распределяется по ширине круга весьма неравномерно. Она характеризует выполненную каждым участком круга работу и определяет его неравномерный износ, причем характер неравномерности распределения работы определяется суммарной величиной снимаемого припуска на соответствующих участках резания.

При моделировании было замечено, что незначительное изменение радиуса канавки заготовки (на 0,01 мм) вызывает существенное изменение формы кривой интегрального съема припуска по поверхности круга. Ясно, что наилучшие условия (с точки зрения равномерности износа круга) обеспечивает одинаковый интегральный съем припуска на всех участках. С целью определения оптимального радиуса заготовки была решена задача:

$$\Delta = |Q_{\max} - Q_{\min}| \rightarrow \min; \quad Q_k = f(R_3), R_3 \in [R_D - H, R_D]. \quad (1)$$

В результате решения задачи оптимизации был построен график зависимости $\Delta = f(R_3)$ (рис.4). Ввиду нелинейности функции (1) нахождение оптимального значения R_3^* проводилось путем реализации алгоритма поиска минимального значения методом наискорейшего спуска. После определения оптимального радиуса $R_3^* = 3,19$ мм был рассчитан интегральный съем припуска при такой форме заготовки (рис.5).

Невозможность получения идеальной формы графика (прямая линия), а соответственно и совершенно равномерного износа круга, объясняется несколькими причинами. Наличие возрастающих и спадающих областей (1,3 на рис.5) обуславливается простым (радиусным) заданием формы канавки перед операцией шлифования ввиду технологической простоты реализации и, соответственно, снижения стоимости предварительных операций. Характер области интенсивного снятия металла (2, рис.5) кроме приведенной причины обуславливается точностью формирования профиля

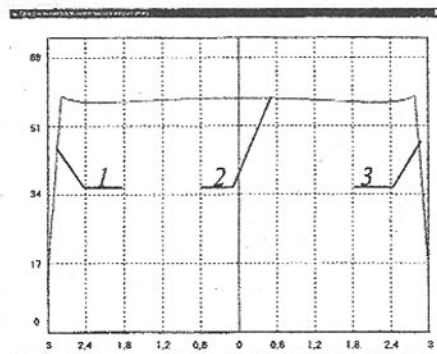


Рис.5. График интегральной интенсивности шлифования для оптимального значения R_3^* .

круга: заданная величина 0,01мм является оптимальной для условий фасонной правки шлифовального круга.

Разработанная методика позволяет рассчитать форму и величину припуска для обеспечения равномерного размерного износа шлифовального круга при последующей финишной обработке. В результате обеспечивается стабильность формы винтовой канавки без необходимости проведения промежуточной правки режущего инструмента, и значительно уменьшается количество

проходов на выхаживание.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Технология машиностроения. — Л.: Машиностроение, 1985. — 496с. 2. Управление процессом шлифования / А.В.Якимов, А.Н.Паршаков, В.И.Свищев, В.П.Ларшин. — К.: Техніка, 1983. — 184с. 3. Михелькевич В.Н. Автоматическое управление шлифованием. — М.: Машиностроение, 1975. — 304с. 4. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. М., «Машиностроение», 1974, 380 с. 5. Pietrakow J.W., Subin A.A. Modelowanie procesu szlifowania rowka śrubowego w nakrętkach przekładni tocznych / Technologia i automatyzacja montażu. Dodatek specjalny do nr 4(26)/1999. — Rzeszow, 1999. — s.50-52.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПЕРЕДАЧ ЗАЦЕПЛЕНИЕМ

Пилипенко О.И., Кришук Н.Г., Козар И.Ф., Максименко В.А.
(ЧГТУ, г. Чернигов, Украина)

The methods, algorithms and programs for computer simulation of thermomechanical properties of polymeric composites in parts of drives by an engagement has been developed with the purpose of analysis strength-strained state of constructions. The results of computing experiment of a polymeric link of a drive chain have been given at operational loads.

Постановка задачи исследования. Проблема исследования напряженно-деформированного состояния деталей передач зацеплением, изготовленных из нетрадиционных материалов (полимерных композитов), является задачей первостепенной важности. Объект исследования — детали приводной цепи.

При описании механических процессов, обусловленных режимами эксплуатации полимерных деталей машин зацеплением, механические свойства материала этих деталей в общем случае полагаем зависящими от параметров состояния системы, которые, в свою очередь, предполагаем зависящими от пространственных координат и времени. Считаем, что тело звена цепи заполняет в трехмерном пространстве R^3 многосвязную область $\Omega(t) \subset R^3$, ограниченную кусочно-гладкой поверхностью $S(t) = U \cup S_m(t)$.

Общая математическая формулировка задачи. Проблему исследования механических процессов в полимерной детали будем описывать следующей системой разрешающих уравнений [1,2]:

- уравнение равновесия: $\nabla \cdot \sigma(r,t) + F(r,t) = 0$ (1)

- кинематические соотношения Коши: $2 \cdot \varepsilon(r,t) = \nabla \cdot u(r,t) + \nabla \cdot u^T(r,t)$ (2)

- уравнения механического состояния, определяющие закон деформирования среды: $\Phi(\sigma(r,t), \dot{\sigma}(r,t), \varepsilon(r,t), \dot{\varepsilon}(r,t), T(r,t)) = 0$ (3)

Наряду с разрешающими уравнениями (1)-(3), математическая постановка задачи для сопряженных элементов конструкций требует формулировки механических условий на контактных поверхностях и внешних границах объемов, а также начальных условий для векторов перемещений, деформаций и напряжений.

Механические граничные условия в момент времени t определяются заданием:

1) перемещений на $S_{M1}(t) \subset S_M(t)$ (кинematicкие условия)

$$u(r) = u^*(r, t), \text{ for } r \in S_{M1}(t); \quad (4)$$

2) распределенных усилий на $S_{M2}(t) \subset S_M(t)$ (статические условия)

$$\sigma_{ij}(r, t) \cdot n_j = P(r, t), \text{ for } r \in S_{M2}(t). \quad (5)$$

3) взаимодополняющих компонент векторов скоростей перемещений (4) и скоростей изменения усилий (5) на S_3 (смешанные условия).

4) контактные взаимодействия сопряженных элементов конструкций характеризуются зависимостью нормальных и касательных составляющих реакции от условий силового взаимодействия на контактной поверхности, подлежащей определению. Для момента времени t процесса механического нагружения выделим участки поверхности тел А и В возможного кон-

тактного взаимодействия $S_{M4}^A(r, t) \in S^A$ и $S_{M4}^B(r, t) \in S^B$. Величины площадей контактных поверхностей задаем такими, чтобы $S_{M4}^A(r, t) = S_{M4}^B(r, t) = S_{M4}(r, t)$. Обозначим через $q(r) = \left\{ q_{-1}(r), q_{-2}(r), q_{-3}(r) \right\}$, $r \in S_{M4}(t)$ - вектор контактных усилий в момент времени t . Причем для тела А вектор $q^A(r, t)$ равен вектору $q^B(r, t)$ для тела В.

Сформулируем принимаемые условия контакта слоев S_{M4}^A и S_{M4}^B на границе $S_{M4}(t)$. В условиях механического контактного взаимодействия пары тел А и В на поверхности $S_{M4}(t)$ предполагаем:

- малость деформаций поверхностных слоев фактической контактной зоны $S_{M4}(t)$;
- возможность одностороннего отслаивания на части контактной поверхности $S_{M4}(t)$ сопряженных тел, применительно к случаю, когда для последовательности моментов времени нагружения $t_{j+1} > t_j$ контактная поверхность S_{M4} не увеличивается, т.е. $S_{M4}(t_{j+1}) \leq S_{M4}(t_j)$;
- изменение в процессе нагружения типов механического взаимодействия на контактной поверхности $S_{M4}(t)$ сопряженных тел: а) жесткое сцепление тел без проскальзывания; б) проскальзывание слоев с известным коэффициентом трения $f_T(r, t)$.

Сформулируем условия механического контакта. Для каждого момента времени нагружения t на контактной поверхности $S_{M4}(t)$ должны выполняться контактные силовые условия

$$\sigma^A(r, t) \cdot e^A = \sigma^B(r, t) \cdot e^B, r \in S_{M4}(t), \quad (6)$$

а также контактные кинематические условия совместности перемещений

$$u^A(r, t) = u^B(r, t), r \in S_{M4}(t), \quad (7)$$

$$\text{если } q_{e_2}(r, t) - f_T(r, t) \cdot q_{e_1}(r, t) < 0, r \in S_{M4}(t) \quad (8)$$

или известна величина $f_T(r, t)$ в случае жесткого сцепления тел либо односторонние контактные ограничения

$$u_{e_1}^A(r, t) + u_{e_1}^B(r, t) - \delta_{e_1}(r, t) \leq 0, r \in S_{M4}(t) \quad (9)$$

$$q_{e_1}(r, t) \leq 0, r \in S_{M4}(t), \quad q_{e_2}(r, t) - f_T(r, t) \cdot q_{e_1}(r, t) \leq 0, r \in S_{M4}(t) \quad (11)$$

в случае проскальзывания или отслаивания.

Начальные условия соответствуют заданию в момент времени $t = t_0$ в объеме $\Omega(t_0)$ распределения соответствующих полей

$$\text{а) перемещений: } u(r, t_0) = u_0(r), \quad (12a)$$

$$\text{б) деформаций: } \varepsilon(r, t_0) = \varepsilon_0(r), \quad (12б)$$

$$\text{в) напряжений: } \sigma(r, t_0) = \sigma_0(r) \quad (12в)$$

В (1) – (12) приняты следующие обозначения: r – вектор, конкретизирующий положение элемента тела полимерной детали в декартовой системе координат; t – время; u, σ, ε – подлежащие определению поля перемещений, напряжений и деформаций соответственно; $n(t)$ – вектор внешней нормали к поверхности тела $S(t)$; $v(r, t)$ – вектор скорости точек.

Общая структура универсальной интегрированной среды ИСКЭР для компьютерного моделирования. Система ИСКЭР состоит из следующих основных подсистем: подсистемы подготовки геометрической модели, которая состоит из редактора сеток конечных элементов FEM-Editor, сопряженного с генератором сеток конечных элементов FEM-Gener (препроцессор); подсистемы наложения граничных условий FEM-BND(препроцессор); подключаемых процессоров расчета полей, в том числе: решателя связанных задач теплопроводности и термовязкопластичности; решателя контактных задач термоупругости; решателя контактных задач теплопереноса; подсистемы визуализации результатов расчетов FEM-Server; монитора, осуществляющего взаимодействие подсистем.

Кроме того, в состав системы ИСКЭР входит подсистема обработки экспериментальных данных свойств материалов FEM-Spline. Общая организация системы ИСКЭР и потоки данных между подсистемами изображены на рис.1.

Потоки данных обозначены одинарными стрелками, потоки управления – двойными.

Компьютерное моделирование полей различной физической природы полимерных композитов осуществляется на ПЭВМ и состоит из следующих основных этапов: подготовка геометрической модели тела; создание дискретной модели тела в виде совокупности конечных элементов; задание граничных и начальных условий, а также технологических особенностей изготовления конструкции; решение в общем случае связанных нелинейных систем уравнений задач термомеханики; обработка и интерпретация полученных результатов.



Рис.1. Общая структура системы расчета связанных термомеханических полей ИСКЭР

подходе контактное взаимодействие деталей приводной цепи рассматривалось в трехмерной постановке. Исследовались полимерные звенья (внутренние и наружные) цепи с шагом $t=19,05$ мм. Физико-механические свойства полимерных композитов: модуль Юнга $E=8 \cdot 10^3$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu=0,35$, предел прочности при растяжении $\sigma_{\text{пр}}=110 \dots 130$ МПа, при сжатии $\sigma_{\text{сж}}=136$ МПа, коэффициент трения $f=0,25$.

Получены картина распределения (рис.2) и величины давлений в зонах контакта.

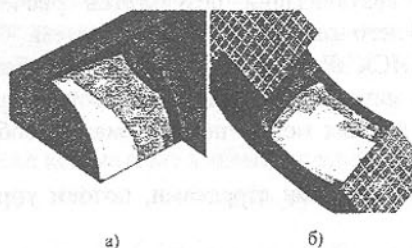


Рис.2. Картина распределения давлений в зонах контакта

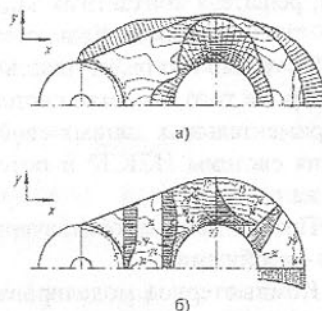


Рис.3. Эпюры напряжений σ на контуре (а) и в теле детали (б).

В ходе расчета напряженно-деформированного состояния звенья цепи рассматривали как плоское тело кусочно-переменной толщины. При этом, для корректного отображения в расчетных схемах характера взаимодействия звеньев внешняя распределенная нагрузка задавалась по закону, соответствующему распределению контактного давления.

Вычислительный эксперимент и обсуждение результатов. Результаты вычислительного эксперимента приведены для полимерных деталей (звеньев) приводной цепи при нагружении, отвечающем реальным условиям эксплуатации. В принятом расчетном

Получены компоненты тензора напряжений $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, интенсивность эквивалентных напряжений σ_e , определенных согласно энергетической теории прочности. Некоторые результаты расчетного исследования НДС звеньев цепи на ПЭВМ представлены на рис. 3.

Результаты проведенных расчетных исследований показывают, что использование разработанных моделей для деталей передач зацеплением позволяют достаточно точно определить общую картину контактного взаимодействия полимерных деталей, установить характер распределения напряжений в теле детали и зоны их концентрации в зависимости от применяемых материалов, режимов работы и конструктивного исполнения.

Список литературы: 1. А.С.Цыбенко, Н.Г.Кришук, А.Вачев, В.Тодоров. Пакет прикладных программ "Термоупругопластичность" для моделирования нестационарного теплового и термического термоупругопластического напряженно-деформированного состояния плоских и осесимметричных тел. Издание ВМЭИ, НРБ, г. Габрово, 1985. 2. О.И.Пилипенко, А.С.Цыбенко, Н.Г.Кришук и др. Расчет напряженно-деформированного состояния металлополимерных звездочек цепной передачи при эксплуатационных нагрузках. // Деп. УкрНИИТИ №1670 – УК90 10.10.90, КПИ, 143с.

КРИТЕРИАЛЬНАЯ ОЦЕНКА КАЧЕСТВА УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ РЕЖИМОМ ПЕЧИ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ПЕРЕПЛАВА

Пищулина Е.В., Цыганаш В.Е. (ДГМА, г. Краматорск, Украина)

Worded and is analytically motivated one of the most efficient quality criterions of governing electrical cut elektroslog stove.

Актуальность проблемы экономии энергетических ресурсов определяет возрастающее внимание к критериям эффективности процессов управления, передачи и преобразования, электрической энергии в другие виды и, в первую очередь, в тепловую, поскольку здесь расходуется значительная часть всей электроэнергии и при этом значительная ее часть теряется в силовой цепи электроустановки. Рассмотрим задачу управления электрическим режимом электрошлаковой печи (ЭШП) как вариационную задачу. В качестве основного параметра выберем мощность $P_n(t)$, поступающую в электропечь и представляющую собой скалярное произведение тока I на напряжение U . В ЭШП управление источником питания реализуется в виде ступенчатых изменений напряжения U по программе, опреде-

ляемой из условий протекания технологического процесса. Обычно напряжение задаётся и поддерживается неизменным на отдельных отрезках времени t . Задавая напряжение, задают тем самым определенное значение мощности источника питания $P_n(t)$. Выбранное с учетом потерь и технологических требований, это значение может быть представлено двумя слагаемыми: максимальной полезной мощностью $P_n(t)_{\max}$, поступающей в электропечь, и мощностью потерь $P_{\text{ном}}(I)$. В этом смысле $P_n(t)$ можно рассматривать как максимальную мощность, которую может развить источник питания в данный момент времени и при данных условиях.

Если при таком подходе в качестве критерия оптимального управления выбирается величина, характеризующая $P_n(t)$, то решение задачи можно искать в виде функции $U(I)$. Однако, искать решение в таком виде неудобно, так как по самому смыслу задачи функция $U(I)$ неоднозначна, поэтому решение целесообразно искать в параметрической форме $I=I(t)$, $U=U(t)$. Если учесть, что мощность это площадь $S[I(t), U(t)]$, то при этом потребуются определить экстремум функционала

$$S[I(t), U(t)] = \frac{1}{2} \int_0^T \left(U \frac{dI}{dt} - I \frac{dU}{dt} \right) dt \quad (1)$$

при наличии своеобразного условия

$$L = \int_0^T \sqrt{\left(\frac{dI}{dt} \right)^2 + \left(\frac{dU}{dt} \right)^2} dt,$$

где L – постоянная, T – время протекания процесса.

Другими словами при заданном периметре требуется найти максимальную площадь.

Поскольку ЭШП в подавляющем большинстве случаев работает на переменном токе промышленной частоты ω , то для мгновенных значений тока и напряжения силовой электрической цепи можно записать

$$i = I_m \sin \omega t, \quad u = r I_m \sin \omega t + (X_L - X_C) I_m \cos \omega t,$$

где I_m – амплитудное значение тока, r , X_L , X_C – активное, индуктивное и емкостное сопротивления силовой цепи электропечи. Определив из этих

соотношений $\frac{di}{dt}$ и $\frac{du}{dt}$, казалось бы нетрудно получить уравнения связи, однако это некорректно, так как получаемые функции не являются близкими в смысле близости первого порядка по отношению к ранее рассматривавшимся функциям [1].

Поэтому уравнения связи представим в таком виде

$$\begin{aligned} \frac{dI}{dt} &= \frac{dI[\omega \varphi(t), t]}{dt}, \\ \frac{dU}{dt} &= \frac{dU[\omega \varphi(t), t]}{dt}, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\varphi(t)$ – фазовый сдвиг между током и напряжением силовой цепи. С учетом граничных условий, условий протекания технологического процесса и уравнений (1,2) получаем вариационную задачу на условный экстремум. Её главная особенность в том, что требуется найти экстремум одного функционала при условии, что другой функционал сохраняет постоянное значение L .

Для решения этой задачи составим вспомогательный функционал

$$J(U, I) = \int_0^T \left[\frac{1}{2} \left(U \frac{dI}{dt} - I \frac{dU}{dt} \right) + \lambda_1 \left(\frac{dI}{dt} - \frac{dI[\omega, \varphi(t), t]}{dt} \right) + \lambda_2 \left(\frac{dU}{dt} - \frac{dU[\omega, \varphi(t), t]}{dt} \right) \right] dt$$

Уравнения Эйлера-Лагранжа для этого функционала имеют вид

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \frac{dI}{dt} - \frac{d}{dt} \left(-\frac{1}{2} I + \lambda_2 \right) &= 0; \\ -\frac{1}{2} \frac{dU}{dt} - \frac{d}{dt} \left(-\frac{1}{2} U + \lambda_1 \right) &= 0; \\ \lambda_1 \frac{d}{dt} \left(-\frac{dI[\omega, \varphi(t), t]}{d\varphi} \right) + \lambda_2 \frac{d}{dt} \left(-\frac{dU[\omega, \varphi(t), t]}{d\varphi} \right) &= 0; \end{aligned} \quad (3)$$

Интегрируя первые два уравнения системы (3), найдем $\lambda_1 = -U$, $\lambda_2 = I$. Произвольные постоянные выбраны равными нулю за счет параллельного переноса осей координат. Подставляя найденные значения λ_1 и λ_2 в третье уравнение системы (3), можно получить экстремали функционала.

Из этого уравнения следует, что для достижения и поддержания оптимального электрического режима, т.е. режима, при котором в печь поступает максимальная полезная мощность $P_n(t)_{\max}$, одного воздействия на $P_n(t)$ недостаточно. Для этого необходимо воздействовать и на полное сопротивление печи или на коэффициент мощности установки, который можно регулировать посредством изменения положения электродов в ванне. При изменении коэффициента мощности изображающая точка, характеризующая мощность, поступающую в шлаковую ванну, перемещается в фазовой области, т.е. в координатах “мощность-фаза”. При перемещении она проходит и через точку оптимального режима, характеризуемую заданными значениями отношения активного сопротивления к полному сопротивлению силовой цепи. Очевидно, вблизи оптимального режима будет

наблюдаться: $UI + I\Delta U = \Delta P_p(t)$, где $\Delta P_p(t)$ можно рассматривать как недоиспользованную мощность источника питания, возникающую в результате отклонения от оптимального электрического режима.

Тогда для мощности, поступающей в установку, можно записать

$$P_n(t) = P_H(t) - P_{\text{пот}}(I) - \Delta P_p(t),$$

где $P_n(t)$ – активная полезная мощность;

$P_H(t)$ – текущее значение мощности, установленной для источника, исходя из условий протекания технологического процесса;

$P_{\text{пот}}(I)$ – мощность потерь в силовой цепи электропечи.

Очевидно, при правильном выборе $P_H(t)$ и $\Delta P_p(t) = 0$ в электропечи поддерживается оптимальный режим

$$P_n(t) = P_n(t)_{\text{max}}.$$

При этом траектория, образованная значениями $P_n(t)_{\text{max}}$, дрейфует в фазовой области. В настоящее время оперативное измерения смещений максимума мощности в фазовой области не производится из-за трудности реализации такого измерения.

В предлагаемом варианте системы управления предусматривается оперативно определять положение оптимальной траектории и поддерживать на ней изображающую точку с помощью модели [2].

Подчеркнем, что модель характеризует не $P_n(t)$, а нормированное ее значение, т.е. коэффициент использования мощности источника питания

$$K_n(t) = \frac{P_n(t)}{P_H(t)}.$$

Тогда при оптимальном управлении электрическим режимом установки должно выполняться условие

$$K_n(t) = \frac{P_H(t) - P_{\text{интенс}}(I) - (UI + I\Delta U)}{P_H(t)} \rightarrow \max$$

при ограничениях $U \leq U_{\text{дон}}; I \leq I_{\text{дон}}; d \leq \cos \varphi \leq b$,

где $U_{\text{дон}}, I_{\text{дон}}$ максимально допустимые значения для электрошлаковой печи по напряжению и току;

d, b – диапазон, внутри которого дрейфует оптимальное значение коэффициента мощности.

Таким образом, с учетом отмеченных ограничений алгоритм оптимального управления можно записать в виде следующего предписания:

1) пользуясь доступными для измерения величинами U и I , оперативно определять положение максимума полезной мощности в фазовой области;

2) измеряя величины U, I и их приращения, вычислять в фазовой области отклонения от оптимального электрического режима $\Delta P_p(t)$;

3) оказывая воздействие на переменные управления, поддерживать $\Delta P_p(t) \rightarrow 0$, при этом $K_n(t) \rightarrow \max$;

4) определяя с помощью имеющейся в существующей системе микро-ЭВМ текущее значение мощности, потребляемой ЭСП и сопоставляя его с заданным значением мощности, регулировать напряжение U до устранения рассогласования.

Такой подход к решению задачи перспективен, поскольку в плане физической реализации он представляет ряд возможностей, ранее не использовавшихся при управлении электропечью.

1. Для вариационных задач рассмотренного типа характерен принцип взаимности [1].

Его сущность заключается в том, что оба функционала задачи имеют общие экстремали, поэтому при оптимальном электрическом режиме цепи в электропечь будет поступать максимальная мощность $P_n(t)_{\text{max}}$ при $P_n(t) = \text{const}$, равно как и при $P_n(t)_{\text{max}} = \text{const}$ установка будет потреблять из сети минимальную мощность. Это исключительно актуально в настоящее время, поскольку в процессе работы печи требуется потребление минимального количества энергии при максимальном её использовании.

2. Реализация подхода открывает возможность оптимального управления электрическим режимом печи на всех этапах её работы по единому критерию – коэффициенту использования мощности источника питания $K_n(t)$ [2]. Предлагаемый критерий имеет ясную структуру, универсален, т.е. применим к любой системе независимо от её структуры, сложности, возможных временных режимов процесса, физической реализации. Он полно и однозначно характеризует фактическую эффективность энергетического процесса, т.е. позволяет оценивать в любой конкретной ситуации, какова удельная мера потерь энергии, сопровождающих реализуемый процесс.

3. Такой подход допускает решение оптимизационной задачи с помощью сравнительно простой аналоговой модели силовой цепи установки. При этом модель выполняет функции аналогового вычислителя, который определяет отклонения от оптимального режима в силовой цепи в темпе хода технологического процесса, т.е. без запаздывания.

Список литературы: 1. Эльсгольц Л.Э. дифференциальные уравнения и вариационное исчисление. – М.: Наука, 1969. – 424с. 2. Цыганаш В.Е. Выбор и обоснование критерия оптимальности электрического режима плавильной печи // Математические модели технологических процессов в цветной металлургии с применением УЦВМ: Сб. научн. трудов. – Донецк: Изд-во ДонГУ, 1984. – с. 155-158.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СПАДКОВОСТІ ДІЕЛЕКТРИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ МЕТОДОМ ЕЛІПСОМЕТРІЇ ПІСЛЯ ЕЛЕКТРОННО-ПРОМЕНЕВОЇ ОБРОБКИ

Поздєєв С.В. (ЧІПБ, м. Черкаси, Україна), Дубровська Г.М., Кнашевич Г.В., Юрінець Р.В. (ЧІТІ, м. Черкаси, Україна).

The article informs about optical characteristics of surface layers of K-8 and TF-5 glass, which surface was exposed to electronic-radial modification.

Для надання спеціальних властивостей поверхневим шарам скляних плат оптичних інтегральних схем перспективним є використання модифікації поверхні скла електронним променем стрічкової форми. Після такої обробки за рахунок оплавлення на товщину 20- 120 мкм дефектний шар скла зменшується, що приводить до збільшення чистоти поверхні, а поверхні шари скла змінюють свій фазовий та хімічний склад, набуваючи при цьому оптичних характеристик, які відрізняються від характеристик у об'ємі матеріалу [2, 3].

З метою вивчення оптичних властивостей модифікованої таким чином поверхні був застосований еліпсометричний метод. Дослідження проводилися на зразках зі скла К-8 та ТФ-5 (коефіцієнти заломлення відповідно $N_{об} = 1.5146$ та $N_{об} = 1.7497$ для довжини хвилі випромінювання $\lambda = 632.8$ нм) ГОСТ13659-78, поверхні яких оброблялася електронним променем під різними режимами. Вимірювання проводилися на лазерному еліпсометрі ЛЕФ-3М з довжиною хвилі лазера $\lambda = 638.2$ нм. Визначення поляризаційних кутів проводилося за двоохонною методикою. Похибка визначення поляризаційних кутів складала $\delta\Delta = \pm 0.1^\circ$, $\delta\psi = \pm 0.05^\circ$.

Аналіз результатів проводився за двома модельними уявленнями про поверхневий шар скла. Всі розрахунки проводилися за допомогою пакета MATHCAD 7.0 Professional.

Скло, що оброблене механічно, достатньо точно описується двошаровою моделлю.

Для вирішення оберненої задачі еліпсометрії для цієї моделі був застосований метод Холмса [1]. Були розраховані значення показника заломлення і оптична товщина поверхнього шару скла К-8 після електронно-променевої модифікації поверхні із різними значеннями струму (табл. 1).

Аналіз результатів показав, що зі збільшенням струму променя показник заломлення поверхнього шару значно зменшується у порівнянні з показником заломлення матеріалу зразка, а оптична товщина збільшується (рис.1).

Таблиця 1—Оптичні характеристики поверхнього шару скла К-8 у залежності від прискорювальної напруги електронного променя.

Режим обробки		Коефіцієнт заломлення у об'ємі скла К-8	Коефіцієнт заломлення та оптична товщина поверхнього шару скла К-8	
I , мА	U , кВ	$N_{об}$	N_1	d , нм
200	5	1.5146	1.497	61
230	5	1.5146	1.503	79
250	5	1.5146	1.498	108
260	5	1.5146	1.491	117
280	5	1.5146	1.452	129
290	5	1.5146	1.388	131
300	5	1.5146	1.357	149

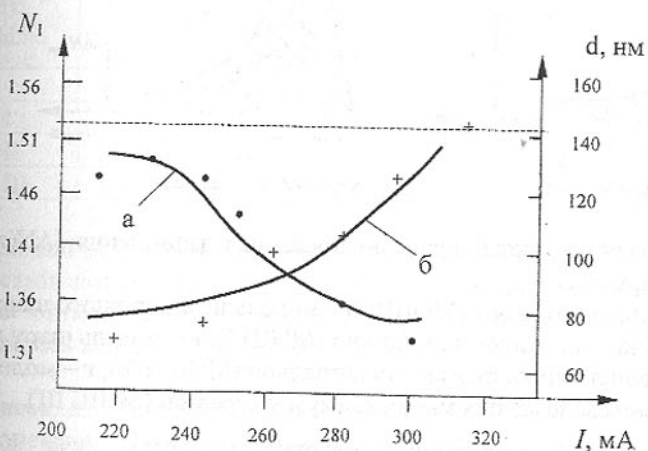


Рис. 1. Залежність показника заломлення (а) та товщини поверхнього шару (б) скла К-8 від сили струму електронного променя.

Отримані оптичні характеристики поверхнього шару скла може бути пояснені тим що під дією електронного променя поверхневий шар зазнає таких структурних, фазових та хімічних змін:

- під впливом електронного опромінення поверхні шари збіднюються на іони Na^+ та K^+ і набувають структури, яка подібна до кварцового скла [2, 3];
- під час електронного опромінення рельєф поверхні згладжується [3];

• під впливом електронного опромінення у поверхневих шарах з'являється оптична анізотропія, яку викликають залишкові механічні напруження чи утворення мікрокристалічних структур [4, 5].

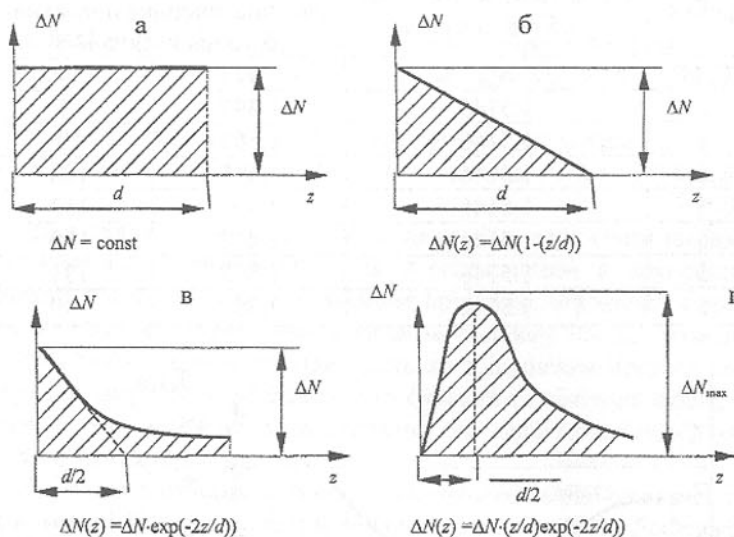


Рис. 2. Математичні моделі профілю показника заломлення ($\Delta N(z)$) поверхневого шару скла.

а – модель однорідного шару (МОШ); б – модель неоднорідного шару де показник заломлення змінюється лінійно (МНШ I); в – модель шару де показник заломлення змінюється експоненціально (МНШ II); г – модель шару де показник заломлення має максимум у середині (МНШ III).

Вплив оптичної анізотропії поверхневого шару скла К-8 на еліпсометричні параметри незначний.

Оскільки поверхневий шар може бути неоднорідним, рішення оберненої задачі еліпсометрії проводилося за наближеним методом, що був запропонований Храмцовським [1]. Були прийняті чотири моделі профілю показника заломлення у поверхневому шарі скла (рис.2).

Вимірювання проводилися для зразків зі скла К-8 та ТФ-5 що оброблені електронним променем при прискорювальній напрузі $U = 5$ кВ, струмі $I = 200$ мА, швидкості обробки $V = 3$ см/с. Результати усереднювались для трьох кутів падіння променя 50° , 60° та 65° . Для даних моделей використані ефективні оптичні характеристики, які обумовлені наперед заданою різницею між об'ємними характеристиками і характеристиками поверхневого шару.

Перевірка адекватності кожної з моделей проводилася вирішенням прямої задачі еліпсометрії за допомогою рекурентних формул Абеле. Поверхневий шар розбивався на таку кількість елементарних шарів при якій поляризаційні кути переставили змінюватись у п'ятому знаку після коми. На основі цього аналізу складалася функція помилки. Найбільш точно профіль показника заломлення описується лінійною моделлю (МНШ I) для обох стекл (табл. 2). Функція помилки для лінійного профілю взята за одиницю.

Таблиця 2–Ефективні оптичні характеристики поверхневих шарів скла К-8 та ТФ-5, що оброблене електронним променем, для різних моделей поверхневого шару.

Вид оптичного профілю	Усереднені по кутах результати для К-8		Функція помилки F	Усереднені по кутах результати для ТФ-5		Функція помилки F
	n_{ef}	d_{ef} , нм		n_{ef}	d_{ef} , нм	
МОШ	1.497	67	1.06	1.913	20	1.2
МНШ I	1.502	105	1	1.859	30	1
МНШ II	1.509	93	23.6	1.703	21	202
МНШ III	1.514	155	50.5	1.849	92	328

Отримані результати свідчать про те, що найбільших структурних та фазових змін зазнає тонкий верхній поверхневий шар. В межах дуже малих розмірів оптичні параметри поступово набувають значень, що не відрізняються від параметрів у об'ємі матеріалу.

Список літератури: 1. Пшеницын В.И., Абаев М.И., Лызлов Н.Ю. Эллипсометрия в физико-химических исследованиях. Л.: Химия, 1986. 2. Агеев О.А. и др. Изменение содержания щелочных ионов в приповерхностных слоях силикатных стекол при электронно лучевой обработке // Физика и химия стекла, 1989, т.15, №5, с.780-783. 3. Канашевич Г.В. Диссертация на соискание ученой степени к.т.н «Электронно-лучевая обработка поверхности плат оптических интегральных схем», Черкассы 1997. 4. Маслов В.П. и др. Исследование влияния упругих деформаций на эллипсометрические параметры поверхности полированных оптических стекол // Поверхность, физика, химия, механика, 1989, №1, с.135. 5. Ушенко А.Г., Ермоленко С.Б. Об оптических проявлениях микрокристаллитной структуры поверхности стекол // Поверхность, физика, химия, механика, 1991, №12, с.29.

МОДЕЛЬ ЗЕРНА НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

Полтавец В.В., Матюха П.Г. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

The analysis of suitability of existing models of abrasive and diamond grains for realization by a grain of various functions is performed. The new models of the cutting part of grains are offered for simulation of chip formation process at grinding and for calculation of cutting force components.

Удаление материала с поверхности обрабатываемой заготовки при шлифовании производится зёрнами абразивного материала, которые являются режущими элементами рабочей поверхности абразивного инструмента. Геометрическая форма абразивного зерна в целом и его части, непосредственно принимающей участие в процессе резания, являются одними из наиболее существенных факторов, определяющих процесс резания при шлифовании.

Вопросам определения геометрической формы и её параметров для абразивных и алмазных зёрен посвящено большое количество исследований, различающихся, во-первых, подходом к описанию рабочей поверхности круга, во-вторых, применяемыми методами измерений, и, в-третьих, видами моделей, описывающих сложную форму реального зерна.

К примеру, в соответствии с последними исследованиями [1], геометрическую форму профиля зерна в некоторой фиксированной плоскости в общем виде можно представить аналитически стационарной случайной функцией вида

$$R(\varphi) = r + \sum_{k=2}^p A_k \cdot \sin(k\varphi + \varphi_k), \quad (1)$$

где $R(\varphi)$ – значение полярного радиуса точек профиля зерна при фиксированном значении полярного угла φ ;

r – радиус средней окружности профиля зерна;

k – номер гармоники;

A_k, φ_k – случайная амплитуда и фаза, соответствующая k -й гармонике;

p – порядковый номер конечной гармоники, составляющей неровности абразивного зерна.

Разнообразие предлагаемых моделей зёрен обусловлено не столько различием используемых подходов и методик, сколько характером решаемой с помощью данной модели задачи.

Так, в работе [1] отмечается, что, несмотря на наличие практически у всех абразивных зёрен гармоник с очень большим порядковым номером, выбор величины p в уравнении (1) зависит от конечной цели исследований

геометрической формы зёрен. Например, если конечная цель – определение числа зёрен в единице объёма или площади канавок от зёрен при больших глубинах их внедрения в поверхность, то геометрическую форму профиля зерна можно представить окружностью радиуса r . Если необходимо рассчитать расположение зёрен, ориентированных на рабочей поверхности инструмента большой диагональю, в уравнении (1) выделяется вторая гармоника и т.д.

Таким образом, выбор модели абразивного и алмазного зерна при решении конкретной задачи в конечном счёте определяется функцией, которую выполняет зерно в данной задаче. Укажем функции, которые может выполнять в абразивном инструменте зерно:

- 1) составная часть рецептуры инструмента или его алмазоносного слоя;
- 2) элемент рабочей поверхности инструмента, формирующий её макро-профиль;
- 3) элемент рабочей поверхности инструмента, определяющий микро-профиль её режущих частей;
- 4) режущий элемент рабочей поверхности, который должен соответствовать требованиям технических условий.

Модели зерна в форме абсолютно гладкого тела или индентора с гладкой поверхностью показали свою применимость при осуществлении зерном 1-й и 2-й функций, однако использование таких моделей для изучения 3-й и 4-й функций является необоснованным, так как рассматриваемая форма модели не подтверждается экспериментальными данными. В частности, шаровая модель зерна неприменима при изучении трения при шлифовании, поскольку уже через непродолжительное время (2-5 мин) абразивные зёрна приобретают значительные площадки износа [2], модели зерна в виде геометрического тела с гладкой контактной площадкой не могут быть использованы при исследовании микрорезания и стружкообразования, так как стружки при шлифовании имеют вид тонких удлинённых нитей, ширина которых гораздо уже ширины среза [2].

Исходя из этого, можно заключить, что модель зерна в форме геометрического тела с абсолютно гладкой поверхностью не следует использовать при рассмотрении микрорезания и стружкообразования при шлифовании.

Для выбора модели алмазных зёрен и их режущих частей на поверхности круга, подвергнутой электроэрозионному воздействию, были проведены исследования геометрической формы зёрен алмазного шлифовального круга 1A1 250×76×15×5 AC6 100/80-4-M2-01 после электроэрозионной правки и алмазно-искрового шлифования штамповой стали X12Ф4М [3], которые показали, что экспериментальные данные о ширине зерна на расстоянии от вершины до 15 мкм с приемлемой точностью описываются ша-

ровой моделью зерна (погрешность не превышает 20 %).

При абразивно-алмазной обработке на задних поверхностях зёрен формируются площадки контакта, оказывающие существенное влияние на характер взаимодействия поверхностей круга и заготовки. Закономерности изменения во времени размеров контактных площадок исследовались при плоском врезном алмазном шлифовании по упругой схеме быстрорежущей стали Р6М5Ф3 кругами 1А1 250×76×15×5 из алмазного порошка марки АС6 зернистостей 100/80, 160/125 и 250/200 на следующих режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, продольная скорость стола $V_o = 6$ м/мин, сила поджима заготовки к кругу $P_n = 80$ Н.

Результаты экспериментов показали, что изменение размеров контактных площадок во времени обработки τ удовлетворительно описывается показательной зависимостью вида

$$l_z = A_1 \tau^{\alpha_1}, \quad (2)$$

где A_1 и α_1 – эмпирические коэффициент и показатель степени.

Значения эмпирических коэффициента A_1 и показателя степени α_1 для кругов 1А1 250×76×15×5 различных зернистостей приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Значения параметров эмпирической зависимости, описывающей изменение во времени величины контактных площадок зёрен при алмазном шлифовании по упругой схеме кругами различных зернистостей

Характеристика материала круга	Коэффициент A_1	Показатель степени α_1
АС6 100/80-4-М2-01	22,38	0,218
АС6 160/125-4-М2-01	28,81	0,131
АС6 250/200-4-М2-01	22,99	0,207

Сравнение размеров контактных площадок зёрен при шлифовании по кинематически аналогичным жёсткой и упругой схемам позволило сделать вывод о том, несмотря на более низкую интенсивность формирования площадок контакта при обработке по упругой схеме по сравнению с жёсткой, приведенное в работе [4] уравнение, описывающее изменение размеров площадок для жёсткой схемы, может использоваться с целью моделирования процесса обработки по упругой схеме.

Ряд специалистов, в частности А.Н.Резников [5], полагает, что с точки зрения удаления материала важна не макрогеометрия зёрен, а микрогеометрия их рабочих участков. Доказательством этого является существенная разница между размерами зёрен и шириной стружек при шлифовании пластичных материалов [2], что подтверждают и визуальные наблюдения, сделанные нами при алмазном шлифовании стали Р6М5Ф3.

С.Н.Корчак [2] в числе причин, вызывающих разделение стружки от

одного реза на ряд узких продольных стружек в температурных условиях, характерных для шлифования, называет низкую механическую прочность сталей при высокой температуре, криволинейную режущую кромку абразивного зерна и коническую или сферическую форму передней грани зерна. По его мнению, процесс продольного разделения стружек при резании одним зерном нагретого металла аналогичен разделению стружек при расточке алюминия алмазным резцом, заточенным по вершине не по радиусу, а по нескольким граням. Огранка резца в этом случае, по нашему мнению, соответствует наличию микронеровностей на поверхности алмазного зерна, в том числе и на поверхности контактной площадки.

На основании анализа предлагаемых различными учёными моделей зёрен и их режущей части, а также проведенных нами исследований, можно сделать вывод о том, что для целей моделирования процесса стружкообразования при шлифовании и расчёта составляющих сил резания целесообразно использовать комплексные модели режущей части зерна, представляющие собой:

в одном случае – сочетание призматической модели в направлении вектора скорости резания и треугольного выступа с округлённой вершиной – в направлении, перпендикулярном вектору скорости, с прямоугольной площадкой контакта (рис. 1 а);

в другом случае – сочетание шаровой модели в направлении вектора скорости резания и треугольного выступа с округлённой вершиной – в направлении, перпендикулярном вектору скорости, с круговой площадкой контакта (рис. 1 б).

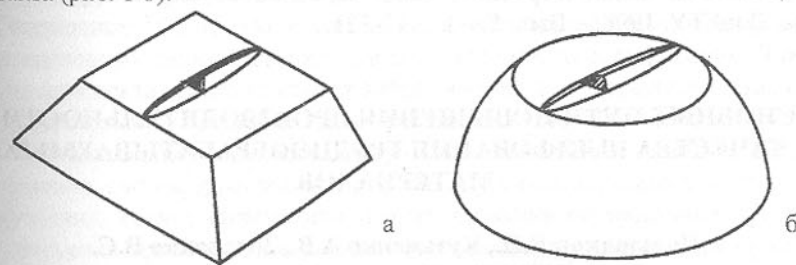


Рис. 1. Новые модели режущей части зерна:

а – в форме призмы с режущим выступом

б – в форме шара с круговой площадкой и режущим выступом

Анализ влияния формы модели режущего выступа зерна в направлении, параллельном вектору скорости круга, на значения составляющих сил резания на круге был выполнен путём сопоставления значений сил, определённых по математической модели процесса шлифования [6], с экспериментальными данными, полученными при алмазном шлифовании по жё-

сткой схеме быстрорежущей стали Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01. Результаты анализа показывают, что в период до 30 минут обработки обе модели практически равноценны, а при стабилизировавшемся рельефе рабочей поверхности круга (после 30 минут шлифования) модель режущего выступа в форме призмы лучше соответствует данным эксперимента при определении тангенциальной силы $P_{\text{ж}}$, модель в форме шара с круговой площадкой – при расчёте радиальной силы $P_{\text{ук}}$.

Список литературы: 1. Королёв А.В., Новосёлов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности инструмента. – Саратов: Изд-во Саратовского ун-та, 1987. – 160 с. 2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 3. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Геометрическая форма алмазного зерна при алмазно-искровом шлифовании// Резание и инструмент. – 1987. – Вып. 38. – С. 23-29. 4. Матюха П.Г., Изотов В.Ю. Определение времени формирования критических параметров рабочей поверхности круга при шлифовании труднообрабатываемых материалов алмазными кругами// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГУТУ, 1995. – Вып. 2. – С. 21-27. 5. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 6. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Влияние времени обработки на глубину алмазного шлифования по упругой схеме// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГУТУ, 1998. – Вып. 5. – С. 117-121.

ОСНОВНЫЕ ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И КАЧЕСТВА ШЛИФОВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

Польшаков В.И., Кузьменко А.В., Захаренко В.С.
(ЧГИЭУ, г. Чернигов, Украина)

Main ways and progressive methods of productivity increasing and quality improving when grinding work pieces made of hard-machined materials have been formulated and analyzed by the authors.

Общая задача при обработке твердых сплавов, магнитных сплавов и керамики, заключается в том, чтобы найти пути наиболее рационального использования алмазно-абразивного инструмента для экономичной безде-

фектной обработки. Для решения этого вопроса существует шесть направлений. Первое – совершенствование технологий изготовления и конструкции алмазно-абразивного инструмента и повышение его эксплуатационных свойств; второе – совершенствование методов алмазно-абразивной обработки; третье – расчет кинематики и использование оптимальных траекторий движения зерен шлифовального круга; четвертое – улучшение динамики процесса обработки (снижение сил резания и контактной температуры, уменьшение уровня амплитуд относительных колебаний заготовки и инструмента в упругой технологической системе (УТС)); пятое – повышение эффективности правки шлифовальных кругов без съема их со станка; шестое – повышение эффективности смазывающе-охлаждающей технологической среды.

Направления совершенствования технологий изготовления и конструкции алмазно-абразивного инструмента можно сформулировать следующим образом: улучшение и расширение ассортимента марок синтетических алмазов с учетом специфических требований их применения для различных условий обработки; металлизация и стеклопокрытие алмазных зерен в шлифовальных кругах на органической связке; повышение качества алмазно-абразивного инструмента за счет улучшения физико-механических свойств композиций связок; импрегнирование шлифовальных кругов специальными составами; создание прерывистого рабочего профиля шлифовальных кругов; управление рабочим профилем шлифовальных кругов путем использования систем управления, учитывающих изменение механических свойств обрабатываемого материала.

Совершенствование технологий алмазно-абразивной обработки привело к интенсивному использованию метода глубинного шлифования. Также весьма перспективными являются вибрационная и электролитическая схемы шлифования. Улучшение динамики процесса обработки предусматривает использование упругодемпфирующих элементов в системе УТС и применение систем адаптивного управления силами резания в процессе шлифования. Расчет кинематики и использование оптимальных траекторий движения зерен шлифовального круга позволяет выполнить их оптимизацию и осуществлять наиболее производительно технологический процесс обработки в условиях его стабилизации, что позволяет управлять изгибом рабочего профиля шлифовальных кругов [1].

Торцовое плоское шлифование – самый производительный процесс обработки труднообрабатываемых материалов, а двустороннее плоское шлифование – наиболее прогрессивный его метод.

При двусторонней обработке большое значение имеет траектория движения зерен рабочей поверхности шлифовальных кругов относительно заготовки. С этой точки зрения большое значение имеет работа [2].

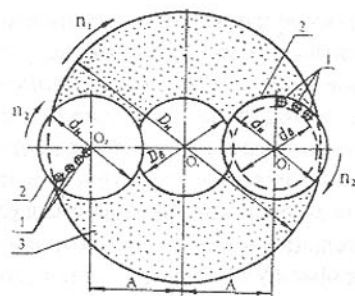


Рис.1. Схема двустороннего шлифования с равномерным износом рабочей поверхности шлифовального круга.

вой подачи одного из шлифовальных кругов. Подобное расположение деталей в двух кассетах необходимо чтобы они изнашивали шлифовальные круги в противоположные стороны, в сумме давая плоскую прямолинейную режущую поверхность каждого круга. Обработка деталей возможна без правки шлифовальных кругов.

Процесс двустороннего шлифования опорных поверхностей режущего инструмента можно, с точки зрения авторов [3], проводить более эффективно, если подачу заготовок производить одновременно с двух сторон в гнездах сепараторов, совершающих возвратно-поступательное движение относительно шлифовальных кругов со скоростью 0,01-0,025 мм/с. Круги совершают разнонаправленное вращение.

Заслуживающим внимания, с нашей точки зрения, является способ двустороннего упругого шлифования [4], реализованный на станке WBM300/21, при котором обрабатываемые пластины подаются в зону обработки между двумя горизонтально расположенными шлифовальными кругами, нижний из которых жестко закреплен от осевого перемещения, а верхний – упруго. Отношение предела прочности на сжатие рабочего слоя круга, закрепленного жестко, к пределу прочности на сжатие рабочего слоя круга, закрепленного упруго, составляет 0,58 - 0,82, а отношение зернистостей алмазов упругого круга к жесткому составляет 0,625 - 1,0.

Нами разработан способ двустороннего шлифования с динамическим балансированием заготовок в процессе шлифования, т.е. с выравниванием силового воздействия шлифовального круга на торцы заготовки [5], позволяющий увеличить производительность шлифования и улучшить качество обработанной поверхности.

Управление режущей способностью рабочей поверхности шлифо-

Предложено для повышения точности обработки управлять формой обрабатываемого инструмента (рис.1.). Обрабатываемые детали 1, закрепленные в симметрично расположенных относительно центра кассетах 2, совершают вращательное движение относительно инструмента 3. Кассеты располагаются таким образом, чтобы расстояние между их центрами вращения и инструмента были равны, а наибольший радиус кассет должен быть меньше этой величины. Детали прижимаются к поверхности инструмента с одинаковыми усилиями, путем осе-

вального круга – наиболее перспективное направление повышения эффективности торцового процесса. Оно осуществляется с помощью изменения геометрических характеристик отдельных участков шлифовальных кругов, комбинированием и изменением структуры алмазных или абразивных элементов (зернистостью, направленным расположением зерен, комбинированием алмаза и абразива), изменением жесткости упругих подложек алмазно-абразивных элементов.

Рассмотрим основные примеры управления режущей способностью рабочей поверхности алмазно-абразивных кругов. В [6] рассмотрено механическое управление зернистостью выдвигания различных участков шлифовального круга с помощью термобиметаллических пластин-подложек. По завершению этапа предварительного черного шлифования на пластины подается электрический ток под действием которого они нагреваются и, увеличиваясь в длину, выдвигают мелкозернистые участки так, чтобы они находились выше крупнозернистых.

В [7] предложен прерывистый шлифовальный круг, который повышает износостойкость круга и улучшает качество обработанной поверхности путем обеспечения постоянства площади контакта между заготовкой и режущей поверхностью шлифовального круга. В прерывистом абразивном инструменте для торцового шлифования (рис.2,а), содержащем корпус с рабочей абразивной поверхностью, образованной выступами, ограниченными кривыми, последние описаны параболическими спиралями, полюс которых в полярной системе координат $r(\varphi)$ совпадает с геометрическим центром инструмента и выражается уравнением:

$$r(\varphi) = \sqrt{R_1^2 + 2P\varphi},$$

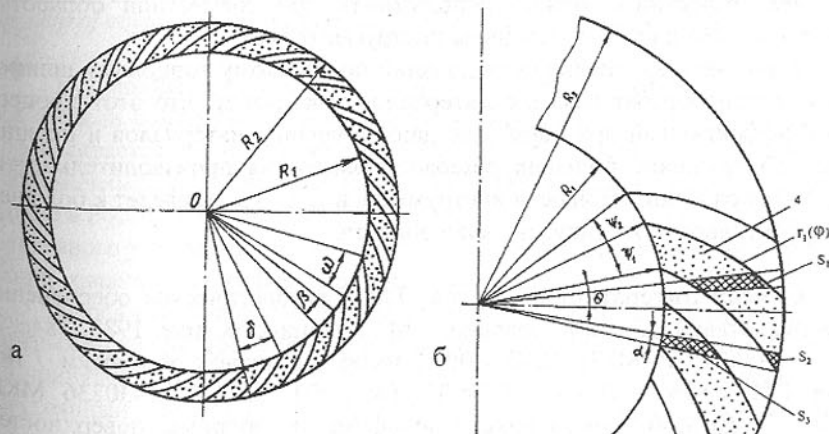


Рис.2. Схема торцового прерывистого шлифовального круга с квазипостоянной площадью контакта.

где $P = R_2^2 - R_1^2 / 2\varphi n$; R_1 – радиус внутренней окружности рабочего торца круга; R_2 – радиус наружной окружности рабочего торца круга; n – число из ряда натуральных чисел 1, 2, ...; φ – угол в радианах между двумя выступами. Для соблюдения постоянства площади контакта необходимо, чтобы площадь S_1 части выступа, вышедшая из контакта при повороте на угол α , была равна сумме площадей S_2 и S_3 , вошедших в контакт за это время (рис.2,б). $\psi = 12^\circ$; $\psi_1 = 8^\circ$; $\psi_2 = 4^\circ$; $P = 6207$; $\theta = 10^\circ$.

В [8] для стабилизации и равномерного размерного линейного износа рабочей поверхности шлифовального круга абразивные элементы располагались в корпусе по кольцевым слоям из условия соблюдения равенства произведений площади каждого из концентрических слоев на его радиус.

Важным резервом повышения работоспособности прерывистых кругов является создание управляемого рабочего профиля шлифовального круга, который бы учитывал изменение физико-механических характеристик обрабатываемого материала. Для этого, как правило, используются шлифовальные круги с упругими прокладками между абразивно-алмазными элементами и корпусом инструмента. В [9] рассмотрена конструкция торцевого шлифовального круга с упругой прокладкой. Модуль упругости материала и жесткость прокладки уменьшается от центра к периферии. Это позволяет, с точки зрения авторов, улучшить плоскостность и уменьшить шероховатость шлифованной поверхности, а также обеспечить равномерный износ шлифующих абразивных элементов.

Нами разработан новый способ управления режущей способностью шлифовального круга по зонам путем изменения их осевой жесткости, что наиболее эффективно можно использовать при совместной обработке твердого сплава и стали в напайном инструменте [10].

Выполненный анализ исследований по плоскому торцевому шлифованию труднообрабатываемых материалов показывает, что этот процесс самый эффективный при обработке данной группы материалов и предполагает обнаружение больших резервов повышения производительности, качества обработки, стойкости инструмента и т. п., что приведет к большей его эффективности и конкурентоспособности.

Список литературы: 1. Орлов П.М. Технологическое обеспечение качества деталей методами доводки. – М.: Машиностроение, 1988. – 384с. 2. А.С. 115976 СССР, МКЧ В24В 1/00. Способ абразивной обработки. / Лоладзе Т.Н. и др. – Оpubл. 07.06.85. Бюл. №21. 3. А.С. 1430236 МКИ В24В7/17. Способ двустороннего шлифования опорных поверхностей круглых твердосплавных пластин. / Абрамов А.Л. и др. – Оpubл. 15.10.88. Бюл. №38. 4. А.С. 154 814, МКИ В24В7/16,1/00. Способ одновременного

шлифования плоскопараллельных поверхностей. / Лавриненко В.И. и др. – Оpubл. 07.03.90. Бюл. №9. 5. Польшаков В.И. Установление оптимальных силовых условий шлифования многогранных неперетачиваемых пластин на двусторонних торцешлифовальных станках. // Сверхтвердые материалы. – 1992. – №6. – С.47–52. 6. Худобин Л.В., Пентин Ю.В. Технологические возможности сборных комбинированных шлифовальных кругов. // Станки и инструменты. – 1995. – №5. – С.14 – 19. 7. А.С. 1155437 СССР, МКИ В24Д 7/00. Прерывистый абразивный инструмент. / Дегтяренко С.М., Захаренко И.П., Шахновский И.М. – Оpubл. 15.05.85. Бюл. №18. 8. А.С. 460989 СССР, М. В24Д 7/00. Абразивный инструмент для торцевого шлифования. / Бурман Л.Л. и др. – Оpubл. 25.02.75. Бюл. №7. 9. А.С. №-317498 МПК В24Д 7/18. Торцевой шлифовальный и полировальный инструмент. / Г.Г. Карюк, Шор Г.М. – Оpubл. 19.10.71. Бюл. №34. 10. Польшаков В.И. Алмазное шлифование напайного инструмента шлифовальными кругами с управляемым рабочим профилем. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. / Международный сборник научных трудов, том 3, вып.6 – Донецк.: ДонГУ, 1998. С. 4 – 6.

ПРИМЕНЕНИЕ ПРОГРЕССИВНЫХ ИНФОРМАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ ПРЕДПРИЯТИЯ

Полянский Ю.В., Кузнецова Л.В. (УлГУ, г. Ульяновск, Россия)

This work is dedicated to problems of manufacturing management with the help of new computing technology. Problems of implantation of new approach with the help of computer system such as Oracle, Windchill are describe.

В условиях жесткой рыночной конкуренции, которой проникнуты все отрасли современного мира бизнеса, побеждает тот, кто быстрее приспособляется к постоянно меняющейся действительности. Изменения экономической ситуации и условий хозяйственной деятельности, происходящие в России и странах СНГ, ставят во главу угла вопросы наиболее эффективного управления организацией, основанного на активном использовании современных информационных систем и технологий.

Перед руководством предприятия постоянно встает целый ряд неотложных вопросов, требующих прямого участия или координации. Времени на принятие решений становится все меньше, а цена ошибки возрастает. Постоянный цейтнот при отсутствии надежных данных делает ситуацию похожую на замкнутый круг: противоречивость информации приводит к неадекватным или неправильным мерам, которые, в свою очередь, влекут

за собой еще большую неразбериху в хозяйстве и финансах. Выход - в современных подходах к управлению бизнесом, основанных на использовании надежного и перспективного программного обеспечения - корпоративных информационных систем.

Внедрение отдельных автоматизированных рабочих мест хотя и является первым и необходимым шагом "компьютеризации" организации, тем не менее не может обеспечить значительную эффективность в вопросах управления организацией в целом. В этом и заключается отличие между локальной автоматизацией и системой управления масштаба предприятия. Для большой организации в целом, решение, например, только учетных задач или автоматизация только центральной бухгалтерии не дает существенного эффекта, хотя и "облегчает жизнь" рядовым служащим. От того, что бухгалтер из расчетного отдела стал работать на компьютере, положение предприятия на рынке не изменится, объем дебиторской задолженности не уменьшится, а неликвиды на складах как лежали мертвым грузом, так и продолжают лежать.

Только при увязке автоматизации управления информационной системой организации с реальными потребностями и ориентацией на конечный результат возможно создание эффективного информационного пространства для управления предприятием. Результатом такого подхода должна стать стабильно функционирующая, соответствующая мировым стандартам компания.

Применение информационных систем позволяет получить следующие преимущества:

- Богатство функциональных характеристик и завершенность решения, во всех отраслях промышленности и экономики;
- Использование огромного опыта развитых организаций по внедрению информационных систем с ориентацией на динамическую, изменяющуюся деловую структуру современного предприятия;
- Гарантию полного соответствия принятым нормам ведения бухгалтерского учета, специфике российской нормативной базы и законодательным актам;
- Высокую гибкость управления информационными системами, которая покрывает как насущные потребности предприятия, так и обеспечивает соответствие задачам, решение которых станет необходимым в будущем.
- Комплексный подход к построению корпоративных информационных систем с ориентацией в первую очередь на процесс как основной объект автоматизации.
- Ориентацию на **руководителя** как основного потребителя информации, необходимой для принятия управленческих решений.

- Применение современных технологий и инструментария, например, Oracle Applications или Windchill, обеспечивает исключительную гибкость, позволяющую настраивать систему на различные конфигурации и условия хозяйствования реального предприятия без трудоемкого изменения существующих программных продуктов.
- Применение информационных систем, реализованных в интернет-архитектуре, является будущим информационных систем, которое доступно уже сегодня.
- Быстрое внедрение информационных систем с соблюдением временных и бюджетных рамок проекта дает высокий уровень окупаемости инвестиций.
- Информационные системы высокого уровня несут в себе **проверенную** методологию постановки бухгалтерского и управленческого учета, организации процессов сбалансированного планирования материальных и финансовых ресурсов современного предприятия.
- Заложенная в информационных системах высокого уровня, **библиотека бизнес-моделей** обобщает опыт управления по различным отраслям промышленности.
- **Модульный подход** при внедрении информационной системы позволяет организации начать с минимального набора модулей и постепенно расширять его, дополняя базовую функциональность системы и избавляя от необходимости приобретения излишних в данный момент функциональных блоков.

Информационно-аналитическая система верхнего уровня, основным назначением которой является обеспечение менеджеров среднего и высшего звена предприятия, является мощным инструментом оперативного контроля за ключевыми показателями финансовой и хозяйственной деятельности организации. В такой системе информация, доступная руководителю, напрямую увязана с оперативными данными о деятельности вверенных ему подразделений и структур. Эта информация обновляется автоматически и представляет собой наиболее свежие данные о текущем состоянии дел. Можно выделить четыре управляющих элемента рабочего места руководителя:

1. Мониторинг ключевых показателей текущей деятельности организации или подразделения (например, период оборачиваемости дебиторской задолженности, прогнозируемая потребность в материалах и т.д.). Количество ключевых показателей неограниченно и их структура, предельные и плановые значения могут быть настроены непосредственно с рабочего места руководителя.

2. Графическое представление выбранных ключевых индикаторов, их сравнение с аналогичными периодами прошлого года, прогноз динами-

ки значений во времени и т.д.

3. Семафорные функции. Индикация значений ключевых показателей в виде цветовых сигналов на экране дисплея (красный флажок, предупреждение об отклонении показателя от заданной нормы). Для анализа причин отклонений имеется возможность вызова необходимой аналитической отчетности.

4. Рабочий стол руководителя. Новости и нормативно-справочные документы, рекомендуемые для ознакомления или находящиеся в работе.

Управление информационной системой заключается в "настройке" программных модулей, каждый из которых представляет полнофункциональное решение в области управления кадрами, финансами, производством, материально-техническим снабжением и сбытом. Разумеется, информационные системы высокого уровня ориентированы в первую очередь на крупные промышленные предприятия, коммерческие структуры и государственные учреждения, со сложной организационной структурой, территориально удаленными подразделениями и большой номенклатурой производства. Управление информационными системами создает мощную систему деловой активности, способную удовлетворить всем требованиям современного бизнеса и решить практически любые задачи, с которыми может столкнуться современное предприятие.

ВЫВОДЫ

Исследование и описание жизненного цикла организации и ее продукции в виде моделей является той основой, на которой только и можно создать эффективную информационную систему. Так как жизнь не стоит на месте, то не может быть неизменной и информационная система организации - требуется постоянное управление этой системой. Поэтому, чем более грамотно и "гибко" создавалась система, тем легче будет управление ею.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ГИДРОПРИВОДА

Полянский Ю.В., Николаев А.В. (УлГУ, г. Ульяновск, Россия)

This work is dedicated to the new approach in researches of fluid flow in a hydraulic devices with complex duct on the base of finite element method. One of the most important for hydraulic piping system element is pressure drop versus flow rate characteristic. This paper describe researches of two-dimensional ANSYS/FLOTRAN model of complex control valve duct.

В процессе разработки и проектирования новых элементов гидроаппаратуры до сих пор традиционно применяют методы натурного моделирования, то есть получают гидромеханические, прочностные и иные характеристики путем создания и исследования физических моделей при различных условиях эксплуатации. Однако натурные способы моделирования не дают точной картины протекания процессов в тех местах, где сложно проследить характер движения жидкости и измерить такие характеристики как: давление, скорость течения жидкости, плотность и т.д. В настоящее время развитие средств компьютерного моделирования позволяет решить эти задачи другим путем, за счет проведения экспериментов с созданными математическими моделями.

Одной из основных гидромеханических характеристик гидравлических устройств является зависимость величины перепада давления от расхода жидкости $\Delta P(Q)$. Эта зависимость представляет собой кривую, которая строится на области возможных расходов для данного устройства. Обычно в документации на гидроаппаратуру указывается минимальный расход $Q_{\min}$, номинальный расход $Q_{\text{ном}}$ и максимальный расход $Q_{\max}$. Областью определения функции перепада давления будем считать интервал от $Q_{\min}$ до $Q_{\max}$.

В данной работе ставилась цель разработать на основе математического моделирования методику расчета, которая позволяла бы рассчитывать гидромеханические характеристики гидравлических устройств, каналы которых имеют сложную форму. В качестве примера был взят канал гидрораспределителя форма которого показана на рис.1.

Ввиду того, что полный расчет 3-х мерных моделей каналов сопряжен с большими вычислительными затратами и проблемами сходимости реше-

ний, на базе полной модели строилась расчетная модель, где учитывались только наиболее важные факторы. Для построения расчетной модели канала гидрораспределителя было принято решение рассматривать плоскую модель сечения канала с наибольшей площадью. В качестве среды моделирования был использован модуль FLOTRAN системы конечно-элементного анализа ANSYS 5.3

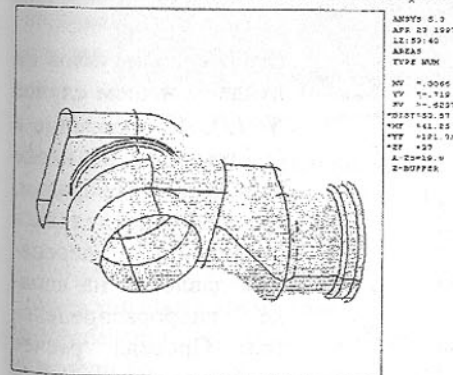


Рис.1. Трехмерная модель канала гидрораспределителя

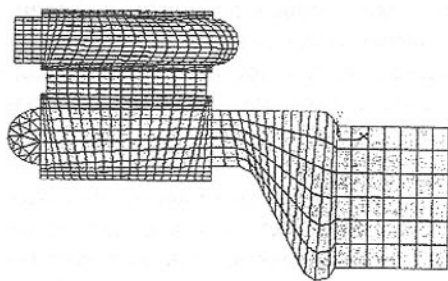


Рис.2. Разбиение сечения канала гидрораспределителя на конечные элементы

жидкости на стенках канала: $v|_{\text{ст. канала}} = 0$.

2) Скорости на входе и на выходе канала, которые было предложено задавать исходя из расхода жидкости и площади поперечного сечения входного и выходного отверстий канала.

3) Давление на выходе: $P = 10E+5$ (атмосферное давление)

Для получения характеристики расход-давление интервал расхода жидкости разбивался на несколько интервалов и для каждого интервала проводился численный эксперимент. С этой целью, для соответствующего расхода жидкости вычислялась входная и выходная скорости течения жидкости: $v_1 = Q/S_1$, $v_2 = Q/S_2$, где v_1 - скорость на входе канала, v_2 - скорость на выходе канала, S_1 - площадь сечения входного отверстия, S_2 - площадь сечения выходного отверстия. Давление вычислялось по формуле:

$$\Delta P = \sum_{i=1}^N \Delta P_i / N,$$

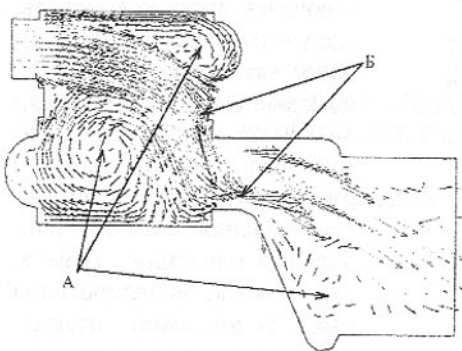


Рис. 3. Векторное поле скоростей в канале при $Q=160$ л/мин.

Для построения конечно-элементной модели был выбран плоский четырехугольный конечный элемент. Он имеет 4 узла и 9 степеней свободы (скорости по 3-м координатам, давление, температура, кинетическая энергия турбулентного движения и энергия диссипации).

При создании конечно-элементной модели задавались следующие граничные условия:

1) Условие прилипания

и давлений по каналу распределителя (рис.3,4) по которым можно определить давление на входе канала.

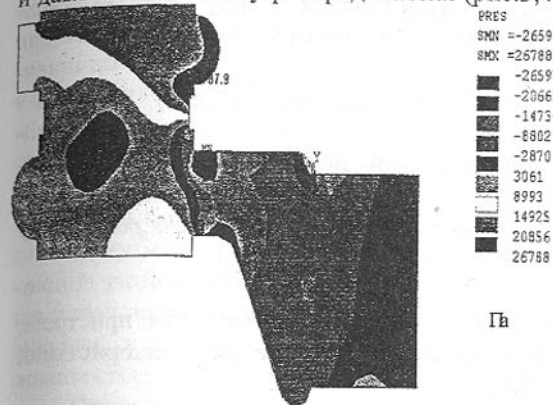


Рис. 4. Распределение давления по каналу при $Q=160$ л/мин. (численное значение выведено для максимального значения давления)

Продельвая аналогичную операцию для всех остальных значений расходов жидкости, получим перепады давления для каждого из значений расхода.

Построим график зависимости падения давления (потери давления) в зависимости от расхода жидкости, исходя из полученных результатов. (рис. 5).

Полученный график подтверждается натурными экспериментами.

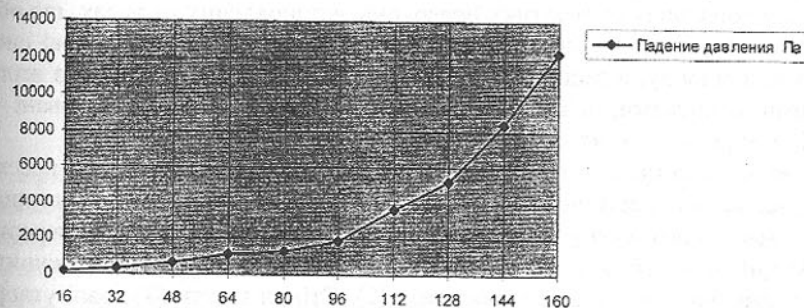


Рис. 5. Падение давления (ΔP , Па) в канале гидрораспределителя в зависимости от расхода жидкости (Q , л/мин.)

ВЫВОДЫ

1. Разработана методика расчета элементов гидропривода с помощью метода конечных элементов
2. Проведенные исследования показали возможность применения метода конечных элементов для получения характеристики расход-падение давления для элементов гидропривода с каналом сложной формы

где N - число узлов на входе (в нашем случае $N=11$), ΔP_i - давление в i -том узле на входе канала. Таким образом, эта величина являлась усредненным перепадом давления на канале гидрораспределителя. Проведя расчет полученной конечно-элементной модели, получаем картину распределения скоростей

ГАЗОГЕНЕРАТОР ДЛЯ ОДЕРЖАННЯ ГЕНЕРАТОРНОГО ГАЗУ ІЗ ВУГІЛЛЯ

Пономарьов Л.Л. (ДонДУЕТ, м. Донецьк, Україна)

This article deals with the technological productivity of generator gas on the base of energetic coal. The construction of gas generator with productivity of 550 kg/m³ per hour is presented. The using of this device gives the possibilities to get the gas with burning heating – 5,44 - 5,86 m.Jl/m³

Пропонований генератор відноситься до теплотехнічних пристроїв, зокрема до конструкції печей-газофікаторів та може бути використаний для газифікації різних видів вугілля.

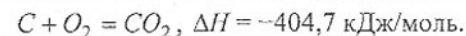
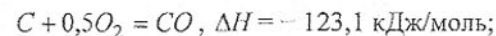
Метою розробки є рішення задачі підвищення продуктивності установки за рахунок удосконалення конструкції газогенератора та механізації технологічного процесу, що водночас дозволяє розширити використання паливної бази агрегату, обираючи за паливо високосольні енергетичні висмажені приски, що містять сірку.

Поставлена задача вирішується тим, що газогенератор для одержання генераторного газу із вугілля устаткований золодробарками, зробленими у вигляді лопатових сегментних поверхонь, встановлених на валах, що обертаються, привід яких забезпечує можливість реверсу, та шнековою системою золовідводу, а подина печі утворена складовими нахиленими жалюзневими решітками, які встановлені під кутом 60° та устатковані механізмом регулювання кута розкриття жалюзі.

Технічна сутність та дія пропонуемого пристрою пояснюється кресленням, на якому: пропонований газогенератор для одержання генераторного газу має прямокутну форму з внутрішнім прямокутним перерізом 1,73×3,46=6 м². На кришці генератора встановлений трубчастий живитель (1) та два борови для відведення газу (2). Стінки шахти (3) зовні утворені металевим листом δ=8 мм та з внутрішнього боку викладені листовим азбестом (4) δ=10 мм. Внутрішні стінки шахти (5) викладені шаром шамотної цегли завтовшки 345 мм. Для надання механічної міцності конструкції вона об'язується швелерами, які скріплені пов'язами у верхній частині шахти. В нижній частині швелери опираються на балки подини газогенератора та приварюється до них. Подина газогенератора утворена із складових похилих решіток (6), в котрих виконані отвори (7), а твірна решіток складає з горизонталлю кут у 60°. З нижнього боку решіток встановлені жалюзі для регулювання об'єму подаваного повітря. В нижньої частині газогенератора, вище решіток, встановлені дві золодробарки (8), які виконані у вигляді лопатових сегментних поверхонь, встановлених на двох валах, що оберта-

ються, які через муфти та редуктор з'єднані з електродвигунами, що забезпечують можливість роботи в режимі реверсу. Вони дозволяють дробити великі шматки золи, забезпечуючи її рівномірне видалення. У випадку заклинювання золодробарок, одна з них, чи обидві, можуть працювати в режимі реверсу, що дозволяє ліквідувати заклинювання та перейти на роботу у звичайному режимі. Підвід повітря (9) знаходиться нижче рівня жалюзі, та подається в робочий простір для більш рівномірного розподілу повітря за площею поперечного перерізу генератора. Підводи повітря виконані у вигляді кутів, у яких кут звернений до гори назустріч потоку золи. В нижній частині генератора розташований шнек (10), за допомогою якого здріблену золодробарками золу випроводжують у спеціальні герметичні бункери, з яких періодично за допомогою мостового крана зола переміщується у золоконтейнери.

Описаним вище газогенератором користуються таким чином: крізь спеціальний герметично зачиняємий лаз в шахту газогенератора завантажуються пальні матеріали, що містять дерево та робиться їх розпалювання. Потім з бункера, в який завантажений коксовий дріб'язок, крізь живитель дрібними порціями подається вугілля. Знизу крізь жалюзі та решітки подається повітря. При спалюванні вугілля в струмені повітря йдуть реакції горіння:



При розпалюванні вугілля та стабілізації процесу горіння завантажувані порції палива збільшуються, доки процес не буде носити безперервний характер. Внутрішня частина пічної шахти буде цілком завантажена вугіллям.

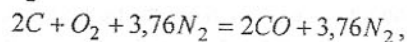
Під шаром вугілля виходять продукти горіння, які складаються з CO_2 та N_2 та напору повітря.

При збільшенні шару вугілля, без зміни припливу повітря, кількість O_2 у димових газах поступово зменшується.

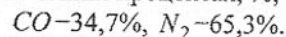
Товщина шару вугілля підтримується постійно за рахунок постійного підкидання зверху нових порцій вугілля. Горіння відбувається тільки в нижньому шарі, а увесь O_2 витрачається на утворення CO_2 . CO_2 , піднімаючись у верхні шари, буде реагувати з розжареними шматками вугілля за реакцією Будуара:



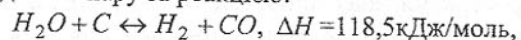
Ця реакція ендотермічна, та протікає за рахунок теплоти реакцій горіння вугілля у нижньому шарі. В наслідок над шаром вугілля утворюється газ, який складається із суміші CO і N_2 (повітряно – генераторний газ). З урахуванням N_2 маємо:



суміш буде складатися в об'ємних процентах, %;

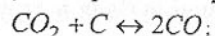


Для збагачення повітряно – генераторного газу водночас з повітрям вдувається водяний пар. При зітхненні з розжареним вугіллям відбувається розкладання водяного пару за реакцією:



внаслідок якої утворюється водяний газ зі складом: $CO - 50\%, H_2 - 50\%$.

В наслідок обох реакцій одержуємо змішаний генераторний газ, який складається із CO, H_2, N_2 . В одночас з приведеними вище реакціями при газифікації вугілля у верхніх шарах буде відбуватися його суха перегонка з виділенням летких. Пирітна та органічна сірка буде утворювати леткі сполуки H_2S . Якщо розглянути умови рівноваги реакції



в температурному інтервалі $500 - 1000^\circ C$, можна визначити оптимальний температурний режим процесу генерування. Дані розрахунку наведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Умови рівноваги реакцій прямого відновлення CO та H_2 залежно від температури

$t, ^\circ C$	$\frac{CO}{CO_2}$	$\frac{H_2}{H_2O}$
500	0,106	0,42
600	0,94	2,32
700	3,7	6,2
800	11,1	13,6
900	64	45
1000	165	103

Таким чином, при температурі вище $1000^\circ C$ реакції протікають цілком зліва направо. Для стабілізації процесу необхідно підтримувати температуру в нижньому шарі вугілля в інтервалі $1000 - 1200^\circ C$. Коли

вугілля нижнього шару цілком прореагує, утворюється зола, яка під тиском ваги стовпа вугілля опускається донизу до золотробарок, де здрібноється та за допомогою шнека випроводжується з робочого простору.

Водночас здійснюється довантаження генератора вугіллям, через живитель. Процес ведеться безперервно. При просуванні шару по шахті в нижній частині можуть утворитися спеки, для руйнування яких, призначені золотробарки. Для виключення ушкодження сегментів їх лопати виконані у вигляді сегментних поверхонь, встановлених з кроком 100 мм на поверхнях, які обертаються. У випадку їх заклинювання вмикається реверс, і після руйнування спека вони перемикаються на звичайний режим роботи. Відведення генераторного газу здійснюється із підготовчої зони, вище рівня шихти, за допомогою двох газоприймачів, з'єднаних з головною трубою генераторного газу. Герметичність конструкції забезпечується засувками, встановленими на підвідних повітроводах та шибером живлення. З метою забезпечення вибухобезпеки генератор, обладнаний запобіжними вибуховими клапанами. Обслуговування генератора виконується "приймальним" відділом золотробарок.

Вугілля в приймальний бункер генератора подається стрічковим конвейером із бункера шихтового подвір'я, в який він навантажується п'ятитонним мостовим краном, за допомогою грейфера з приямка.

Відділення золотробарок приймає золу після виносу її шнеком, в спеціальний герметичний бункер, з якого вона періодично вивантажується в самоскидальний залізничний вагон, та вивозиться в шлаковідвал.

Описаний вище генератор може працювати у трьох режимах: повітряно – генераторному, змішаному і водяному. Хімічний склад одержуваного газу приводиться у таблиці 2.

Таблиця 2 - Склад газу при різних режимах

Режим	$H_2, \%$	$CH_4, \%$	$CO, \%$	$N_2, \%$	$CO_2, \%$	$Q_n, \text{мДж/м}^3$
Повітряно-генераторний	1-7	1-3	24-34	54-70	1-17	3,35-4,18
Змішаний	13-19	0-1,5	17-27	49-50	6-8	5,44-5,86
Водяний	44-53	0-4	40-45	1-8	1,5-6	11,72-12,55

Для роботи у повітряно-генераторному режимі через шар вугілля пропускається повітря. Отриманий газ відрізняється низькою теплотою горіння і відносно високим утриманням CO_2 . Цей режим використовується при запуску газогенератора. Змішаний режим відрізняється тим, що одно-

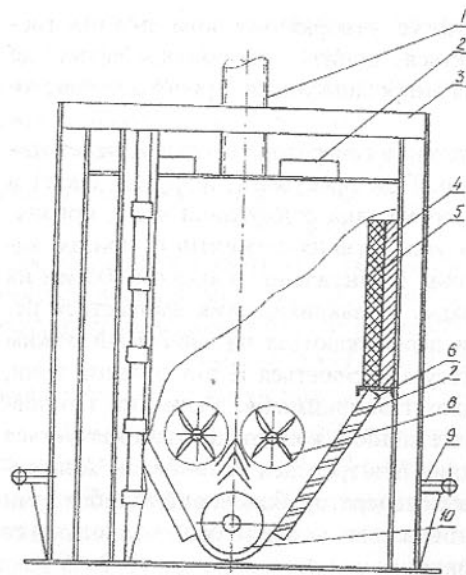


Рис. 1. Поперечний розріз газогенератора

використанням природного газу складає 0,5 млн умовних одиниць на рік. По запропонованому пристрою розроблені робочі креслення та для забезпечення його промислового впровадження планується побудова трьох шахтних котельних, що працюють на генераторному газі. Орієнтовна потреба господарства України складає до 500 генераторів.

Проведенні іспити дослідженої установки газифікації в котельній показали добрі промислові результати. Після виходу установки на стаціонарний режим роботи отримали генераторний газ слідуючого углеводного складу: CO_2 – 1,6%, CO – 24,7%, H_2O – 8,5%, SO_2 – 0,5%, H_2 – 2%, N_2 – 62%, CH_4 – 0,5%, C_mH_n – 0,2%. Теплота горіння складає 5,1 МДж/м³. Інтенсивність газифікації 210 кг/м² · год. Вихід сухого газу – 4,1 м³/кг. Усього було газифіковано 1520 кг вугілля, що дозволило отримати 6232 м³ генераторного газу. Газифікація у сталому режимі проводилась на протязі 6 годин, вихід установки на режим зайняв 40 хвилин. Випробування показали можливість використання технології газифікації. Проведенні економічні розрахунки показали, що при спорудженні газогенератора продуктивністю 6000 кг/м² · год та переведення котельні на використання суміші природного та генераторного газу у відношенні 1:1

часно з повітрям, подається водяна пара у співвідношенні 0,5:1 до кількості вугілля. Якість газу поліпшується, але теплота горіння його знаходиться в межах 5,44 – 5,86 МДж/м³. Це найбільш оптимальний режим роботи. Водяний режим характеризується уривчастістю і може бути використаний при необхідності разового отриманні багатокалорійного газу. Для цього після повітряно-генераторного режиму припиняється подавання повітря і подається тільки водяний газ. Запропонований газогенератор забезпечує інтенсивність газифікації до 550 кг/м² · год.

Економічний ефект, який чекають від використання газогенератора з порівнянням, з використанням природного газу складає 0,5 млн умовних одиниць на рік.

дасть очікуваний економічний ефект за рік у розмірі 71581 у.о. в доларах США.

ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ВЫСОКОХРОМИСТЫХ СПЛАВАХ ДЛЯ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

Попова Е.Г. (ХИТУСХ, г.Харьков, Украина)

In operation the structure, phase makeup and properties of a metal lower die of high-chromium as-cast alloys and after heat treatment is investigated.

Наиболее широко в машиностроении используется листовой прокат, свойства которого определяются технологией производства и стойкостью формующего инструмента. Для изготовления крупных листопрокатных валков целесообразно использовать метод центробежного литья. Рабочий слой эффективно формировать из высокохромистых сплавов. Как известно [1, 2], высокохромистые чугуны имеют ярко выраженную тенденцию к ликвационным явлениям, что приводит к неравномерному распределению легирующих элементов между фазами и внутри них. Легирование хромом, марганцем, молибденом, никелем и кремнием приводит к повышению стабильности аустенита. Вследствие высокой его стабильности диффузионное превращение протекает медленно, при этом значительная часть аустенита может претерпевать мартенситное превращение. Из-за высокой доли мартенсита и остаточного аустенита высокохромистые сплавы обладают большой склонностью к трещинообразованию. В ряде случаев, к валкам из высокохромистого чугуна в зависимости от их назначения предъявляют различные требования по твердости, которую можно регулировать химическим составом и последующей термообработкой, изменяя соотношение фаз металлической основы.

В связи с этим, целью настоящей работы явилось выявление влияния химического состава и параметров термообработки на соотношение фаз матрицы.

Исследовали долю мартенсита, остаточного аустенита и перлита в матрице сплавов изготовленных прокатных валков, содержащих 2,56 – 2,86%С, 12,2–18,8%Cr, 1,14–1,70%Ni, 0,42–0,76%Si, 0,52–1,20%Mn и 0,97–1,11%Mo в литом состоянии и после термообработки.

В результате исследований получены зависимости представленные на рис.1.

Матрица сплава с 12,2%Сг относительно однородна, состоит из перлита и имеет среднюю микротвердость Н-50-400.

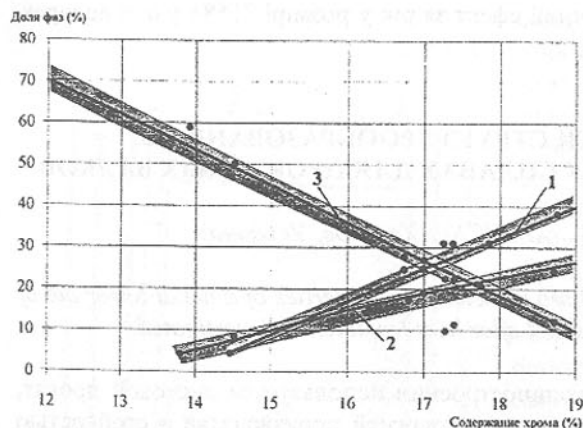


Рис. 1. Зависимость доли фаз матрицы от содержания хрома
1-доля мартенсита, 2-доля остаточного аустенита, 3-доля перлита

приводит к увеличению доли мартенсита и остаточного аустенита в сплаве и снижению доли перлитных областей. Так, при концентрации хрома 18,8% доля перлита не превышает 5%.

Сплавы с содержанием хрома 17,2-17,3% Cr имеют более высокое, чем ожидалось количество мартенсита и остаточного аустенита и низкое количество перлита.

Проведен сравнительный анализ этих сплавов и сплава с близким содержанием хрома (17,0%), для которого доля мартенситных, аустенитных и перлитных областей хорошо согласуются с полученными зависимостями (рис.1). Условия кристаллизации рассматриваемых отливок и степень дисперсности структуры одинаковы.

Валки с низкой долей перлита отличались более высоким содержанием никеля (1,66-1,70%) и молибдена (1,06-1,08%), которые стабилизируют аустенит и тормозят перлитное превращение. В сравниваемом сплаве концентрация никеля-1,28%, а молибдена 0,98%.

Перлитное превращение протекает в первую очередь в крупных зернах. Мелкие зерна имеют аустенито-мартенситную структуру. Области остаточного аустенита выявляются в пограничных с карбидами областях.

Соотношение фаз матрицы не является постоянной величиной для высокохромистого сплава. Степень неоднородности распределения областей мартенсита, остаточного аустенита и перлита составляет около 5%.

Кроме того, выявлена неоднородность по микротвердости каждой из исследуемых фаз по сечению отливки и рассмотрена на примере сплава с

При увеличении содержания хрома до 13,9% в структуре выявлено небольшое количество остаточного аустенита (~5%). Его микротвердость составляет H-50-540-570.

При дальнейшем повышении концентрации хрома до 14,6% наряду с остаточным аустенитом и перлитом выявляются области с мартенситной структурой (~5%), H-50-705-740.

Дальнейшее увеличение содержания хрома

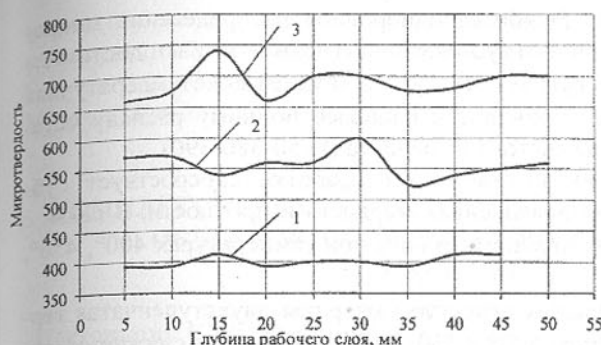


Рис. 2. Распределение микротвердости фаз по глубине рабочего слоя
1-перлит, 2-остаточный аустенит, 3-мартенсит

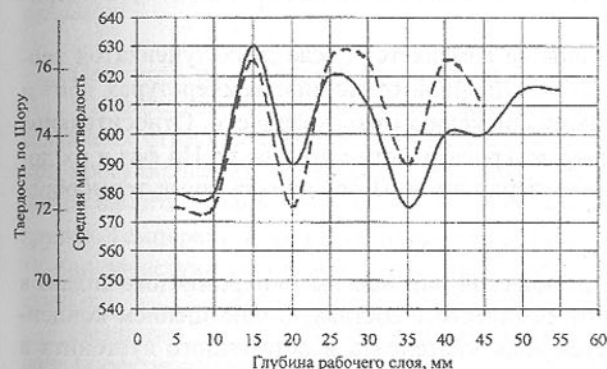


Рис. 3. Распределение средней расчетной микротвердости матрицы и измеренной твердости по Шору по глубине рабочего слоя
-- твердость по Шору,
— микротвердость

17% хрома (рис.2). Неоднородность фаз по уровню микротвердости для сплава в литом состоянии составляет для мартенсита -5,1%, остаточного аустенита -7,1%, перлита 5,0%.

В связи с высокой степенью гетерогенности матрицы провели оценку расчетной микротвердости по Hц фаз и их доли в % (рис.3)

Наблюдается довольно тесная корреляция между изменением средней расчетной микротвердости матрицы и измеренной твердости по Шору.

Неоднородность по твердости и средней микротвердости матрицы для такого сплава составляет 2,2%.

Представляет интерес исследование

влияния одно- и двухступенчатой термообработки на структуру матрицы. Температурный интервал обработки выбирали с учетом того, что температура 450°C соответствует области упругих деформаций, а температура 500°C и выше — области пластических деформаций.

После термообработки сплава с 17,0% хрома при температуре 450°C мартенситная структура не выявляется, доля остаточного аустенита немного снижается (в среднем на 3%). Доля перлита значительно возрастает. Степень неоднородности по уровню микротвердости областей перлита и остаточного аустенита снижается до 2,0 %, что может свидетельствовать

об уменьшении ликвации. Наиболее однородное распределение микротвердости перлита и остаточного аустенита по сечению отливки достигается после термообработки при температуре 600°C. Высокотемпературная термообработка (700-750°C) приводит к наиболее полному распаду остаточного аустенита. Матрица состоит из перлита (H-50-380-390).

Как известно [3], циклическая термообработка способствует субструктурному упрочнению, повышению твердости и прочности. В связи с этим, исследовали влияние двойного отжига при температурах 400°, 450°, 500°, 550° и 560°C.

Как показали исследования структуры матрицы двухступенчатая термообработка при температуре 500° и 550-560°C приводит к снижению доли мартенсита и увеличению количества перлита (~5%). Доля остаточного аустенита при такой термообработке практически не изменяется. Двойной отжиг при температурах 400° и 450°C не изменяет соотношение фаз матрицы.

Микротвердость матрицы не изменяется после двухступенчатой термообработки при 400° и 560°C. Двойной отжиг при температурах 450° и 500°C приводит к небольшому снижению микротвердости. Относительное изменение средней расчетной микротвердости матрицы по H_v фаз и их доли соответствует изменению твердости по Шору сплава после термообработки.

Выводы:

Соотношение фаз металлической матрицы высокохромистого сплава в литом состоянии зависит от химического состава. С повышением концентрации хрома увеличивается доля мартенсита и остаточного аустенита в структуре матрицы. Увеличение содержания никеля и молибдена приводит к снижению доли перлита и повышению количества мартенсита и остаточного аустенита.

Выявлена неоднородность микротвердости каждой из исследуемых фаз по сечению отливки. Наблюдается довольно тесная корреляция между изменением средней расчетной микротвердости матрицы и измеренной твердости по Шору.

Термообработка изменяет соотношение фаз металлической матрицы и приводит к более однородному распределению микротвердости по сечению отливки. Для уменьшения склонности прокатных валков с содержанием хрома более 13,9 % к трещинообразованию рекомендуется уменьшать долю остаточного аустенита и мартенсита путем применения высокотемпературной термообработки (>600°C).

Список литературы: 1. Бобро Ю.Г. Легированные чугуны. - М.: Металлургия, 1976. - 288 с. 2. Лев И.Е. Карбидный анализ чугуна. - Государст-

венное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии., Харьков, 1962. - 180 с. 3. Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Рудюк С.И. и др. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов. - М.: Металлургия, 1994. - 336 с.

КОМПЛЕКСНЫЙ АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОБЪЕКТОВ, ПОДВЕРГАЕМЫХ СИЛОВОМУ И ТЕПЛОВОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ

Постольник Ю.С., Огурцов А.П. (ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

The research work emphasizes the importance of temperature tensions control in designing modern mechanical equipment working under heat and pressure conditions.

Несмотря на огромное развитие теории термоупругости (например, [1...3]), ее результаты еще не нашли должного распространения в соответствующих отраслях техники. Во многих случаях в прочностных расчетах при проектировании технических объектов, эксплуатируемых в условиях интенсивного теплового воздействия, учитываются только силовые нагрузки. Температурные же напряжения (σ_m) полностью игнорируются, хотя они зачастую достигают, а иногда и превышают величину механических (σ_m).

Незнание "картины" полного напряженного состояния порой вынуждает проектировщиков искусственно завышать размеры деталей или ужесточать требования к теплофизическим характеристикам материала и параметрам нагружения. Это приводит к нерациональному использованию материальных и энергетических ресурсов и, как следствие, к удорожанию производства.

Для иллюстрации вышеизложенного рассмотрим напряженное состояние механического оборудования печей с шагающими балками, предназначенного для размещения и транспортировки нагреваемого металла (садки) вдоль печи. Несущие элементы этого оборудования представляют собой многопролетные статически неопределимые рамы, изготовленные из теплоизолированных (футерованных) труб.

При проектировании этого печного оборудования прочностные расчеты обычно [4] проводятся лишь на силовое воздействие, включающее собственный вес ригеля (балок) и садки.

Проведенные нами расчеты показали, что наиболее нагруженными элементами этих конструкций являются балки ригеля, подвергаемые одно-

временному воздействию изгибающих моментов (M) и продольных усилий (N). Опасное (наиболее напряженное) сечение расположено над средней стойкой рамы.

Механические напряжения вычисляли по известным формулам сопротивления материалов

$$\max \sigma_m = M_{\max} / W + N / A, \quad (1)$$

где W и A — соответственно момент сопротивления и площадь сечения труб (без футеровки):

$$W = \pi D_2^3 (1 - k_1^4) / 32; \quad A = \pi D_2^2 (1 - k_1^2) / 4; \quad k_1 = \frac{D_1}{D_2}; \quad (2)$$

D_1, D_2 — внутренний и наружный диаметры трубы.

Для расчета температурных напряжений в качестве "нагрузочной" функции было взято решение [5] соответствующей нелинейной задачи теплопроводности полого цилиндра в условиях радиационного нагрева со стороны внешней и конвективного (водяного) охлаждения — со стороны внутренней поверхности. При этом рассматривались два варианта труб: с футеровкой и без нее (случай эксплуатации при разрушенной теплоизоляции).

Коэффициенты конвективной теплоотдачи от внутренней поверхности вычислялись по формуле [6]

$$\alpha_1 = 0,021 \frac{\lambda_{\text{в}}}{D_1} Re_{\text{в}}^{0,8} \cdot Pr_{\text{в}}^{0,43} (Pr_{\text{в}} / Pr_{n1})^{0,25}, \quad (3)$$

где индекс "в" указывает на принадлежность параметра к характеристике воды при средней температуре $\tilde{T}_{\text{в}}$, а "n1" — к внутренней поверхности трубы с температурой T_{n1} .

Критерии конвективного (Био) и радиационного (Старк) теплообмена определялись общеизвестными комплексами

$$Bi_1 = \alpha_1 D_j / (2\lambda_j); \quad Sk_j = \sigma_o \varepsilon_j T_c^3 D_j / (2\lambda_j) \quad (4)$$

$j = 2$ (без футеровки); $j = 3$ (с футеровкой); D_3 — внешний диаметр футерованной трубы.

Температуры поверхностей вычислялись по формулам [5, 7] ($\theta = T / T_c$):

$$\theta_{nj} = \left(\sqrt{2a_1/b - b^2} - b \right) / 2; \quad (5)$$

$$b = \sqrt{U + V}; \quad \left\{ \frac{U}{V} \right\} = \sqrt[3]{a_1^2 / 2 \pm \sqrt{\Delta}}; \quad \Delta = (4a_0/3)^3 + (a_1^2/2)^2,$$

где для футерованной трубы ($j=3$)

$$a_0 = 1 + a_1 \theta_b; \quad a_1 = [(B-1)Sk \ln k_2]^{-1}; \quad B = \frac{1 - Bi_1 \ln k_1}{Bi_1 \ln k_2} k_{\lambda}; \quad (6)$$

$$\theta_{n2} = (\theta_b - B \theta_{n3}) / (1 - B); \quad \theta_{n1} = C_1 \ln k_1 + \theta_{n2}; \quad (7)$$

$$k_{\lambda} = \frac{\lambda_3}{\lambda_2}; \quad k_2 = \frac{D_2}{D_3}; \quad C_1 = (\theta_{n2} - \theta_{n3}) k_{\lambda} / \ln k_2; \quad (8)$$

для трубы без футеровки ($j = 2$; $k_2 = 1$; $k_{\lambda} = 1$; $B \rightarrow \infty$)

$$\theta_{n1} = \theta_{n2} + Sk (1 - \theta_{n2}^4) \ln k_1. \quad (9)$$

Температурные напряжения в металлической трубе определялись в предположении несвязанности футеровки с металлом. В таком случае в обоих вариантах ($j = 2, 3$) применимы единые формулы [5] для максимальных растягивающих (σ_m^p) и сжимающих (σ_m^c) температурных напряжений

$$\max \bar{\sigma}_m^c = \frac{\Delta \theta}{2 \ln k_1} \left(1 + \frac{\ln k_1^2}{1 - k_1^2} \right); \quad (10)$$

$$\max \bar{\sigma}_m^p = \frac{\Delta \theta}{2 \ln k_1} \left(1 + \frac{k_1^2 \ln k_1^2}{1 - k_1^2} \right); \quad (11)$$

где

$$\Delta \theta = \theta_{n2} - \theta_{n1}; \quad \bar{\sigma}_m = \sigma_m / K_{\sigma}; \quad K_{\sigma} = \alpha_m E T_c / (1 - \nu). \quad (12)$$

Для конкретизации анализа напряженного состояния труб были приняты следующие исходные данные.

Размер сечения труб: $D_1 = 0,169$ м; $D_2 = 0,219$ м; $D_3 = 0,370$ м; вес садки $Q = 13$ Мн; интенсивность погонной нагрузки в подвижных $q_n = 47$ кН/м и неподвижных $q_{nn} = 47$ кН/м балках; расход воды $V_{\text{в}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м³/с; средняя температура воды $T_{\text{в}} = 480$ К, ее давление $p_{\text{в}} = 1,9$ МПа; температура печного пространства (греющей среды) $T_c = 1500$ К.

Характеристики футеровки (жаростойкий бетон)
 $\lambda_3 = 0,87$ Вт/(м·К); $\varepsilon_3 = 0,4$; $E_3 = 2,7 \cdot 10^4$ МПа; $\alpha_{m3} = 7 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\nu = 0,17$.

Рассматривались два варианта металла [8, 9] Ст12ХИМФ-ТФХ: с футеровкой ($\bar{T}_{cm} = 470$ К)

$E_2 = 2,055 \cdot 10^5$ МПа; $\alpha_{m2} = 11,4 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\lambda_2 = 40,8$ Вт/(м·К); без футеровки ($\bar{T}_{cm} = 670$ К)

$E_2 = 1,905 \cdot 10^5$ МПа; $\alpha_{m2} = 12,6 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\lambda_2 = 39$ Вт/(м·К); Ст. 20 — ТФХ: с футеровкой

$E_2 = 1,77 \cdot 10^5$ МПа; $\alpha_{m2} = 12,7 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\lambda_2 = 48,4$ Вт/(м·К); без футеровки

$E_2 = 1,65 \cdot 10^5$ МПа; $\alpha_{m2} = 13,05 \cdot 10^{-6}$ 1/К; $\lambda_2 = 42,4$ Вт/(м·К);

Во всех случаях коэффициент Пуассона для стали принимался $\nu = 0,3$, а коэффициент излучения $\varepsilon_2 = 0,8$.

Механические напряжения одинаковые для обоих вариантов, так как не зависят от материала. Температурные же существенно отличаются. Это происходит, во-первых, из-за различия ТФХ сталей, во-вторых, из-за наличия (или отсутствия) футеровки, кардинально влияющей на температурное состояние труб.

В нижеприведенную таблицу сведены результаты расчета экстремальных механических (σ_m), температурных (σ_m) (с футеровкой и без нее) и суммарных (σ_Σ) напряжений (МПа) в балках из Ст.12ХИМФ и Ст.20.

Марка стали	Подвижные балки					Неподвижные балки				
	σ_m	с футеровкой		без футеровки		σ_m	с футеровкой		без футеровки	
		σ_t	σ_Σ	σ_t	σ_Σ		σ_Σ	σ_t	σ_Σ	σ_t
12ХИМФ	101	19	120	294	395	68	19	88	294	363
Ст. 20	101	13	114	244	345	69	13	82	244	257

Из этой таблицы видно, что температурные напряжения даже при наличии теплоизоляции составляют 10...30% от механических а при отсутствии футеровки они в 2,5...4 раза превышают механические. При этом напряжения σ_m в балках из ст. 20 ниже, чем из ст. 12ХИМФ (при одинаковых σ_m). Это снижение особенно существенно при отсутствии футеровки (в подвижных – на 13%, а в неподвижных – на 30%).

Детальное изучение влияния степени целостности на величину температурных напряжений показало главенствующую роль критерия Bi_1 , т. е. интенсивности охлаждения. Было установлено, что при разрушении изоляции более чем на 70% потери тепла резко возрастают, увеличивается температурный перепад, а с ним и напряжения σ_m . Необходимо стремиться к уменьшению КТО α_1 и увеличению коэффициента теплопроводности λ_2 (например, путем замены жаропрочной стали 12ХИМФ на ст. 20.).

На основании проведенных исследований можно сделать следующие практические рекомендации:

1. При изготовлении футерованных водоохлаждаемых балок рациональнее использовать углеродистую сталь Ст.20 вместо легированной Ст.12ХИМФ.
2. Нежелательно продолжать эксплуатацию проходной печи при разрушении изоляции балок (особенно подвижных) более 70-80%.
3. Для существенного уменьшения температурных напряжений необходимо уменьшить толщину стенки труб (при неизменном моменте сопротивления, который определяет величину механических напряжений).

4. Предусмотреть применение новых материалов футеровки, устойчивых к длительной работе без разрушения.

Все вышеизложенное наглядно подтверждает актуальность и практическую необходимость учета температурных напряжений с целью повышения прочности и надежности современного и будущего механического оборудования.

Для осуществления этого необходимо иметь соответствующее обеспечение. Учитывая актуальность этой проблемы, нами разработаны [5, 7, 10] инженерные методики расчета температурного и термонапряженного состояния базовых конструктивных элементов в том числе и с учетом нелинейностей I-го рода (зависимость ТФХ материала от температуры) и II-го рода (наличие радиационной составляющей внешнего теплообмена).

На базе этих методик проведены термомеханические исследования и расчеты водоохлаждаемых валов роликов МНЛЗ и нагревательных печей, клапанов горячего дутья, металлических петлевых рекуператоров, осевых заготовок и катаных вагонных осей в процессе их изготовления, твелов ядерных реакторов, металлических слитков перед прокаткой, несущих конструкций вагонов для перевозки горячих грузов и др.

Все это является достаточно убедительным аргументом для рекомендаций к широкому использованию предложенных в работах [5, 7, 10] методик в инженерной практике.

Список литературы: 1. Боли Б., Уэнейр Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 517с. 2. Коваленко А.Д. Основы термоупругости. – К.: Наук. думка, 1970. – 307с. 3. Подстригач Я.С., Коляно Ю.М. Обобщенная термомеханика. – К.: Наук. думка, 1976. – 310с. 4. Расчет нагревательных и термических печей: Справочник //Под ред. Тымчака В.М., Гусовского В.Л. – М.: Металлургия, 1983. – 481с. 5. Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Решетняк И.С. Основы металлургической термомеханики. – К. – Дніпродзержинськ: Вид-во ДДТУ, 1998.- 360с. 6. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергия, 1969. – 440с. 7. Постольник Ю.С. Приближенные методы исследований в термомеханике. – К.-Донецк: Голови. изд-во Вища школа, 1984. – 158с. 8. Казанцев Е.И. Промышленные печи. Справочное пособие для расчетов и проектирования. – М.: Металлургия, 1975. – 368с. 9. Журавлев В.Н., Николаев О.И. Машиностроительные стали. Справочник. – М.: Машиностроение, 1981. – 391с. 10. Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Нелінійна прикладна термомеханіка. – К.: Вид-во ДДТУ, 200 - 280 с.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

Проволоцкий А. Е., Вишняков А. П.
(НИИСТ НМетАУ, г. Днепрпетровск, Украина)

Metallographic examinations are conducted of big tube blank responsible appointment of 38ХНЗМФА steel microalloyed by Nb. Negative influence is showed of nitrogen to make lines carbonitride phases in limited plot. Recommendations are proposed of change chemical composition of steel and cycles thermotreatment.

С обретением независимости Украинского государства тяжелая промышленность оказалась изолированной от сырьевых источников основных легирующих элементов: хрома, никеля, молибдена, ванадия и др., приобретение которых потребовало привлечения валютных средств. Это обстоятельство привело к тому, что в номенклатуре выпускаемой продукции металлургических и машиностроительных предприятий все большую часть занимают изделия из углеродистых и низколегированных конструкционных сталей по ГОСТ 4543–71. При этом пришлось отказаться от изделий из высоколегированных высокопрочных сталей, стоимость изготовления которых оказалась намного выше мировых цен на данный вид металлопродукции, что повлекло за собой снижение конкурентоспособности машиностроительной продукции на мировом рынке.

В сложившихся условиях становится актуальной задача совершенствования технологии металлургического цикла производства из улучшаемых конструкционных сталей крупногабаритных заготовок ответственного назначения, требования к которым, диктуемые развитием техники, постоянно повышаются, в первую очередь требования к уровню механических свойств. Химический состав сталей (применение микролегирования), технологические схемы получения слитков,ковка и термическая обработка заготовок – все это определяет уровень механических свойств металла.

Прежде всего, технология выплавки сталей должна гарантировать минимально возможную концентрацию в металле серы, фосфора, газов (водорода, кислорода и азота) и неметаллических включений, а условия кристаллизации – максимальное подавление ликвационных процессов и получение металла высокой плотности.

Основным технологическим недостатком улучшаемых сталей типа 38ХНЗМФА является повышенная чувствительность к флокенообразованию. По мнению многих исследователей, предельное содержание водорода в стали при упрочняющей термической обработке, при котором флокены

обычно не появляются после термоупрочнения, не должно превышать $2...2,5 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$. При содержании водорода в металле свыше $4 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$ продольные образцы для механических испытаний теряют пластичность, а поперечные образцы полностью охрупчиваются при содержании водорода более $2 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$ [1]. Процесс удаления водорода из изделий больших сечений (500 ... 700 мм) является чрезвычайно длительным, превышающим несколько суток [2]. Однако дегазация ванны открытой электродуговой печи в окислительный период плавки не гарантирует концентрацию водорода в готовом металле менее $2 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$, что позволило бы исключить длительные операции термообработки, первую очередь противоблоксную обработку. По нашим данным содержание водорода в металле (сталь марки 38ХНЗМФА), выплавленного в условиях ЗАО НКМЗ, составляет $4,6 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$. Учитывая это положение, а также необходимость получения плотного слитка, чистого по неметаллическим включениям и более высокого качества необходимо применение вакуумдугового переплава, а также сочетание вакуумдугового и электрошлакового переплава.

Металл ВДП (данные ОАО ДСС по стали марки 38ХНЗМФА) характеризуется низкой концентрацией водорода ($1,67 ... 2,21 \text{ см}^3 / 100 \text{ г}$) и кислорода ($0,0020...0,0024\% \text{ мас.}$), максимальный балл неметаллических включений по всем видам оксидов, силикатов и нитридов не превышает 1,5, средний балл находится в пределах $0,5...0,8$, максимальный балл по сульфидам составил 3,0, однако в целом и по этому виду неметаллических включений металл достаточно чистый. Тем не менее, для наиболее ответственных заготовок, необходимо проведение с целью более глубокой десульфурации металла дополнительно ЭШП.

Главная задача термической обработки – получение заданных механических свойств металла. Термическая обработка, состоящая из нескольких циклов закалки с последующими отпусками является основным видом термообработки для улучшаемых конструкционных сталей, при этом температурные режимы, определяемые положением критических точек A_{c1} , A_{c2} , M_n и способностью аустенита к переохлаждению, зависят от химического состава стали. Термическая обработка при рационально выбранном химическом составе обеспечивает наиболее высокую конструктивную прочность заготовок – достаточно высокую прочность в сочетании с высокой пластичностью, вязкостью и малой склонностью к хрупким разрушениям.

И все же основным направлением повышения уровня механических свойств улучшаемых сталей является их микролегирование сильными карбидообразующими элементами (ниобий, цирконий) за счет карбидного упрочнения матрицы металла, при этом содержание углерода повышается к верхней границе допуска.

Для производства крупногабаритных трубных заготовок ответственного назначения нами использовалась улучшаемая сталь марки 38ХНЗМФА, микролегированная ниобием. Выплавку металла проводили в открытой дуговой печи ДСП - 12 ЗАО НКМЗ с применением 100% собственных отходов с полным окислением. Феррониобий присаживался в восстановительном периоде плавки за 30 минут до выпуска. Металл ковшевой пробы имел следующий химический состав, (по основным элементам) % мас.: С — 0,38; Si — 0,33; Mn — 0,31; Cr — 0,89; Ni — 3,00; Mo — 0,45; V — 0,15; S — 0,012; P — 0,011; Ca — 0,006; N — 0,008 ... 0,011.

Разливку стали выполняли в электроды ЭШП развесом 9,5 т. Температурный интервалковки указанных слитков — 1250 ... 950 °С, степень укова составила 5,3. Трубная заготовка послековки имела хорошую поверхность без видимых дефектов. Термическая обработка послековки проводилась по следующему режиму: нормализация при температуре 850 ... 870 °С; двойная закалка от 850...870 °С в масло, отпуск 510...530 °С. Указанный режим применялся для сталей данного типа без микролегирования.

Однако результаты испытаний металла с микролегированием после конечной термообработки показали его недостаточную прочность ($\sigma_s \leq 1300$ МПа) и пластичность ($\delta_5 = 5,7\%$, $\psi = 16,0\%$, КСЧУ = 2,3 МДж / м²). Повышение температуры нагрева под закалку не дало положительного результата. При этом в процессе правки произошло образование трещин.

Металлографический анализ металла возле трещин показал наличие строчечной фазы, располагающейся по границам первичного аустенитного зерна, которая по форме и окраске была оценена как карбонитридная. С целью более обоснованной идентификации этой фазы был проведен качественный рентгеноспектральный анализ на микроанализаторе РСМА КАМЕКА, который показал, что ее металлическая составляющая преимущественно включает ванадий, ниобий и молибден, содержание которых значительно выше, чем в матрице, в то время как содержание железа и хрома существенно ниже. Аномально высокая концентрация азота в темплетках металла (0,013...0,023% мас.), по сравнению с ковшевой пробой и преимущественное наличие в составе избыточной фазы ванадия и ниобия подтверждает вывод о том, что она представляет собой комплексный нитрид или карбонитрид, компоненты которого отвечают правилу Хэгга об образовании фаз внедрения ($R_N : R_{Me} \leq 0,59$). Для указанных элементов этот критерий равен 0,52 и 0,48 соответственно [3]. В равной степени это относится к хрому и молибдену ($R_N : R_{Me}$ равны соответственно 0,51 и 0,50). Однако, если некоторое увеличение концентрации молибдена в избыточной фазе действительно имеет место, то хром в ней даже ниже, чем в матрице, хотя его концентрация в металле и сродство к азоту существенно выше, чем молибдена. Это вероятно связано со структурой и геометрическими

параметрами избыточной фазы. Нитриды VN, NbN и Mo₂N имеют одинаковую кубическую кристаллическую решетку с относительно близкими параметрами — 4,12; 4,39 и 4,16 Å, соответственно, в то время как нитрид хрома Cr₂N имеет гексагональную решетку с параметром $a = 4,79$.

По нашему мнению при температурах кристаллизации геометрический фактор образования избыточной фазы превалирует над энергетическим. Кроме этого понижение концентрации хрома в фазе может быть объяснено и тем, что его карбиды и нитриды имеют ограниченную растворимость друг в друге, в то время как ванадия и ниобия полностью взаиморастворимы [4].

Попытка растворить избыточную фазу путем гомогенизации при температуре 1180 °С не дала положительного результата. Только длительный отжиг в вакууме (10 часов) при температуре 1250 °С обеспечил ее полное растворение. При этом концентрация азота в исследуемом металле снизилась до уровня $\leq 0,013\%$.

Изложенное позволило сделать вывод, что главной причиной низкой пластичности металла и образование трещин при правке является наличие в локальных участках строчек карбонитридной фазы большой протяженности, связанных с местной ликвацией ванадия, ниобия и азота. Поэтому выплавка стали проводилась при строгой регламентации содержания азота в металле открытой дуговой выплавки, не более 0,010%.

Тщательный подбор металлошхты, строгое соблюдение технологии выплавки металла в открытой дуговой печи, микролегирование, электрошлаковый переплав, высокий уков (степень укова не менее 5), корректировка режимов термической обработки (повышение температуры нормализации до 970...975 °С и снижение температуры отпуска до 390 ... 410 °С), позволили получить крупногабаритную трубную заготовку с необходимым уровнем механических свойств ($\sigma_s = 1480$ МПа, $\psi = 25\%$, КСЧУ = 2,5...3,0 МДж/м²).

Таким образом, проведение данного комплекса мероприятий дало возможность без увеличения содержания легирующих элементов пересвести улучшаемую конструкционную сталь типа 38ХНЗМФА в класс высокопрочных на уровне сталей 40Х5М2СФ, 40Х5М2СФБ, 40ХГНЗВА.

Список литературы: 1. Шаповалов В. И., Трофименко В. В. Флокены и контроль водорода в стали. — М.: Металлургия, 1987. — 159с. 2. Товпенец Е.С. Термическая обработка проката и поковок. — К.: Гостехиздат УССР, 1962. — 155с. 3. Самсонов Г. В. Нитриды. — К.: Наукова думка, 1969. — 378с. 4. Гольдшмидт Х. Дж. Сплавы внедрения. Выпуск II. Пер. с англ. — М.: Изд-во "МИР", 1971. — 464с.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ СТАЛЕЙ ТИПА 38ХНЗМФА

Проволоцкий А.Е., Паршин Ю.И.
(НМетАУ, г. Днепрпетровск, Украина)

The peculiarities of the processability have been under the control and the structural state of the initial metal taken into consideration as well as the method of its getting and the type of the following thermal processing. The conformity of the influence of the main factors of cutting processing of the quality indices of some special details.

Современное машиностроение требует повышения эксплуатационных качеств базовых деталей машин и механизмов. Эти задачи могут быть решены в результате применения высоколегированных дорогостоящих сталей и сплавов или коренного изменения технологического процесса изготовления деталей. Легирующие элементы, применение которых необходимо для достижения в конечном итоге необходимых физико-механических свойств, ухудшают обрабатываемость резанием. Существенное влияние на обрабатываемость резанием оказывают также методы выплавки металла, получения исходной заготовки и термической обработки.

С повышением механических свойств снижается эффективность механической обработки, что сопровождается высокой интенсивностью износа режущих инструментов. Проведенный анализ режимов механообработки, применяемых в производственных условиях показал, что их выбор производится без учета технологического метода получения исходного металла обрабатываемых заготовок, структурного состояния стали и вида термической обработки.

В связи с этим, исследование процессов резания хромоникелемолибденовых сталей является актуальной задачей.

Определение оптимальных параметров процесса механообработки необходимо производить с учетом изучения взаимосвязи множества факторов – методов получения металла заготовки, термической обработки, явлений обрабатываемости резанием и особенностей закрепления детали на станке в процессе обработки с учетом погрешностей системы СПИД [1].

Для исследования особенностей обрабатываемости резанием разработана научно-обоснованная методика исследования процессов механообработки хромоникелемолибденовых сталей с повышенными прочностными характеристиками, основанная на системном подходе к исследованию обрабатываемости резанием [2].

Разработана и обоснована научная методика определения оптимальных областей изменения параметров механической обработки с учетом особенностей обрабатываемости резанием, физико-механических свойств, метода получения исходного металла заготовки и допускаемых погрешностей обработки длинных валов вследствие деформации системы СПИД. Определены технологические ограничения, налагаемые на режимы резания процесса механической обработки, учитывающие заданные показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей.

Для учета особенностей физико-механических свойств, предложено в формулу для расчета скорости резания ввести соответствующие коэффициенты предела прочности K_σ , относительного сужения K_ψ и ударной вязкости K_χ

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{B\sigma T}}{\sigma_{B\phi}}, \quad K_\psi = \frac{\psi_{\sigma T}}{\psi_\phi}, \quad K_\chi = \frac{\chi_{\sigma T}}{\chi_\phi}, \quad (1)$$

где: $\sigma_{B\sigma T}$, $\psi_{\sigma T}$, $\chi_{\sigma T}$ – предел прочности, относительное сужение и ударная вязкость эталонного образца;

$\sigma_{B\phi}$, ψ_ϕ , χ_ϕ – фактические значения предела прочности, относительного сужения и ударной вязкости исследуемой стали.

После соответствующих преобразований, т.е. подстановки предложенных коэффициентов в формулу скорости резания, и выполнения соответствующих преобразований, получим:

$$V = \frac{C_v}{T^m \times S^{y_v} \times t^{x_v}} \times \frac{2,46 \times 10^9}{HB^{n_v} \times \sigma_{B\phi}^{n_v} \times \psi_\phi \times \chi_\phi}, \quad (2)$$

где: S , t – подача, мм/об и глубина резания, мм;

C_v , y_v , x_v , m – постоянные коэффициенты;

T – стойкость режущего инструмента, мин;

C_{HB} – коэффициент, учитывающий твердость исследуемой стали;

HB – твердость исследуемой стали;

$n_v = 1 - 1,5$ – для незакаленных сталей;

$n_v = 1,5 - 2$ – для закаленных сталей.

Формула (2) позволяет выполнить теоретическое определение скорости резания при обработке стали 38ХНЗМФА с учетом комплекса механических свойств: предела прочности, ударной вязкости, относительного сужения и твердости.

На основе предложенного подхода к исследованию процесса резания хромоникелемолибденовых сталей раскрыты особенности явлений обрабатываемости и определена степень влияния технологических факторов на качественные показатели обработки сталей типа 38ХНЗМФА.

Существенное влияние на обрабатываемость резанием оказывают методы получения исходной заготовки и термической обработки. Сталь, полученная двойным переплавом с микролегированием характеризуется более мелкозернистой структурой и соответственно низкой обрабатываемостью резанием по сравнению со сталью, полученной методом электрошлакового переплава. Сталь 38ХНЗМФА после отжига характеризуется лучшей обрабатываемостью, чем сталь 38ХНЗМФА после нормализации. При этом, для стали 38ХНЗМФА независимо от метода ее получения, более благоприятные условия для обработки, с точки зрения износа режущих инструментов, обеспечиваются при перлитной структуре. При структуре сорбитообразного перлита возрастает интенсивность износа режущих инструментов, однако более благоприятны условия для достижения качества обрабатываемых поверхностей.

На основе результатов работ по исследованию обрабатываемости сталей типа 38ХНЗМФА определена оптимальная область режимов резания при использовании различных инструментальных материалов и их сравнения по предлагаемым показателям надежности процессов механообработки. При оптимизации процессов резания выявлена возможность повышения производительности без потери точности технологической системы станок-приспособление-инструмент-деталь. Для определения резервов повышения производительности процессов механообработки разработано программное обеспечение, позволяющее выполнить моделирование процесса резания на ПЭВМ в среде современных пакетов прикладных программ.

Анализ результатов экспериментов на ПЭВМ с результатами экспериментальных исследований, в частности, показателей шероховатости обработанной поверхности позволяет выбрать наиболее предпочтительный инструмент, гарантирующий получение требуемых показателей качества и точности обработки с учетом явлений обрабатываемости.

Список литературы: 1. Проволоцкий А.Е., Паршина Е.А., Паршин Ю.И. Оптимизация технологических процессов резания труднообрабатываемых материалов // Вісті Академії інженерних наук України. - 1998. - №2. - С. 11-28. 2. Проволоцкий А.Е., Паршин Ю.И. Комплексные исследования обрабатываемости материалов // Наукові праці Національного технічного університету України (КПІ) "Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва" - Том 1. - К.: НТУУ (КПІ). - 1998. - С. 309-312.

ПОВЫШЕНИЕ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ХРОМОНИКЕЛЕМОЛИБДЕНОВЫХ СТАЛЕЙ

Проволоцкий А.Е., Паршина Е.А.

(НМетАУ, г. Днепрпетровск, ДГМА, г. Краматорск, Украина)

The article deals with the problem of the improving the competitive qualities of some special machine parts. We have managed to improve the technical competitiveness having introduced the complex manufacturing technology. We have improved the index of the economic competitiveness while the technological process of the mechanical cutting in an optimal way.

Повышение конкурентоспособности выпускаемой продукции является важнейшей задачей машиностроительного комплекса Украины. Особую актуальность это приобретает при создании и разработке как новых конкурентоспособных изделий, так и при повышении технических характеристик конкурирующих аналогов.

Повышение технических характеристик ответственных изделий из хромоникелемолибденовых сталей может быть достигнуто в результате применения дорогостоящих легирующих добавок. Однако этот путь не является эффективным, так как сопровождается значительным увеличением себестоимости изготовления изделия.

Для повышения технических характеристик изделий ответственного назначения из стали 38ХНЗМФА разработана комплексная технология [1], предусматривающая коренное изменение производственного процесса изготовления детали, начиная с метода получения исходной заготовки без изменения химического состава базовых элементов,ковки, а также оптимального сочетания термической и механической обработки.

В результате реализации комплекса технологических операций производственного процесса было достигнуто значительное повышение физико-механических свойств обрабатываемых заготовок, что способствовало существенному росту конкурентоспособности выпускаемых изделий по техническим параметрам. В частности, показатель конкурентоспособности изделия по техническим параметрам определяли по формуле:

$$T = a_1 \cdot \frac{\sigma_B}{\sigma_B^0} + a_2 \cdot \frac{HB}{HB^0} + a_3 \cdot \frac{\psi}{\psi^0} + a_4 \cdot \frac{\chi}{\chi^0}, \quad (1)$$

где: σ_B , HB , ψ , χ - предел прочности, твердость, относительное сужение и ударная вязкость проектируемого изделия;

σ_B^0 , HB^0 , ψ^0 , χ^0 - предел прочности, твердость, относительное сужение и ударная вязкость изделия-аналога.

a_1, a_2, a_3, a_4 - коэффициенты весомости соответственно для каждого параметра физико-механических свойств изделия.

Коэффициенты весомости были определены по экспертным оценкам, с учетом требований к эксплуатационным свойствам изделия.

Качество изделия определяется совокупностью показателей, которые достигаются на различных технологических операциях производственного процесса. В результате внедрения разработанной комплексной технологии получения исходной заготовки для ответственного изделия было достигнуто повышение физико-механических свойств, вследствие этого конкурентоспособность изделия по техническим параметрам повысилась на 12-25 %.

В результате использования электрошлакового переплава или его комбинации с электродуговым переплавом и микрولةгированием получена мелкозернистая структура стали. С увеличением степени укова слитка увеличилась анизотропия механических свойств, повысилась пластичность и вязкость сталей. Вследствие воздействия многоступенчатой термической обработки было достигнуто повышение прочностных свойств стали. Однако обрабатываемость таких заготовок на операциях механообработки существенно снизилась [2]. При лезвийной обработке было установлено снижение износостойкости режущих инструментов и повышение шероховатости обработанных поверхностей.

В связи с этим возникла задача определения наиболее эффективного варианта процесса механообработки хромоникелемолибденовой стали на множестве технически достижимых. Для конкретного варианта технологического процесса механообработки это означает необходимость расчета оптимальных режимов резания с учетом специфики процесса резания труднообрабатываемых материалов. Таким образом, процесс механообработки должен быть эффективным, т.е. оптимальным с позиции выбранного критерия.

Выбор критерия оптимальности технологического процесса производили с учетом оценки конкурентоспособности продукции. Показатель конкурентоспособности продукции по экономическим параметрам определяли по формуле [3]:

$$\mathcal{E} = \sum_{i=1}^m \beta_i \cdot \frac{C_i}{C_i^0}, \quad (2)$$

где: β - коэффициент весомости i -го вида издержек;

C_i - стоимостное выражение затрат на производство изделия по i -му виду издержек;

C_i^0 - стоимостное выражение затрат на производство базового изделия по i -му виду издержек.

Поэтому, при оптимизации режимов резания использовали экономический критерий - технологическую себестоимость. Учитывая низкую износостойкость режущих инструментов при механообработке труднообрабатываемых материалов была введена составляющей в критерий себестоимости стойкость режущего инструмента. Точность обработки и шероховатость поверхности учитывалась заданными ограничениями допускаемых областей режимов обработки. В модель оптимизации включены энергетические параметры процесса резания. Не смотря на то, что энергетические параметры непосредственно не зависят от экономики производства, однако, их использование позволяет выявить резервы повышения производительности и качества процесса механообработки, которые предопределены физическими особенностями взаимодействия режущего инструмента и обрабатываемого материала. Исследование физических особенностей процесса резания труднообрабатываемых материалов выполнено с учетом влияния комплекса факторов предыдущих технологических операций производственного процесса, т.е. с учетом технологической наследственности. Таким образом, при определении оптимальных условий обрабатываемости хромоникелемолибденовых сталей учитывался метод получения исходной заготовки и вид термической обработки. Проведение операций механообработки изделий на оптимальных режимах резания обеспечило снижение технологической себестоимости выпускаемых изделий по сравнению с базовым аналогом, в частности за счет экономии режущего инструмента и использования выявленных резервов повышения производительности процессов механообработки.

В результате сравнения и анализа параметров конкурентоспособности выпускаемой продукции выявлены пути ее повышения и разработаны программы по созданию новых конкурентоспособных изделий.

Список литературы: 1. Проволоцкий А.Е., Паршина Е.А. Проблемы принятия решений при внедрении комплексных технологий изготовления изделий машиностроительного производства. // Международный сб. научных трудов. - Вып.8. - Донецк: ДонГТУ, 1999. - С.173 - 175. 2. Проволоцкий А.Е., Паршина Е.А., Паршин Ю.И., Оксамытный Н.С. Исследование обрабатываемости деталей из стали 38ХНЗМФА с учетом структурного состояния и метода получения исходного металла. / Вести Академии Инженерных Наук Украины. - Днепропетровск: АТ "Днепротяжмаш", 1997. С.33-40. 3.Маркетинг: Учебник/ А.Н.Романов, Ю.Ю. Корлюгов, С.А. Красильников и др.; Под ред. А.Н.Романова. - М.: Банки и биржи, ЮНИТИ, 1996. - 560 с.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ПРОГРЕССИВНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ДИСКОВЫХ ПИЛ С НЕРАВНОМЕРНЫМ ШАГОМ ЗУБЬЕВ

Равская Н.С., Бабенко А.Е., Боронко О.А., Парненко В.С.
(НТУУ "КПИ", Киев, Украина)

The description of a design, outcomes of researches and guideline on usage of peripheral saws with a varied pitch of saw-tooth's are adduced in this paper.

За последнее время широкое распространение получили дисковые пилы с неравномерным шагом, их изготовление практически стало возможным в результате создания станков с ЧПУ.

На данный момент разработаны конструктивные и технологические решения, обеспечивающие повышение работоспособности, качества резки, а также стойкости дисковых пил.

К таким решениям следует отнести, прежде всего: - мероприятия, обеспечивающие лучшее дробление стружки и снижения усилий резания; - применение различных покрытий, снижающих трение боковой поверхности пилы о поверхность реза.

Однако возможности повышения работоспособности дисковых пил за счет применения неравномерного шага не исследовались, поэтому изучение возможностей таких пил имеет большое теоретическое и практическое значение.

В ходе разработки пил новой прогрессивной конструкции с неравномерным шагом зубьев и определения их конструктивных оптимальных параметров предлагается использовать предложенный в работе [1] критерий оценки динамического состояния пилы.

$$C_r = \frac{A_{jk} \cdot \omega_k^2}{\lambda_j^2 - \omega_k^2}, \quad (1)$$

где A_{jk} - амплитуда гармоник возмущающей силы;

ω_k - круговая частота возмущающей силы;

λ_j - j -ая собственная круговая частота пилы.

Данный критерий оценки динамического состояния дисковой пилы основан на предположении, что в результате погрешности изготовления и сборки системы станок - пила - заготовка, и деформирования этой системы сила имеет место смещение и поворот срединной плоскости пилы относительно реза. Вследствие этого происходит изгиб пилы за счет контакта ее боковой поверхности с поверхностью реза.

Так как дисковая пила имеет поднутрение, то этот контакт осуществляется по внешнему ободу, который состоит из вершин зубьев, поэтому

данное взаимодействие приводит к периодическому процессу изгиба пилы в результате ее вращения. Это периодическое взаимодействие является по существу кинематическим возбуждением изгибных колебаний дисковых пил.

Правомерность использования предложенного критерия подтверждено экспериментальными исследованиями, выполненными на кафедре инструментального производства НТУУ "КПИ".

Испытывалось 2 типа пил (по три пилы каждого типа Ø275), при отрезке труб Ø 30×2,2мм., с толщиной диска $B=1,8$ мм., количеством зубьев $Z=180$.

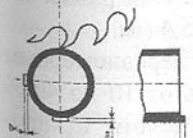
Испытания проводились пилами с равномерным и неравномерным шагом при отрезке труб с подачей на зуб $S_z = 0,01$ мм/зуб и угловой скоростью вращения пилы 16 об/мин, 31,5 об/мин и 45 об/мин.

Для испытаний была выбрана пила с неравномерным шагом по шесть зубьев в группе при распределении неравномерности шагов в группе $K=0,7-0,9-1,3-1,1-0,8-1,2$ т.е. каждая группа зубьев с неравномерным шагом имела следующие шаги: 1,4-1,8-2,6-2,2-1,6-2,4.

Следует отметить, что максимальные значения C_r , определяемые расчетным путем при отрезке диаметрального сечения заготовок, у пил с неравномерным шагом были меньше, чем у пил с равномерным шагом. В процессе отрезки труб (отрезалось 10 заготовок каждой пилой) фиксировался уровень шума, и измерялась толщина заусенцев согласно схеме приведенной в табл. 1., в которой представлены результаты испытаний.

Эксперимент показывает, что при отрезке пилами с меньшими значениями C_r размеры заусенцев у отрезаемых заготовок и уровень шума меньше. Поэтому при разработке рекомендаций по определению конструктивных параметров пил, в том числе и пил с равномерным шагом, необходимо исследовать влияние различных конструктивных параметров пилы и других условий резания на значение C_r .

Таблица 1-Результаты предварительных испытаний.

Тип пилы	S_z , мм/зуб	n , об/мин	$C_{r\max}$	Размеры заусенцев			Уровень шума, дБ резание-средн.-выход
				h_{31}	h_{32}	h_8	
	0,01	16	79,2	0,15	0,3	0,27	80-84-80
		31,5	59,76	0,11	0,22	0,15	80-90-80
		45	57,6	0,08	0,15	0,12	80-95-80
		16	52,36	0,1	0,15	0,15	77-82-77
		31,5	36,2	0,07	0,08	0,07	75-89-75
		45	34,6	0,05	0,03	0,005	75-89-79

В основу теоретических исследований положена методика оценки C_r динамической характеристики пилы при отрезке заготовок в зависимости

сти от D , B , Z , Z_{zp} при различных условиях работы пилы. В работе рассмотрен случай при симметричном расположении заготовки относительно оси пилы.

В результате теоретических исследований зависимости максимального значения критерия C_r динамического состояния пилы с равномерным шагом при ее кинематическом возбуждении от диаметра пилы D , толщины диска B , частоты ее вращения n , количества зубьев Z была предложена пила $\varnothing 315$ мм с переменной толщиной диска. У наружного диаметра толщина диска пилы достигает $B=1,8$ мм, на диаметре 150 мм — $B=1,5$ мм, а затем увеличивается до $B=1,8$ мм на диаметре ступицы. В дальнейшем эта конструкция пилы была положена в основу теоретических исследований по подбору оптимальных параметров пилы с неравномерным шагом.

Пилы с неравномерным шагом состоят из одинаковых групп зубьев, шаг которых неравномерный. Поэтому возникает задача выбора основных параметров этих групп зубьев, которые бы обеспечили снижение C_r в сравнении с пилами, имеющими равномерный шаг.

Рядом источников на основе производственного опыта даются рекомендации по выбору диаметра пилы и числа зубьев Z для обработки заготовок различных форм и размеров из разных материалов.

Известно, что максимальное рекомендуемое значение Z при выбранном диаметре пилы для определенных условий отрезки определяет минимальное значение окружного шага и тем самым радиуса стружечной канавки, при которых обеспечивается работа пилы без поломки зубьев.

При общей оценке работоспособности пил с неравномерным шагом по критерию динамического состояния пилы в процессе работы это положение может служить ограничением при выборе количества зубьев в группе с неравномерным шагом z_{zp} и допустимого значения минимального шага в группе.

При отрезке труб с толщиной стенки до 10 мм пилами $\varnothing 75$ мм рекомендуется выбирать число зубьев пилы $Z=220$ и для прутков $\varnothing 30 \div 40$ мм — $Z=160 \div 144$.

Окружные шаги этих пил примем за минимально допустимые при выборе числа шагов в группе Z_{zp} и неравномерности шага. Они равны соответственно для труб $P_{дон-тр} = 3,9$ мм и прутков — $P_{дон-пр} = 5,4$ мм.

Расчеты производились для пил с равномерным и неравномерным шагом $Z_{zp} = 2; 4; 6$ и 8. Неравномерность шага принималась от 10 до 40 % (0,1 - 0,4) при разбивке шагов в группе по треугольнику. Расчеты C_r проводились при отрезке труб $\varnothing 40 \times 2$ мм пилами диаметром $\varnothing 315$ мм с числом зубьев $Z=180$ и переточенными до $\varnothing 275$ мм.

Произведенный анализ расчета показывает, что наименьшие значения C_r во всем диапазоне исследуемых параметров имеют пилы диаметром как 315 мм, так и переточенные до 275 мм с $Z_{zp}=8$ и неравномерностью шагов 10%. Следует отметить, чтобы обеспечить максимально допустимое число переточек зубьев необходимо выбирать значения неравномерности шага, рекомендованные для пил $\varnothing 275$ мм.

Теоретические исследования показали, что динамической устойчивостью пил с неравномерным шагом можно управлять, изменяя скорость вращения пилы. Поэтому исследовалось влияние на C_r диаметра пил за счет переточек в диапазоне $D=315 \dots 275$ мм при скоростях их вращения от 100 об/мин до 460 об/мин. Анализ полученных результатов расчета показал, что в диапазоне скоростей вращения диска пилы от $n=140$ об/мин до $n=400$ об/мин процесс отрезки пилами с неравномерным шагом характеризуется лучшими динамическими характеристиками. Изменение диаметра при переточках у пил с неравномерным шагом оказывает незначительное увеличение C_r , в то время как пилы с равномерным шагом более чувствительны к переточкам.

Таким образом, проведенные исследования показали, что конструкции пил с неравномерным шагом имеют лучшие динамические характеристики и более универсальны по сравнению с пилами с равномерным шагом. Пилы новой конструкции позволяют в 4-5 раз увеличить ресурс их работы за счет значительного увеличения переточек, снизить вибрации и улучшить условия труда за счет снижения уровня шума на 5 - 10 дБ при отрезке этими пилами.

Список литературы: 1. Н.С. Равская, А.Е. Бабенко, О.А. Боронко, Р. Лорех. Определение критерия динамического состояния пилы // Вестник НТУУ "КПИ"; Машиностроение, - вып. 33, - 1998г., - с. 157 - 162.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС АВТОТРАКТОРНЫХ ТРАНСМИССИЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ НА КОНКРЕТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Руденко С.П. (ИНДМАШ НАНБ, г. Минск, Беларусь)

The items of information on a technique of forecasting of durability of gear wheels depending from the mark of steel, technology of manufacturing, type of the used thermal equipment and technological modes of chemical and heat treatment processing are given.

сти от D , B , Z , Z_{zp} при различных условиях работы пилы. В работе рассмотрен случай при симметричном расположении заготовки относительно оси пилы.

В результате теоретических исследований зависимости максимального значения критерия C_r динамического состояния пилы с равномерным шагом при ее кинематическом возбуждении от диаметра пилы D , толщины диска B , частоты ее вращения n , количества зубьев Z была предложена пила $\varnothing 315$ мм с переменной толщиной диска. У наружного диаметра толщина диска пилы достигает $B=1,8$ мм, на диаметре 150 мм — $B=1,5$ мм, а затем увеличивается до $B=1,8$ мм на диаметре ступицы. В дальнейшем эта конструкция пилы была положена в основу теоретических исследований по подбору оптимальных параметров пилы с неравномерным шагом.

Пилы с неравномерным шагом состоят из одинаковых групп зубьев, шаг которых неравномерный. Поэтому возникает задача выбора основных параметров этих групп зубьев, которые бы обеспечили снижение C_r в сравнении с пилами, имеющими равномерный шаг.

Рядом источников на основе производственного опыта даются рекомендации по выбору диаметра пилы и числа зубьев Z для обработки заготовок различных форм и размеров из разных материалов.

Известно, что максимальное рекомендуемое значение Z при выбранном диаметре пилы для определенных условий отрезки определяет минимальное значение окружного шага и тем самым радиуса стружечной канавки, при которых обеспечивается работа пилы без поломки зубьев.

При общей оценке работоспособности пил с неравномерным шагом по критерию динамического состояния пилы в процессе работы это положение может служить ограничением при выборе количества зубьев в группе с неравномерным шагом z_{zp} и допустимого значения минимального шага в группе.

При отрезке труб с толщиной стенки до 10 мм пилами $\varnothing 75$ мм рекомендуется выбирать число зубьев пилы $Z=220$ и для прутков $\varnothing 30 \div 40$ мм — $Z=160 \div 144$.

Окружные шаги этих пил примем за минимально допустимые при выборе числа шагов в группе Z_{zp} и неравномерности шага. Они равны соответственно для труб $P_{дон-тр} = 3,9$ мм и прутков — $P_{дон-пр} = 5,4$ мм.

Расчеты производились для пил с равномерным и неравномерным шагом $Z_{zp} = 2; 4; 6$ и 8. Неравномерность шага принималась от 10 до 40 % (0,1 - 0,4) при разбивке шагов в группе по треугольнику. Расчеты C_r проводились при отрезке труб $\varnothing 40 \times 2$ мм пилами диаметром $\varnothing 315$ мм с числом зубьев $Z=180$ и переточенными до $\varnothing 275$ мм.

Произведенный анализ расчета показывает, что наименьшие значения C_r во всем диапазоне исследуемых параметров имеют пилы диаметром как 315 мм, так и переточенные до 275 мм с $Z_{zp}=8$ и неравномерностью шагов 10%. Следует отметить, чтобы обеспечить максимально допустимое число переточек зубьев необходимо выбирать значения неравномерности шага, рекомендованные для пил $\varnothing 275$ мм.

Теоретические исследования показали, что динамической устойчивостью пил с неравномерным шагом можно управлять, изменяя скорость вращения пилы. Поэтому исследовалось влияние на C_r диаметра пил за счет переточек в диапазоне $D=315 \dots 275$ мм при скоростях их вращения от 100 об/мин до 460 об/мин. Анализ полученных результатов расчета показал, что в диапазоне скоростей вращения диска пилы от $n=140$ об/мин до $n=400$ об/мин процесс отрезки пилами с неравномерным шагом характеризуется лучшими динамическими характеристиками. Изменение диаметра при переточках у пил с неравномерным шагом оказывает незначительное увеличение C_r , в то время как пилы с равномерным шагом более чувствительны к переточкам.

Таким образом, проведенные исследования показали, что конструкции пил с неравномерным шагом имеют лучшие динамические характеристики и более универсальны по сравнению с пилами с равномерным шагом. Пилы новой конструкции позволяют в 4-5 раз увеличить ресурс их работы за счет значительного увеличения переточек, снизить вибрации и улучшить условия труда за счет снижения уровня шума на 5 - 10 дБ при отрезке этими пилами.

Список литературы: 1. Н.С. Равская, А.Е. Бабенко, О.А. Боронко, Р. Лорех. Определение критерия динамического состояния пилы // Вестник НТУУ "КПИ"; Машиностроение, - вып. 33, - 1998г., - с. 157 - 162.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС АВТОТРАКТОРНЫХ ТРАНСМИССИЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ НА КОНКРЕТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Руденко С.П. (ИНДМАШ НАНБ, г. Минск, Беларусь)

The items of information on a technique of forecasting of durability of gear wheels depending from the mark of steel, technology of manufacturing, type of the used thermal equipment and technological modes of chemical and heat treatment processing are given.

Прогнозирование надежности зубчатых передач является составной частью комплексного подхода Института надежности машин национальной академии наук Беларуси к разработке технологии химико-термического упрочнения высоконапряженных зубчатых колес. Достоверность и экспериментальная обоснованность методики прогнозирования основаны на:

- моделировании на ЭВМ условий работы зубчатых колес при эксплуатационном и стендовом нагружении, базирующимся на уточненных методиках расчета напряженного состояния, распределения нагрузки в зацеплении с учетом реальной геометрии, точности изготовления зубчатых колес и податливости зубьев;
- экспериментально подтвержденных методиках расчета долговечности, разработанных с учетом результатов многолетних стендовых испытаний зубчатых колес из различных марок сталей после ХТО по различным технологиям;
- банке данных ИНДМАШ НАНБ по влиянию качества структуры цементованного слоя, вида напряженного состояния на предельные величины характеристик сопротивления усталости зубчатых колес из разных марок сталей;
- методах определения качественных характеристик структуры цементованных слоев, оказывающих основное влияние на работоспособность высоконапряженных зубчатых колес.

Реализация в разработанном методе современных представлений об условиях работы зубчатого зацепления и механики разрушения зубьев, а также о связи структурных параметров и сопротивления усталости цементованных зубчатых колес позволяет при моделировании на ЭВМ получать достоверные данные о долговечности упрочненных поверхностей зубьев при определенных условиях нагружения.

Разработанный метод прогнозирования долговечности зубчатых колес представляет собой комплекс следующих методик и работ:

1. Металлографические исследования структурных характеристик зубчатых колес после химико-термической обработки по конкретной технологии.
2. Оценка конструктивных и геометрических параметров зубчатой передачи. Определение эксплуатационных режимов нагружения.
3. Моделирование профилей зубьев и расчет их напряженного состояния.
4. Расчет долговечности зубчатых колес, обеспечиваемой сопротивлением усталости при изгибе, поверхностной и глубинной контактной усталостью зубьев.

Метод прогнозирования реализован в виде пакета программ на ПК IBM и методик экспериментального определения характеристик структуры материала, ответственных за работоспособность зубчатых колес.

Металлографические исследования качества структуры, проводимые на первом этапе прогнозирования, необходимы для выявления тех характеристик упрочненного слоя и сердцевины, которые ответственны за работоспособность зубчатых колес. К таким структурным характеристикам относится твердость слоя и ее распределение по глубине, а также структурные составляющие, оговариваемые в технических требованиях ИНДМАШ к качеству ХТО высоконапряженных зубчатых колес [1, 2]. Для получения достоверных данных металлографические исследования проводятся специалистами с применением методик металлографического анализа, разработанных в ИНДМАШ [3].

Конструктивный анализ передачи включает в себя определение неравномерности распределения нагрузок между ее основными звеньями. При отсутствии экспериментальных данных для рядных передач используются рекомендации ГОСТ 21354-87. Планетарные передачи анализируются по методикам, разработанным в Балтийском государственном техническом университете с использованием пакета программ для ПК IBM.

Особую часть методики занимают режимы нагружения исследуемой передачи, от достоверности и точности определения которых зависят конечные результаты прогнозирования долговечности. Для исследуемой передачи необходимо иметь трехпараметрический синтез эксплуатационных нагрузок, который определяется при проведении эксплуатационных испытаний объекта исследования или его аналога.

При расчете зубчатых колес на прочность и долговечность необходимо знать напряженное состояние в опасном сечении зуба. В ГОСТ 21354-87 приведены значения коэффициента, учитывающего форму зубьев, исходный контур которых соответствует ГОСТ 13755-81. Однако в практике изготовления зубчатых колес исходный контур окончательно обработанных зубьев зачастую не соответствует стандартным параметрам. Особенно это касается шлифованных, накатанных и шевингованных колес. Поэтому для повышения точности расчета необходимо в каждом конкретном случае оценивать напряженное состояние зубьев с учетом их реальной геометрии и с использованием точных методов теории упругости. В методике прогнозирования используется метод граничных интегральных уравнений, реализованный в виде программы расчета на ПК IBM и позволяющий оценивать напряженное состояние зубьев эвольвентного зацепления, которым соответствует как стандартный, так и нестандартный исходный контур.

Исследование контактной выносливости поверхностей зубьев, проведенные в ИНДМАШ, позволили установить критерии работоспособности цементованных зубчатых колес. Получено, что в высоконапряженном контакте при действии напряжений, превышающих по величине предел выносливости, присутствуют два вида усталостного разрушения поверхностных слоев: питтинг и отслаивание (глубинное контактное разрушение). Каждому виду соответствует свой механизм разрушения. Следует отметить, что оба вида имеют усталостный характер и возникают при потере материалом устойчивости к воздействию переменных по величине и длительности контактных нагрузок. В зависимости от геометрических параметров зубчатых колес, величины контактной нагрузки, условий работы и качества упрочненных слоев оба вида поверхностного разрушения могут присутствовать одновременно или при известных условиях превалирует один из них. Значительное влияние на возникновение и развитие усталостного контактного разрушения оказывают структурные характеристики цементованных слоев. Причем для каждого вида контактного разрушения это влияние различно.

На основании многочисленных экспериментальных данных установлено, что критерием работоспособности высоконапряженных цементованных зубчатых колес является глубинное контактное выкрашивание поверхностей зубьев - отслаивание, которое характеризуется большими по глубине и площади выкрашенными частицами и имеет тенденцию распространяться по всей зоне, зарождаясь в зоне полуса зацепления. На условия возникновения отслаивания решающее влияние оказывают напряжения сдвига, возникающие под действием контактных нагрузок в упрочненном слое на определенной глубине от поверхности. Глубина расположения и величина максимальных напряжений сдвига зависят от многих факторов, основными из которых являются: радиусы кривизны профиля зуба, величина поверхностных контактных напряжений (давлений), величина и характер распределения твердости по глубине цементованного слоя.

На завершающем этапе прогнозирования выполняется расчет показателей надежности зубчатых колес, при котором определяется, в частности, срок службы или ресурс, соответствующий определенной вероятности разрушения, обеспечиваемый сопротивлением контактной усталости активных поверхностей зубьев и усталости при изгибе. В основу методики положен метод расчета зубчатых колес автотракторных трансмиссий, разработанный И.С. Цитовичем с соавторами [4], предусматривающий расчет по единым формулам разных типов зубчатых передач, применяемых в трансмиссиях. Статистические характеристики сопротивления усталости при расчете зубчатых колес из цементуемых сталей принимаются в зависимости от качества химико-термического упрочнения, характеризуемого

таким обобщенным критерием, как эффективная толщина цементованного слоя. Исследования показали, что эта характеристика, определяемая расстоянием от поверхности до зон слоя с определенной твердостью, оказывает значительное влияние на изгибную и контактную выносливость зубчатых колес. Анализ современного уровня производства ряда отечественных промышленных предприятий показывает, что качество выпускаемой на них продукции характеризуется большой нестабильностью значений эффективной толщины цементованных слоев упрочненных деталей. Так, например, анализ данных по исследованию твердости цементованных слоев зубчатых колес из сталей 20ХНР, 20Х2Н4А, 20ХН3А, 20ХН2М с качеством, соответствующим общепринятым нормам, проведенный на ряде заводов автомобильной и тракторной промышленности (ПО МТЗ, БелаЗ, МАЗ, ПО Уралтрак, Гомсельмаш) показал, что: твердость цементованных слоев колеблется в широких пределах 650-900 НВ (57-64 HRCэ) на поверхности, 450-600 НВ в переходной зоне, 300-450 НВ в сердцевине.

При расчете на глубинную контактную выносливость предел глубинной контактной выносливости τ_{Hlim} , соответствующий базе испытаний $N_{HO}^G=10^5$, определяется в зависимости от величины микротвердости опасной зоны упрочненного слоя по формуле:

$$\tau_{Hlim} = 3,15 H_{HV}^{0,616},$$

где H_{HV} - твердость по Виккерсу.

Таблица - Значения пределов выносливости при изгибе зубьев после цементации, закалки и отпуска, МПа

Марка стали	Эффективная толщина до твердости 700HV								Коэффици- ент вариа- ции V(σ)
	0,15m		0,1m		<0,1m		0		
	50%	90%	50%	90%	50%	90%	50%	90%	
18X2H4MA	907	835	838	771	727	670	589	542	0,062
20X2H4A	930	898	858	828	784	757	644	622	0,027
12X2H4A	855	809	783	741	711	673	574	543	0,042
12XH3A	755	685	689	623	611	555	485	440	0,072
25XГНМГ	957	913	885	844	813	776	666	635	0,036
23XH2M	990	957	926	896	829	800	681	658	0,026
20XH2M	815	720	745	658	635	561	507	448	0,091
15XГН2ТА	820	736	740	664	661	594	529	475	0,080
25XГМ	956	917	870	835	812	780	665	638	0,032
20ХНР	932	881	860	813	787	644	643	608	0,043

В таблице приведены пределы выносливости при изгибе зуба в зависимости от значений эффективной толщины цементованного слоя, при вероятности разрушения 90 и 50%, полученные на основании статистиче-

ских характеристик механических свойств цементуемых сталей после закалки и низкого отпуска в результате статистической обработки экспериментальных данных плавочного контроля разных марок сталей.

Таким образом, разработанная методика позволяет на стадии проектирования прогнозировать надежность зубчатых колес силовых передач на основании моделирования напряженного состояния зубьев, определения режимов нагружения и характеристик сопротивления усталости, обеспечиваемых эффективной толщиной и качеством структуры упрочненных слоев, которое определяется уровнем технологии изготовления на конкретном производстве. Полученные данные позволяют существенно сократить объем стендовых и эксплуатационных испытаний и используются при разработке промышленной технологии ХТО с учетом возможностей конкретного оборудования, обеспечивающей рекомендуемое качество и требуемую надежность зубчатых передач.

Список литературы: 1. Сусин А.А. и др. Обеспечение и вопросы прогнозирования долговечности высоконапряженных зубчатых колес с учетом их качества и технологии изготовления. //Надежность и долговечность машин и сооружений - Киев, 1990.-Вып.17.-с.85-94. 2. Сусин А.А. и др. Структура цементованных слоев с высокими характеристиками сопротивления контактной и изгибной усталости и совершенствование технологии ХТО зубчатых колес силовых передач// Современное оборудование и технология термической и химико-термической обработки металлических материалов: Материалы семинара.- М., 1989. - с. 69-73. 3. Оценка качества цементованных слоев тяжело нагруженных крупномодульных зубчатых колес/ А.А. Сусин, Б.И. Александров, С.П. Руденко, и др. //Несущая способность и качество зубчатых колес и редукторов машин: Тез.докл. научн.-техн.конференц., г.Алма-Ата, 24-27 сент. 1985г., - М., 1985 - Ч1.-с.100. 4. Цитович И.С., Каноник И.В., Вавуло В.А. Трансмиссии автомобилей.- Минск: Наука и техника, 1978.- 120 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА ПНЕВМОГИДРОАРМАТУРЫ

Рыкунич Ю.Н., Стрельников В.П.
(КЦКБА, ИПММС НАНУ, г.Киев, Украина)

The method of determination residual lifetime and "fixed resource" on field data have proposed. The distribution of residual lifetime determine on the basis of DM-distribution

Опыт эксплуатации технических систем показывает, что назначенные показатели долговечности и срока службы для многих видов оборудования, в том числе пневмогидроарматуры важных энергетических систем, оказываются весьма заниженными вследствие погрешностей методов прогнозирования надёжности или в связи с более облегченными условиями эксплуатации. Это приводит к преждевременному прекращению применения технических систем по назначению и, как следствие, к неэффективному использованию материальных средств, затраченных на разработку, производство и эксплуатацию таких систем. В связи с этим возникает задача оценки реального технического состояния некоторых важных объектов и установление нового "назначенного ресурса". Назначенный ресурс [1] — это суммарная наработка, при достижении которой эксплуатация объекта должна быть прекращена независимо от его технического состояния. Поэтому важное практическое значение имеет оценка ожидаемой остаточной наработки (ресурса, срока службы), поскольку знание остаточной наработки позволяет более эффективно обеспечить дальнейшую эксплуатацию объектов. Неточное прогнозирование, например, завышение назначенного ресурса ответственных объектов может привести к катастрофическому отказу (аварии) со всеми вытекающими последствиями.

Как известно, под остаточным ресурсом изделия (после некоторой суммарной наработки τ), если изделие к этому моменту не отказало (не достигло предельного состояния), понимается его наработка, начиная с момента τ до перехода его в предельное состояние при установленных режимах применения и условий эксплуатации. Поскольку остаточный ресурс t_r является случайной величиной, то основной его характеристикой представляется функция распределения $F(t|\tau)$, представляющая собой условную функцию распределения вероятностей, которая может быть представлена плотностью распределения остаточного ресурса $r(t) = \frac{d}{dt}[F(t|\tau)]$. В качестве основных показателей остаточного ресурса принято [2] рассматривать следующие: средний остаточный ресурс $\pi(\tau)$, определяемый как математическое ожидание остаточного ресурса после наработки τ ; гамма-процентный остаточный ресурс $\pi_\gamma(\tau)$, определяемый как наработка, начиная с некоторого момента времени τ , в течение которой безотказно проработавший объект будет иметь значение условной вероятности безотказной работы уровня γ ($\gamma = R[\tau + \pi_\gamma(\tau)] / R(\tau)$).

Если известна первоначальная функция распределения ресурса исследуемых изделий $F(t)$ (или плотность распределения ресурса $f(t)$),

то можно определить выражения для всех упомянутых выше характеристик остаточного ресурса.

Для технических систем, у которых преобладающими являются отказы механических элементов, согласно рекомендациям стандарта [3] можно принять гипотезу о том, что наработка объекта от начала эксплуатации до перехода его в предельное состояние описывается DM -распределением:

$$F(t) = DM(t; \mu, \nu) = \Phi\left(\frac{t - \mu}{\nu\sqrt{\mu t}}\right), \quad (1)$$

где Φ — функция нормированного нормального распределения; μ — параметр масштаба (медиана распределения); ν — параметр формы (коэффициент вариации), который определяют на основании опытных данных об аналогах или согласно рекомендациям [3].

Условная плотность распределения остаточной наработки в случае DM -распределения имеет вид:

$$r(t) = \frac{(t + \mu)}{2\nu\sqrt{2\pi\mu t}\Phi\left(\frac{\mu - \tau}{\nu\sqrt{\mu\tau}}\right)} e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\nu^2\mu}} \quad \text{при } t \geq \tau. \quad (2)$$

Математическое ожидание остаточной наработки определяется из последнего соотношения следующим образом:

$$\pi(\tau) = \int_{\tau}^{\infty} tr(t)dt - \tau = \int_{\tau}^{\infty} (t - \tau)r(t)dt = \frac{\int_{\tau}^{\infty} (t - \tau)f(t)dt}{1 - F(\tau)}. \quad (3)$$

Вычислив интеграл последнего выражения, получаем оценку среднего остаточного ресурса (математическое ожидание) для любого момента усечения τ при DM -распределении ресурса (1):

$$\pi(\tau) = \frac{\left[\mu\left(1 + \frac{\nu^2}{2}\right) - \tau\right]\Phi\left(\frac{\mu - \tau}{\nu\sqrt{\mu\tau}}\right) + \frac{\mu\nu^2}{2}e^{-\frac{\nu^2}{2}}\Phi\left(-\frac{\mu + \tau}{\nu\sqrt{\mu\tau}}\right) + \frac{\nu\sqrt{\mu\tau}}{\sqrt{2\pi}}e^{-\frac{(\tau - \mu)^2}{2\tau^2\mu\tau}}}{\Phi\left(\frac{\mu - \tau}{\nu\sqrt{\mu\tau}}\right)} \quad (4)$$

Выражение для гамма-процентного остаточного ресурса при DM -распределении первоначального ресурса (1):

$$\pi_{\gamma}(\tau) = \mu\left(1 + \frac{\nu^2 U_{\gamma}^2}{2} - \nu U_{\gamma} \sqrt{1 + \nu^2 U_{\gamma}^2 / 4}\right) - \tau. \quad (5)$$

где U_{γ} — квантиль нормального распределения уровня γ ;

$$\gamma^* = \gamma \cdot \Phi\left(\frac{\mu - \tau}{\nu\sqrt{\mu\tau}}\right).$$

Применение вероятностно-физических моделей надежности типа DM -распределение и использование дополнительной априорной информации о коэффициенте вариации ресурса позволяет достаточно просто решать поставленную задачу. На практике, как правило, имеет место ограниченная статистическая информация об отказах эксплуатируемого оборудования, полученная по схеме цензурированной выборки, не позволяющей оценить коэффициент вариации ресурса. В этом случае порядок решения поставленной задачи сводится к следующим процедурам:

- 1) Используя результаты анализа механизмов, приведших к отказам исследуемых изделий, а также аналогов и рекомендации стандарта [3], определяют ожидаемый коэффициент вариации распределения ресурса.
- 2) По результатам наблюдений формируют вариационный числовой ряд по неубыванию суммарных наработок до отказа и до цензурирования ($t_1, t_2, \dots, t_r, \tau_1, \tau_2, \dots, \tau_n$).
- 3) Определяют значение эмпирической функции распределения в каждый момент $t_j(\tau_j)$ вариационного ряда по формуле [4]:

$$F_j = F_{j-1} + (1 - F_{j-1}) \frac{r_j}{N - \sum_{i=0}^{j-1} (r_i + n_i)}, \quad (6)$$

где N — объем выборки; $r_{j(i)}$, $n_{j(i)}$ — соответственно число отказов (полных наработок) и число неполных наработок в $j(i)$ интервале ($j = 1, 2, \dots, r + n$).

- 4) Пользуясь методом квантилей, определяют параметр масштаба μ распределения ресурса (1):

$$\mu = \left[\sum_{j=1}^m k_j t_j \left(1 + \nu^2 U_{F_j}^2 / 2 - \nu U_{F_j} \sqrt{1 + \nu^2 U_{F_j}^2 / 4} \right) \right] / \sum_{j=1}^m k_j, \quad (7)$$

где k_j — число совпадающих наработок на j -ом интервале; U_{F_j} — квантиль нормального распределения уровня F_j ; m — число интервалов ($m = r + n$).

В случае, когда на момент контроля (цензурирования) группа идентичных образцов не имела отказов, оценка параметров распределения ресурса (1) при однократном цензурировании осуществляется следующим образом. Коэффициент вариации (параметр формы) определяется аналогично, как указано выше. Параметр масштаба вычисляется по

формуле:

$$\mu = t_u \cdot K_1(\bar{F}, \nu) \cdot K_2(N, q, \nu), \quad (8)$$

где t_u - наработка образца на момент контроля (цензурирования); $\bar{F}(t_u) = [1 - (1 - q)^{1/N}]$ - верхняя граница эмпирической вероятности отказа; q - доверительная вероятность оценки показателей надежности; $K_1(\bar{F}, \nu) = [1 + \nu^2 U_F^2 / 2 - \nu U_F \sqrt{1 + \nu^2 U_F^2 / 4}]$; $K_2(N, q, \nu) = [1 + \frac{\nu^2 U_q^2}{2N} + \frac{\nu U_q}{\sqrt{N}} \sqrt{1 + \nu^2 U_q^2 / 4N}]$.

Используя вышеуказанные рекомендации, соотношения (6), (7), (8), определяют параметры распределения ресурса (1), на основании которых вычисляются все необходимые показатели остаточного ресурса. Важно отметить, что чем точнее определяются параметры первоначального распределения ресурса (1), тем точнее вычисляются искомые оценки остаточного ресурса, поэтому необходимо использовать всю дополнительную информацию, которая могла бы уточнить оценки, в частности, коэффициента вариации процессов деградации, приводящих к отказам, или коэффициента вариации распределения ресурса.

Задаваясь требованием доверительной вероятности γ , определяют $t_{зад} = \pi_\gamma(\tau)$ "назначенный ресурс", после которого требуется очередной контроль и оценка показателей надежности.

Ниже с целью оценки эффективности предлагаемых методик определения остаточного ресурса и установления назначенного ресурса рассматриваются два типичных примера расчета.

Пример 1. Расчет остаточного ресурса арматуры типа обратных клапанов. *Условия и постановка задачи.* Группа арматуры в составе 15 образцов находится в эксплуатации с 1984 г. По двум изделиям зафиксированы отказы и произведены замены. При этом наработки отказавших изделий составили 37000 час и 45000 час соответственно. После замены эти два образца наработали до момента контроля (цензурирования) соответственно 93000 час и 85000 час. Нарботка остальной арматуры (13 образцов) к моменту контроля составила 130000 час. Требуется определить показатели остаточного ресурса: средний остаточный ресурс $\pi(\tau)$ и гамма-процентный остаточный ресурс $\pi_\gamma(\tau)$ для $\gamma = 0,95$.

Решение задачи. 1) Анализ механизмов отказов изделий и их аналогов показал, что основными причинами отказов являются контактная усталость и износ ответственных механических элементов. В связи с этим принимают решение, учитывая рекомендации стандарта [3], что ожидаемое значение коэффициента вариации ресурса равно $= 0,5$.

2) По результатам приведенных данных формируют вариационный ряд наработок до отказа (t_1, t_2) и до цензурирования (τ_1, τ_2, τ_3):
($t_1, t_2, \tau_1, \tau_2, \tau_3$) = (37000, 45000, 85000, 93000, 130000).

3) Вычисляют значения эмпирической функции распределения по формуле (6) и определяют значения квантилей U_{F_i} нормированного нормального распределения для соответствующих вероятностей F_i :

$t_i(\tau_i)$	37000	45000	85000	93000	130000
F_i	0,05882	0,1142	0,1142	0,1142	0,1142
U_{F_i}	-1,565	-1,205	-1,205	-1,205	-1,205

4) Используя формулу (7) вычисляют оценку параметра масштаба μ , при этом $m = 5$; $k_1 = k_2 = k_3 = k_4 = 1$; $k_5 = 13$; значения наработок $t_i(\tau_i)$ и U_{F_i} из предыдущей таблицы:

$$\mu = (79417 + 81484 + 153914 + 168400 + 13 \cdot 235397) / 17 = 208434.$$

5) Определяют средний ресурс исследуемых изделий:

$$T_{cp} = \mu(1 + \nu^2 / 2) = 234488 \text{ час.}$$

6) Используя формулу (4), вычисляют средний остаточный ресурс:

$$\pi(\tau) = 131404 \text{ час.}$$

7) Используя формулу (5), вычисляют гамма-процентный остаточный ресурс, при этом для $\gamma = 0,95$ значение $\gamma^* = 0,788$:

$$\pi_\gamma(\tau) = 10684 \text{ час.}$$

Выводы по решению задачи. С доверительной вероятностью $\gamma = 0,95$ исследуемые изделия (15 единиц) после контроля безотказно наработают 10684 час, т.е. 1,2 календарных года. В таком случае назначенный ресурс должен быть равен одному году (точнее 14 месяцев).

Пример 2. Расчет остаточного ресурса при отсутствии отказов.

Условия и постановка задачи. Группа тех же объектов, что и в предыдущем примере в составе $N=8$ единиц проработала без отказов до момента контроля (цензурирования) $t_u = 130000$ час. Требуется определить гамма-процентный остаточный ресурс для $\gamma = 0,95$.

Решение задачи. 1) Оценка коэффициента вариации аналогична $= 0,5$.

2) Вычисляют эмпирическую функцию вероятности отказа (верхнюю границу) на момент цензурирования по формуле [5]:

$$\bar{F}(t_u) = 1 - (1 - q)^{1/N} = 0,312.$$

3) Используя формулу (7) (в данном случае $m=1$) вычисляют нижнюю граничную оценку параметра масштаба распределения (1):

$$\underline{\mu} = t_u(1 + \nu^2 U_F^2 / 2 - \nu U_F \sqrt{1 + \nu^2 U_F^2 / 4}) = 165990.$$

- 4) Вычисляют точечную оценку параметра масштаба распределения (1) с учетом числа образцов N :

$$\tilde{\mu} = \mu \left(1 + \frac{v^2 U_q^2}{2N} + \frac{v U_q}{\sqrt{N}} \sqrt{1 + v^2 U_q^2 / 4N} \right) = 221784.$$

- 5) Определяют гамма-процентный остаточный ресурс по формуле (5), предварительно вычислив $\gamma^* = \gamma \cdot \Phi \left(\frac{\tilde{\mu} - t_u}{v \sqrt{\tilde{\mu} u}} \right) = 0,817$; $\pi_r(\tau) = 11596$ час.

Выводы по решению задачи. Проконтролированная группа изделий ($N = 8$) с доверительной вероятностью $\gamma = 0,95$ безотказно наработает 11596 час, т.е. назначенный ресурс составляет порядка 15 месяцев.

Заключение. Применение в качестве теоретической модели DM распределения позволяет сравнительно просто и достаточно точно прогнозировать ожидаемую остаточную наработку (ресурс, срок службы) на любой момент эксплуатации как на стадии проектирования, когда используется та же информация, что и для прогнозирования первоначальной наработки (ресурса, срока службы), так и на стадии эксплуатации, когда имеется возможность уточнения начальных оценок путем использования дополнительной информации.

Список литературы: 1. ДСТУ 2860-94. Надійність техніки. Терміни та визначення. – Введ. 01.01.96. – 92 с. 2. Надежность и эффективность в технике: Справочник: В 10 т. / Ред. Совет: В.С.Авдеевский (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1989. – Т.6: Экспериментальная обработка и испытания. – 375 с. 3. ГОСТ 27.005-97. Надежность в технике. Модели отказов. Основные положения. – Введ. 01.01.99. – 43 с. 4. Скрипник В.М., Назин А.Е., Приходько Ю.Г. и др. Анализ надежности технических систем по цензурированным выборкам. – М.: Радио и связь, 1988. – 184 с. 5. Надежность технических систем: Справочник /Беляев Ю.К., Богатырев В.А., Болотин В.В. и др. /Под ред. И.А.Ушакова. – М.: Радио и связь, 1985. – 60 с.

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ СИСТЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ КОМПЛЕКСОМ ПОДГОТОВКИ КЕРАМИЧЕСКОЙ МАССЫ

Сагайда И.М., Левит В.В., Сагайда П.И. (ДГМА, Краматорск, Украина)

The CASE system allows automating a complicated technological complex on

production of ceramics.

В последнее время получил распространение мощный инструмент решения исследовательских и проектных задач, позволяющий осуществлять структурный анализ предметной области исследования, оперативное и стратегическое планирование и управление технологическими процессами, разрабатывать комплексные технологии, ориентированные на создание сложных программных систем. Этот инструмент получил название CASE-технологии или CASE-системы (Computer Aided Software, System Engineering) [1]. Наибольшее применение он получил в концептуально целостных программных продуктах, в концепциях жизненных циклов информационных систем.

Авторы использовали методику CASE-технологии для разработки информационно-логической модели сложного технологического комплекса для производства керамической массы.

Исходным сырьем для комплекса является горная масса – комовые глины. Из них оставляется глиняная шихта с определенными физико-химическими характеристиками. Так, содержание алюминия должно быть в пределах (27-28)%, железа – в пределах (0,9-1,2)%. Это определено техническими требованиями к глиняной массе и ее стоимостными параметрами.

Из глиняной массы с добавками песка, каолина, полевого шпата составляется шихта для керамической массы также с определенными физическими, химическими и механическими характеристиками в соответствии с требованиями технологии керамического производства.

Керамическая шихта подвергается механической обработке с целью ее переработки в такие продукты как шликер – суспензии компонентов, и керамический порошок – исходные материалы для керамических изделий.

Этот этап осуществляется на технологических линиях, оборудованных целым комплексом механического оборудования. Их управление должно осуществляться программным, цифровым способом.

В целом технологический комплекс представлен структурной моделью, рисунок 1, на которой уяснена физическая сущность векторов входа, выхода и внутреннего состояния объекта управления.

Сложность структуры технологического комплекса вынуждает структурировать его информационно-логическую модель на отдельные взаимодействующие подсистемы путем декомпозиции сложного объекта управления на иерархические уровни, или каскады K1 - K5. Структуризация, расчленение сложной предметной области технологического комплекса позволил формализовать движение системы в пространстве состояний, то есть – преобразование параметров исходного сырья (глинистой шихты) в

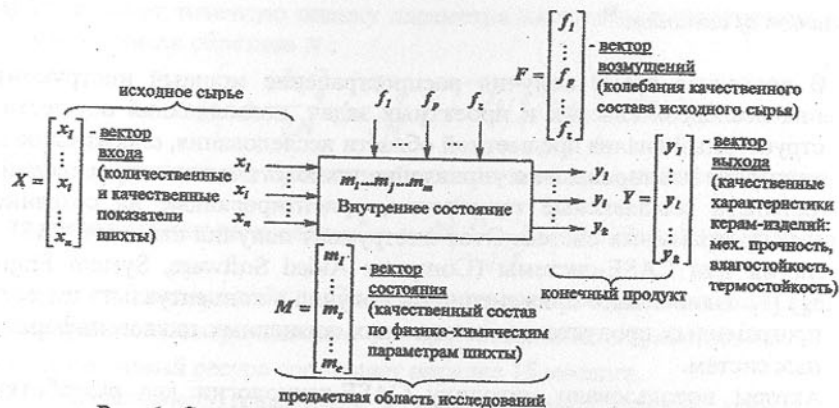


Рис. 1. Структурная модель технологического комплекса

параметры керамической массы путём её последовательной физико-механической переработки.

Иллюстрация такого движения в фазовом пространстве состояний представлена на рисунке 2. Она позволила идентифицировать технологический комплекс как объект управления (ОУ) с последовательным преобразованием физического состояния исходного сырья.

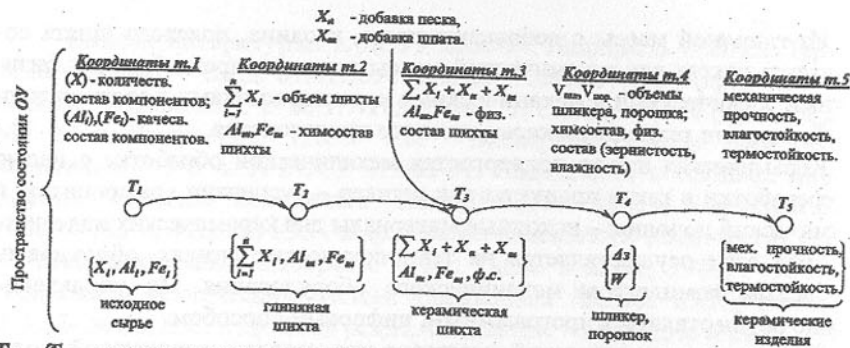


Рис. 2. Идентификация объекта управления (ОУ) (движение системы в фазовом пространстве состояний)

$T_1...T_5$ – точки с координатами на траектории движения ОУ в фазовом пространстве состояний (соответствуют каскадам переработки исходного сырья);

X_1 – объем компонентов из глины и добавок;

Al, Fe – химсостав глины по алюминию и железу;

Δz – зернистость;

W – влажность.

Описание поведения ОУ осуществляется способом, основанном на понятии пространства состояний – пространства, в котором каждое состояние системы изображается определённой (изображающей) точкой с определенными координатами.

Рассматриваемые ОУ относятся к простым вероятностным системам, осуществляющим статистический контроль качества продукции технологического процесса для оптимизации состава глиняных шихт и ситуационного управления операциями подготовки глинистых (керамических или фарфоровых) масс. Они основаны на выборочной проверке одной либо нескольких характеристик продукции (Al – содержание алюминия, Fe – содержание железа и др.). Причём частота отбора проб зависит от степени риска отбраковки.

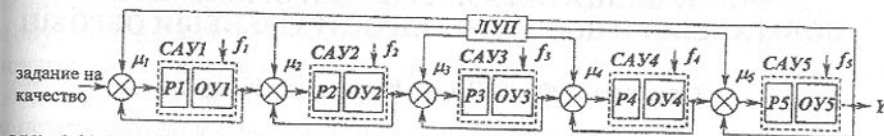


Рис. 3. – Модель каскадной системы автоматизированного управления процессами приготовления керамической массы и производства керамических изделий

ОУ₁, ОУ₂, ОУ₃, ОУ₄, ОУ₅ – объекты управления, регуляторы, обратные связи в каскадах системы, подсистемы управления в каскадах;

ОУ₁ – объект управления – процесс приготовления глиняной шихты;

P_1 – регулятор (система расчетов) по составу глиняной шихты;

ОУ₂ – объект управления – процесс приготовления керамической шихты;

P_2 – регулятор (система расчетов) по составу керамической шихты;

ОУ₃ – объект управления – процесс приготовления керамического порошка;

P_3 – регулятор цифровой программный для управления механизмами приготовления керамического порошка;

ОУ₄ – объект управления – процесс приготовления эластичной керамической массы (теста);

P_4 – регулятор цифровой программный для управления механизмами приготовления эластичной керамической массы;

ЛУП – логический управляющий процесс – пункт, реагирующий на внешние возмущения f_{1-5} , от потока событий и выдающий команды μ_{1-5} в соответствии со своей внутренней логикой, выполняемые другими процессами (каскадами).

Рис. 3. – Модель каскадной системы автоматизированного управления процессами приготовления керамической массы и производства керамических изделий

Использование рассмотренных выше подходов CASE-технологий и анализ движения в пространстве состояний позволили разработать модель интеллектуальной каскадной системы автоматизированного управления процессами приготовления керамической массы. Ее структура представлена на рисунке 3 [2].

Подсистемы, решающие определённые задачи управления собственными технологическими процессами, охвачены главной обратной связью,

позволившей подчинить функционирование комплекса для решения основной задачи – обеспечение необходимого качества керамической массы в заданных объемах [3].

Список литературы: 1. Калянов Г.Н. Структурный системный анализ. – М: Лори, 1996, 356 с. 2. Юдицкий С.А. и др. Технология проектирования архитектуры информационно-управляющих систем. – М: ИПУ, 1993, 85 с. 3. Гак Б.Н. Автоматизация технологического оборудования производства облицовочной керамики. – М.: Машиностроение, 1976, 426 с.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ ФОРМУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ МІКРОГЕОМЕТРІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ГІДРОСТРУМЕНЕВІЙ ОБРОБЦІ

Саленко О.Ф. (КДПІ, м. Кременчук, Україна)

The work is devoted to the questions of experimental research of parameter formation mechanism of a superficial layer microgeometry which is based on the author developed methodic. The multicycle mechanism was examined to one of the leading roles in the microgeometry formation. The conditions of process course were determined & in accordance with the scheme the degree of penetration into the body was estimated.

Однією з актуальних задач дослідження та оптимізації технології обробки матеріалів струменем рідини надвисокого тиску можна вважати задачу забезпечення заданих параметрів поверхневого дефектного шару, який утворюється у зоні гідрорізання і посередньо характеризує якість гідроструменевої обробки заготовки. Даний поверхневий шар володіє рядом характеристик, серед яких найважливішими можна вважати:

- 1) глибину деструкції матеріалу, яка буде обумовлюватиметься пластичним деформуванням мікрообсягів тіла заготовки та глибиною залягання мікротріщин а також поверхневою шорсткістю;
- 2) величина та знак остаточних напруг, які можуть гальмувати, або, навпаки, прискорювати процес руйнування поверхневого шару в процесі експлуатації виробу.

Зупинимось більш детально на особливостях формування геометричних параметрів дефектного шару.

В роботі [1], було показано, що руйнування в зоні гідровпливу відбувається за рахунок розміцнення матеріалу, однак дослідження, виконані автором [2] довели, що у периферійній зоні, де підведеної енергії на руй-

нування за прийнятою схемою не вистачає, процес відокремлення часток матеріалу все ж таки відбувається. Аналітичні розрахунки показали, що це можливо за рахунок багатоциклового навантаження ідеалізованих консольних балок, за допомогою яких можна уявити мікровиступи поверхні. Вважатимемо цей механізм пасивним руйнуванням.

Причому, внаслідок того, що при активному руйнуванні відокремлення мікрообсягів матеріалу супроводжується значним тріщиноутворенням, процес пасивного руйнування можна уявляти як багатостадійний, при якому спочатку руйнуються мікровиступи, внаслідок відокремлення яких уздовж тріщини утворюються нові виступи; з часом останні сприймають динамічне струменеве навантаження і теж відокремлюються, і так далі.

Багатоцикловість впливу обумовлюється динамічними властивостями швидкоплинного потоку, які досить добре описує розроблена автором корпускулярна модель. Таким чином, при експериментальних дослідженнях перевіряли висунуту гіпотезу щодо динамічного впливу струменя на ідеалізований одиничний мікровиступ та можливість пасивного руйнування останнього за рахунок багатоциклового навантаження.

Для зняття характеристик швидкоплинного потоку рідини скористалися відомою схемою визначення динамічного тиску уздовж осі струменя [3]. Однак від запропонованого авторами роботи [3] чутливого елементу відмовилися внаслідок його значних розмірів та неможливості встановити дійсне значення тиску при натіканні досить тонких елементів потоку. Було прийнято рішення про використання в якості чутливого елементу мікрофонного капсуля MF-17-2000Е фірми "Брюль & К'єр", до верхньої мембрани якого приєднували знімальну голку. Останню за допомогою мікрометричного гвинта вводили у швидкоплинний потік. Динамічне навантаження голки збуджувало коливання у капсулі, котрі перетворювалися у електричний сигнал, який після підсилення подавався на вхід комп'ютерного спектроаналізатора. Переміщуючи голку уздовж вісі струменя та по його довжині, знімали спектр коливань, який обробляли за допомогою статистичних методів.

Для визначення масштабу амплітуди коливань голки від струменевого впливу та нелінійностей підсилюючої ланки виготовленого приладу, а також для нівелювання непропорційності чутливості мікрофонного капсуля у всьому динамічному діапазоні частот використовували генератор низької частоти, який дозволяв отримувати контрольовану частоту певної амплітуди. Таким чином отримували еталонну амплітудно-частотну характеристику. З її допомогою можна було досить просто визначити реальну амплітуду динамічного тиску рідини при натіканні на голку.

Геометричні параметри голки виконували близькими до реальної геометрії мікровиступу оброблюваної поверхні. Тим самим забезпечувала-

ся відповідна масштабність проведеного експерименту та мінімальність помилки при визначенні спектру частот (бралося до уваги те, що швидкоплинний струмінь, впливаючі на голку, діє не тільки на торцеву її частину, а й на периферію, а при введенні голки до середини струменя знімається кумулятивний ефект).

Експерименти проводилися як для випадку безпосереднього натікання струменя на ідеалізований мікровиступ, так і для випадку дотичного натікання (коли рідина прямує уздов утвореної борозенки різи і має ще достатньо високу енергію для виконання пасивного багатоциклового руйнування). Результати досліджень подано нижче. Встановлено, що всередині струменя при вимірах для випадку безпосереднього натікання спектр частот являє собою розсіювання примірно однакової амплітуди, та обмежується встановленим діапазоном у межах 1800 – 19800 Гц. Відділення від зрізу сопла призводить до більш чіткого виділення окремої частоти: так, для сопла діаметром 0.1 мм на відстані 50 мм можна виділити критичну частоту у 12000 Гц. Переміщення від центру струменя до периферії призводить також до виділення окремої частоти, однак значно меншої: для тієї ж відстані периферійна частина струменя викликала коливання 6200 Гц. При цьому амплітуда коливань збільшилася в середньому у 6 разів і становила 0.9 – 1.1 Н. Статичне навантаження для даної ділянки було оцінене у 6.2 Н.

Принципово відмінними були частоти коливань при дотичному натіканні струменя на ідеалізований мікровиступ. Так, при прямуюванні борозенкою різи довжиною 30 мм евакуйовна рідина створювала статичне навантаження у межах 1.8-2.5 Н, амплітуда коливань була у межах 0.3-0.8 Н, а критична частота коливань – 1800 Гц. При значно коротшій довжині борозенки (у межах 3-5 мм) статичне навантаження зростало до 3.5 Н, амплітуда пульсацій знаходилася у межах 0.5 Н, а частота збільшилася до 5200 Гц.

Таким чином, за даних результатів експериментальних досліджень встановлено, що пасивне руйнування мікрообсягів заготовки від динамічного пульсуючого впливу струменя рідини можливе не тільки при його перпендикулярному натіканні на поверхню, а й у безпосередній близькості до зони різання при евакуації рідини.

Фіксування зони багатоциклового руйнування було виконане за допомогою розробленого проф. Єлізаровим О.І. (м. Кременчук) метода хемографії.

Сутність метода полягає у фіксуванні реакцій наднизьких концентрацій окислювального характеру, котрі відбуваються на поверхні твердого тіла. Дослідниками встановлено, що швидкість протікання таких реакцій, і, відповідно, візуалізація процесу на плівці, залежить від стану поверхні: наприклад, підвищена активність реагентів спостерігається у місцях ло-

кального деформування мікрообсягів, наявності мікроскопічних дефектів, у першу чергу, мікротріщин поверхневого шару. Знявши еталонний відбиток поверхні до обробки, неважко визначити зміни у поверхневому шарі та їх ступінь після гідровпливу.

Тож порівняння теоретичних положень з виконаними автором експериментальними дослідженнями дозволило підтвердити висунуті припущення та можливість діагностики стану поверхні за допомогою хемографічних методів.

Список літератури: 1. Тихомиров Р.А. Гуенко В.С. Гидрорезание неметаллических материалов. – Киев.: Техника, 1995. – 256 с. 2. Саленко О.Ф. Петко В.И., Третьяков О.В. Гидро- та гідроабразивна обробка: теорія, технологія та обладнання. – Київ.: ВІПОЛ, 1999. – 488 с. 3. Исследование динамики и структуры тонких струй воды. Кр. научн. отчет / проф. Никонов Г.П. – М.: Инст. горного дела, 1969. – 36 с.

РЕСУРСОБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ УТИЛИЗАЦИИ РТУТЬСОДЕРЖАЩИХ СЕРЕБРЯНОЦИНКОВЫХ АККУМУЛЯТОРОВ С ПОЛУЧЕНИЕМ ПРОВОЛОКИ СЕРЕБРЯНЫХ ПРИПОЕВ

Самсонов А.И., Золотухин В.А., Бельский А.В., Фомин Г. Ж.
(ДонИЦМ, г. Донецк, Украина)

The paper gives a short description of the utilization process for mercuric silver wastes in order to produce finished products of precious metals and alloys. The process is developed and adopted in DonIKM. Main stages of the process are presented. Information is given as to the original process for silver solder wire manufacturing

Основным источником поступления серебра в Украине для промышленного использования и тезаврации является утилизация серебряно-цинковых аккумуляторов. Практика переработки подобных аккумуляторов показала, что в половине из 65 типов АКБ, поступивших в ДОНИЦМ, кроме основных компонентов (серебра, меди, цинка) содержится ртуть в количестве 0,1-0,8%. Причем, как показали исследования, ртуть содержится не только в отрицательных ("цинковых") пластинах, но и в положительных ("серебряных"), например: в АКБ типа А-187-М – 0,17%, 552-М – 0,23%, А-552-1 – 0,83%. Игнорирование данного факта по незнанию или умышленно

приводит к превышению ПДК по ртути при термической переработке в несколько раз.

В ДОНИЦМ разработана и применяется комплексная технология переработки данного сырья, включающая следующие элементы:

- первичная разделка и демеркуризация
- плавка сырья с получением богатых по серебру анодов и отвального шлака
- аффинаж анодов с получением серебра чистотой 99,9-99,99%
- выплавка марочных сплавов на основе серебра с последующей пластической деформацией
- получение катодной меди и цинка, марок Ц1, Ц2, сплава ЦАМ

Демеркуризация производится на специализированном оборудовании и включает нагрев сырья до 650-700°C, отгонку и конденсацию ртути.

При извлечении серебра из отработанных серебряно-цинковых аккумуляторов (СЦА) основные трудности возникают при переработке отрицательных пластин, состоящих из напрессованных на металлический каркас смеси порошков цинка и окиси цинка в капроновой или целлофановой оболочке. Содержание серебра в отрицательных пластинах в зависимости от типа СЦА, сроков и условий эксплуатации составляет 1-3%.

При плавке этих пластин в индукционной печи получают густые гетерогенные шлаки со значительными вкраплениями королек серебра. Опробованы различные составы флюсов с целью изменения вязкости, плотности, поверхностных свойств шлака. Гранулометрический анализ шлака показал наличие мелкодисперсных частиц серебра размером 5-100 микрон, которые не могут быть извлечены в донную фазу простым ликвационным отстаиванием за технологически разумное время. Ни один из известных флюсов для плавки аналогичного сырья не позволяет получить шлак с остаточным содержанием серебра ниже 0,15-0,20%.

Разработана технология переработки высокоцинковистого серебро-содержащего сырья, включающая предварительный обжиг, плавку в индукционной печи с использованием боратного флюса, продувку расплава реагентом в воздушной среде, обеспечивающим протекание процесса газовой флотации в высокотемпературном расплаве. Интенсивный флотационный процесс обеспечивает вынос и удержание на поверхности расплава мелкодисперсных частиц серебра, в результате чего содержание серебра в отвальном шлаке не превышает 0,05%.

Конечной продукцией являются: стандартные банковские слитки массой 30кг, ювелирные сплавы, проволока из серебро-содержащих припоев для электронной и холодильной техники, прокат и другая продукция.

Проволоку (пруток) серебряных припоев (ПСр 72, ПСр50, ПСр 45, ПСр 29,5, ПСр 15 и др.) диаметром 0,5-10мм получают методом прямого

горячего прессования с последующим волочением. Исходными заготовками для прессования являются отливки сплавов припоев, выплавленные с использованием аффинированного серебра, полученного из переработанного лома и отходов серебро-содержащего сырья.

Прессование осуществляют на оснащенной вертикальным гидравлическом прессе с номинальным усилием 160 т.с. Заготовки под прессование нагревают в оборудованных муфелями камерных печах сопротивления с использованием защитной атмосферы, а также на установке индукционного нагрева. Температуру нагрева заготовок назначают в зависимости от марки сплава и технологического режима прессования в интервале 500-750°C. Относительная степень деформации при прессовании составляет 70-98%. Заготовки прессуют в режиме "одна за одной" без удаления прессостатка, что существенно увеличивает выход годного при прессовании. В результате получают горячепрессованную проволоку (пруток) диаметром 1,5-10мм в виде непрерывной бухты или мерных кусков.

Разрабатывая и модернизируя инструмент, изменяя его конструктивные элементы (угол входного конуса матрицы, входной радиус, ширину буртика на стыке между матрицей и контейнером и др.) удается улучшить характер течения металла, уменьшить давление и износ инструмента [1]. Снижению давления при прессовании, улучшению качества поверхности проволоки, уменьшению количества отходов, образующихся из-за налипания прессуемого сплава на инструмент способствует применение инструмента с упрочненным поверхностным слоем.

Во многих случаях из-за экономической целесообразности, а также снижения уровня давлений прессование осуществляют в многоочковые матрицы.

Оригинальная конструкция прессоснастки позволяет мобильно перенастраиваться на выпуск необходимого сортамента продукции.

Варьируя температурой нагрева заготовок, степенью деформации, скоростью деформации, скоростью охлаждения проволоки, удается получить качественную проволоку припоев с необходимыми техническими свойствами [2], что особенно важно для дальнейшего холодного волочения на меньший диаметр. Металлографические исследования показали, что при горячем прессовании, структурные изменения во время и по окончании деформации для разных сплавов припоев и разных режимов прессования протекают по различным схемам комбинаций динамических и статических процессов разупрочнения. В некоторых случаях при деформации протекает динамическая рекристаллизация, а на выходе из пресса идет метадинамическая рекристаллизация (и статическая, в случае принудительного медленного охлаждения или изотермической выдержки). Когда в зоне деформации протекает только динамический возврат, то при охлаждении

проволоки проходит или статический возврат или статическая рекристаллизация, в зависимости от степени, скорости и температуры деформации, скорости охлаждения проволоки, марки сплава.

Отжиг горячепрессованной проволоки перед холодным волочением на меньший диаметр проводят крайне редко, так как в большинстве случаев комплекс механических свойств прессованной проволоки позволяет делать необходимое количество проходов. В процессе волочения используют промежуточные рекристаллизационные отжики в защитной атмосфере аргона.

Положительные результаты дало применение термоциклических и баротермических предварительных воздействий на слитки и промежуточных-на проволоку, а также кратковременных высокотемпературных рекристаллизационных отжигов проволоки в защитной атмосфере. Благодаря указанным специальным обработкам улучшается качество продукции, снижается износ инструмента, увеличивается выход годного. Высокотемпературные кратковременные отжики дают возможность значительно сократить время, затрачиваемое на производство проволоки.

Контроль качества готовой проволоки осуществляют в соответствии с требованиями соответствующих ГОСТ и ТУ.

При необходимости проводят текущий контроль качества структуры проволоки на наличие возможных окислов и включений методами количественной и качественной металлографии, а также методом микрорентгеноспектрального анализа. Проволоку подвергают испытанию на одноосное статическое растяжение с целью определения предела прочности и относительного удлинения.

Качество выпускаемой в ДонИЦМ проволоки серебряных припоев полностью удовлетворяет ГОСТ 19738-74, ГОСТ 19746-74, различные ТУ и ничем не уступает проволоке припоев, полученной из первичного сырья.

Вывод:

Таким образом, в ДонИЦМ разработана и внедрена ресурсосберегающая технология переработки вторичного серебрянодержащего сырья с получением полуфабрикатов и готовой продукции из драгоценных металлов и их сплавов.

Список литературы: 1. Джонсон. В., Кудо.Х. Механика процесса выдавливания.-М.:Металлургия, 1965.-175 с. 2. Прессование тяжелых цветных металлов и сплавов. Шевакин Ю.Ф., Грабарник Л.М., Нагайцев А.А.- М.: Металлургия, 1987.-246 с.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В СЕРЖНЕВЫХ ТВС ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

Семенович О.В., Куликов И.С. (ИПЭ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

The mathematical model of heat and mass transfer processes in the flux of the carrier cooling the rod fuel assembly of the power nuclear reactor are presented in the paper. It should be marked that the model specified give the possibility to describe correctly the effect on the flow of spiral wire-wrapped by which fuel elements are remotely operated.

Одна из важнейших научно-технических проблем ядерной энергетики — обеспечение надежной и безопасной эксплуатации атомных электростанций (АЭС). Среди задач, решаемых в обеспечение надежности и безопасности ядерных энергетических установок (ЯЭУ), ключевая роль отводится вопросам гидродинамики и теплообмена в оборудовании ЯЭУ, и в первую очередь — ядерного реактора. В большинстве типов эксплуатируемых и разрабатываемых в настоящее время энергетических ядерных реакторах (водоохлаждаемые реакторы на тепловых нейтронах, реакторы на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем) в качестве основного используется вариант кассетной активной зоны [1,2]. Поэтому, важное значение имеют исследования закономерностей формирования полей температуры и скорости в тепловыделяющих сборках (ТВС), процессов тепломассообмена и гидродинамики в ТВС. Это обуславливает необходимость создания методик термогидродинамического расчета сборок с учетом конструкционных и режимных факторов, влияющих на их работу. Наиболее распространенным типом ТВС является стержневая тепловыделяющая сборка, представляющая собой размещенный в чехле пучок тепловыделяющих элементов (ТВЭЛ), имеющих форму тонких цилиндрических стержней. Как следствие, исследование параметров теплоносителя в таких системах (пучках ТВЭЛ) — одна из основных проблем термогидродинамического анализа стержневых ТВС.

Натурные эксперименты, проводимые для изучения теплогидравлики стержневых ТВС, очень сложны, дорогостоящи и трудоемки. Кроме того, осуществить их на полномасштабных моделях сборок порой просто невозможно. Подобного рода эксперименты разумно проводить с целью проверки результатов численных исследований и верификации компьютерных кодов, используемых для моделирования термогидродинамического процесса в пучках ТВЭЛ. Таким образом, большое научное и практическое

значение приобретает разработка компьютерных кодов для численного исследования термогидродинамики ТВС.

Процессы гидродинамики и тепломассообмена в твэльных сборках характеризуются рядом особенностей, обусловленных спецификой геометрии и композиции решеток твэлов, что необходимо учитывать при расчете и проектировании активных зон реакторов. Одним из важнейших факторов формирования полей скорости и температуры в стержневых ТВС является обмен массой, импульсом и энергией между различными подобластями поперечного сечения сборки (так называемое межканальное перемешивание) [3,4]. Среди причин, вызывающих межканальное перемешивание, можно, в частности, отметить неравномерность профиля энерговыделения, влияние дистанционирующих твэлов конструктивных элементов, гидравлическую неэквивалентность различных подобластей проходного сечения сборки, турбулентный обмен. Межканальное перемешивание приводит к значительному выравниванию полей скорости и температуры в поперечном сечении сборки и в конечном итоге к снижению максимальных температур и температурных неравномерностей элементов конструкции ТВС (в первую очередь — твэлов).

В настоящее время можно выделить два направления в теплогидравлических расчетах пучков твэлов: 1) расчет, учитывающий локальную структуру полей скорости и температуры в ТВС (автор работы [5] называет его расчетом тонкой структуры полей скорости и температуры); 2) расчет осредненных по некоторым элементарным областям (локально-осредненных) параметров потока теплоносителя. Расчеты локально-осредненных параметров потока теплоносителя выполняют, используя один из двух подходов к моделированию процессов гидродинамики и тепломассообмена: 1) приближение пористого тела [6]; 2) субканальное приближение [3–5]. Наиболее широкое применение в практике теплогидравлических расчетов стержневых тепловыделяющих сборок нашли методы, основанные на субканальном приближении. Суть этого приближения в следующем: омываемое теплоносителем межстержневое пространство сборки рассматривается как совокупность взаимосвязанных субканалов. Проходные сечения субканалов совпадают с межстержневыми ячейками. Кроме того, перетечки теплоносителя через зазоры между рассматриваемым субканалом и смежными с ним много меньше расхода теплоносителя через поперечное сечение субканала. Такой подход вполне корректен, если в рамках решаемой задачи достаточно ограничиться расчетом параметров потока, осредненных по поперечному сечению субканала (элементарной ячейки). Первое обстоятельство требует предположить неизменность в пределах поперечного сечения субканала всех параметров потока, в том числе и давления (погранслоное приближение). Второе условие, с учетом

сделанного выше предположения о неизменности плотности теплоносителя в пределах элементарной ячейки, справедливо лишь в том случае, если аксиальная составляющая скорости потока существенно превосходит поперечные. Это позволяет, в свою очередь, провести разделение переменных в уравнении движения и рассматривать отдельно уравнения баланса аксиальной и поперечных составляющих импульса. В результате существенно упрощается решение задачи, однако приходится использовать различные контрольные объемы для аксиальной и поперечных составляющих импульса, что является недостатком субканального приближения. В работе [5] проводится сравнение расчетного метода, основанного на субканальном приближении, с методом, реализующим приближение пористого тела, и методом, использующим согласованное с формой границы преобразование системы координат. Заметим, что пучки твэлов являются гидравлически "тесными": относительный шаг t решетки стержней, определяемый как отношение расстояния s , между осями соседних стержней (шага решетки) к диаметру d стержня, много меньше 2.0, т.е. $t = s/d < 2.0$. Как правило, $t \leq 1.4$. Шаг решетки в сборках активной зоны меньше, чем в сборках зоны воспроизводства. Для ТВС реакторов на быстрых нейтронах $t \leq 1.2$. Авторы работы [7] рекомендуют при выборе способа дискретизации межстержневого пространства пучка на субканалы руководствоваться следующими соображениями: 1) взаимодействие через границы между субканалами должно быть минимальным; 2) должна быть возможной разумная аппроксимация функций, описывающих характеристики теплоносителя внутри субканала. Этим условиям соответствует разбиение на субканалы, совпадающие в поперечном сечении с межтвэльными ячейками. Межтвэльной ячейкой принято называть подобласть проходного сечения ТВС, ограниченную поверхностями смежных твэлов и соединяющими их поверхности отрезками прямых, проходящих через центры поперечных сечений стержней. Для периферийных ячеек (боковых и угловых) частью границы является также обечайка [3]. Среди публикаций, в которых сделаны классификация и анализ субканальных кодов, можно назвать работы [8–11]. Наиболее полная информация содержится в работе [11].

Для численного моделирования термогидродинамических процессов в стержневой ТВС энергетического ядерного реактора в широком диапазоне режимов работы, использовалась математическая модель [3], позволяющая адекватно описывать поведение однофазного потока:

$$\frac{\partial (S_i \rho_i)}{\partial \tau} + \frac{\partial m_i}{\partial z} = - \sum_{j=1}^N G_{ij} \quad , \quad (1)$$

$$\frac{\partial m_i}{\partial \tau} + \frac{\partial(m_i v_i)}{\partial z} + \sum_{j=1}^N v_{ij} G_{ij} = - \frac{\partial(S_i P_i)}{\partial z} - \frac{\xi_i + \zeta_i}{2d_{ei}} \rho_i v_i^2 - g \rho_i S_i, \quad (2)$$

$$\frac{\partial G_{ij}}{\partial \tau} + \frac{\partial(C_{ij} G_{ij} v_{ij})}{\partial z} + \frac{\partial(C_{ij} G_{ij} w_{ij})}{\partial x} =$$

$$= -C_{ij} \frac{\partial P_{ij}}{\partial x} - \frac{\xi_{ij}}{2\delta_{ij}} \rho_{ij} w_{ij}^2 + F_{ij}, \quad (3)$$

$$\frac{\partial(S_i \rho_i h_i)}{\partial \tau} + \frac{\partial(m_i h_i)}{\partial z} + \sum_{j=1}^N h^* G_{ij} = - \sum_{j=1}^N \lambda_{ij} \frac{\partial T_{ij}}{\partial x} + q_i. \quad (4)$$

Здесь использованы следующие обозначения: S – площадь проходного сечения субканала, м²; ρ – плотность теплоносителя, кг/м³; m – расход теплоносителя в аксиальном направлении, кг/с; G – линейный (на единицу длины) расход теплоносителя в поперечном направлении, кг/(м·с); v – скорость теплоносителя в аксиальном направлении, м/с; P – давление, Па; ξ – коэффициент гидравлического сопротивления; ζ – коэффициент дополнительного гидравлического сопротивления, обусловленного наличием дистанционирующих твэлы конструктивных элементов; d_e – эквивалентный гидравлический диаметр проходного сечения субканала, м; g – ускорение свободного падения, м/с²; w – скорость теплоносителя в поперечном направлении, м/с; C – межстержневой зазор, м; δ – характерный размер, м; F – удельная массовая сила, моделирующая влияние на поток дистанционирующей проволоочной навивки, Н/кг; h – удельная энтальпия, Дж/кг; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); T – температура теплоносителя, К; q – линейный тепловой поток, Вт/м; τ – время, с; z – продольная координата, м; x – поперечная координата, м; i – рассматриваемый (i -й) субканал; j – субканал, смежный с рассматриваемым; N – количество смежных субканалов; ij – межстержневой зазор между i -м и j -м субканалами.

В рамках модели (1) – (4) можно корректно описывать гидродинамику и теплообмен в деформированных сборках, что особенно важно при совместном анализе термогидродинамических, теплофизических и прочностных характеристик стержневой ТВС. Реализующая данную модель вычислительная программа позволяет проводить исследование реальных топливныхборок (расчетная область содержит несколько сотен субканалов) с приемлемыми затратами компьютерных ресурсов.

Список литературы: 1. Дементьев Б.А. Ядерные энергетические реакторы: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 280 с. 2. Уолтер А., Рейнольдс А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах: Пер.

с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 624 с. 3. Семенович О.В. Компьютерное моделирование процессов тепломассообмена в потоке теплоносителя, охлаждающего стержневую тепловыделяющую сборку энергетического ядерного реактора // Тепломассообмен ММФ-2000. Труды IV Минского международного форума по тепломассообмену (22–26 мая 2000 г.): В 11 т. – Мн.: АНХ "ИТМО им. А.В. Лыкова", 2000. – Т. 10: Тепломассообмен в энергетических устройствах. – С. 353–359. 4. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: Теоретические основы и физика процесса. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 184 с. 5. Sha W. T. An overview on rod-bundle thermal-hydraulic analysis // Nuclear Engineering and Design. – 1980. – Vol. 62, № 1–3. – P. 1–24. 6. Sha W. T., Chao B. T., Soo S. L. Porous-media formulation for multiphase flow with heat transfer // Nuclear Engineering and Design. – 1984. – Vol. 82, № 2–3. – P. 93–106. 7. Sha W. T., Shmitt R. C., Huebotter P. R. Consideration of Thermal-Hydraulic Channel Arrangement in a Rod Bundle // Transactions of the American Nuclear Society. – 1973. – Vol. 16, № 1. – P. 221–222. 8. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: Расчетные программы и практическое приложение. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 224 с. 9. Методы и программы поканального теплогидравлического расчетаборок твэлов с учетом межканального взаимодействия теплоносителя / А.В. Жуков, Ю.Н. Корниенко, А.П. Сорокин и др. // Аналитический обзор ОБ-107. – Обнинск: ФЭИ, 1980. – 82 с. 10. Методы и результаты теплогидравлических исследований нестационарных процессов в ТВС быстрых реакторов: Обзор: По отеч. и зарубеж. источникам / А.В. Жуков, А.П. Сорокин, Ю.Н. Корниенко и др. – М., 1988. – 39 с. – (Препринт / Физ.-энерг. ин-т; ФЭИ-0227). 11. Семенович О.В. Методы и программы термогидродинамического расчета стержневых тепловыделяющихборок (аналитический обзор). – Минск, 1997. – 45 с. – (Препринт / ИПЭ НАНБ, № 25).

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НА БАЗЕ ВИНТОВЫХ РОТОРОВ – ГЕНЕРАТОРОВ НИЗКОЧАСТОТНЫХ КОЛЕБАНИЙ БОЛЬШИХ АМПЛИТУД

Серга Г.В., Иванов А.Н., Ляу А.В. (КГАУ, г. Краснодар, Россия)

The results of researches of generators of oscillations – screw curls of oscillations, creation, with the large amplitude and manufacture by a continuous stream are submitted during transportation of details from a load to unloading

Создание благоприятных условий для интенсификации процесса производства, применение эффективных методов воздействия на предмет обработки, непрерывная реализация технологического движения, уменьшение и ликвидация вообще непроизводительного труда – представляют основную задачу развития технологических процессов в промышленности и сельском хозяйстве.

Среди машин, которые удовлетворяют этим свойствам, можно выделить оборудование и технологии на базе винтовых роторов. Эти машины соединяют две, в общем, относительно независимые, но по сути взаимосвязанные технологические операции – использование возможности вибрационного поля с большой амплитудой колебаний и поточной формой организации производства.

Реализация поточного или конвейерного способа производства позволяет достаточно эффективно реализовать пропорциональность, динамичность и направленность технологического процесса. Это способствует повышению производительности, снижению трудоемкости процесса и созданию на его основе автоматизированных производственных линий.

Соединение вибрационной и поточной технологии в винтовых роторах, обуславливает вышнюю форму непрерывности – автоматизацию производственного процесса, гармоническое соотношение его основных структурных составляющих, осуществление эффективного объемного воздействия на предметы обработки, что соответствует высшим формам совершенствования технологического оборудования [1].

Для винтовых роторов характерно выполнение технологического процесса во время транспортирования предметов, обработки в неориентированном состоянии через рабочее пространство рабочих органов с произвольной скоростью. Такая возможность совмещения транспортных и технологических функций в одной установке реализуется за счет использования рабочих органов с дискретно расположенными по периметру, разнонаправленными, по отношению к винтовым линиям плоскими элементами.

За последние десять лет авторами создано 12 типов винтовых роторов, разработана их классификация [2]. Комбинирование величины и направления винтового параметра в сочетании с геометрическими параметрами плоских элементов позволяет внутри винтовых роторов не только создавать и осуществлять колебания с большой амплитудой перемещения 10 – 500 и более мм и с малой частотой колебаний 0,1 – 5 Гц, но и управлять колебательным процессом этих предметов обработки, уменьшая или увеличивая при этом транспортный или технологический эффект [3].

Использование винтовых роторов обуславливается потребностями повышения интенсивности, улучшение качественных показателей, а в некоторых случаях и возможностей вообще реализации технологических про-

цессов.

Уникальные возможности винтовых роторов позволяют успешно осуществлять не только отделочно-зачистные, упрочняющие операции, но и транспортировку предметов, разрушение поверхности, перемешивание, сепарацию, сушку, измельчение и ряд иных процессов [4]. Это обуславливает эффективность применения винтовых роторов не только в машиностроении, но и во многих отраслях промышленного и сельскохозяйственного производства. Например:

- В машиностроении – для отделочно-зачистной обработки на отдельных ее разновидностях (черновая обработка, снятие заусенцев и т. п.) высвободить от 1 до 3 рабочих, повысить производительность в 1,5 – 5 раз, они защищены патентами и авторскими свидетельствами на изобретение № 1093505, 1310174, 1414584, 1433774, 1484632, 1743820;
- В химической промышленности – для приготовления краски, повысить производительность 1,2 – 1,5 раза, это патенты и авторские свидетельства № 1673184, 1725990, 1733086, 1783991, 1530246;
- В пищевой и легкой промышленности – галтовки пельменей, повысить производительность в 2 раза, это патенты и авторские свидетельства № 1404048, 1747012, 1384621;
- В общем машиностроении – для транспортировки сыпучих материалов, изготовление инструмента, повысить производительность 1,1 – 1,5 раза, это патенты № 1260306, 1271677;
- В сельском хозяйстве – для приготовления кормов, сушки куриного помета, транспортировки зерна, мойки и сушки корнеплодов, повысить

производительность в 2 – 5 раза, это патенты и авторские свидетельства № 1706537, 1736234, 1794295, 1831835, 2007226, 2027130, 2028070, 2081043;

На рис. 1. в качестве примера приведен станок на базе винтового ротора III класса II подкласса с устройством для отделения деталей (сепарацией) от частиц рабочих сред, устройством для

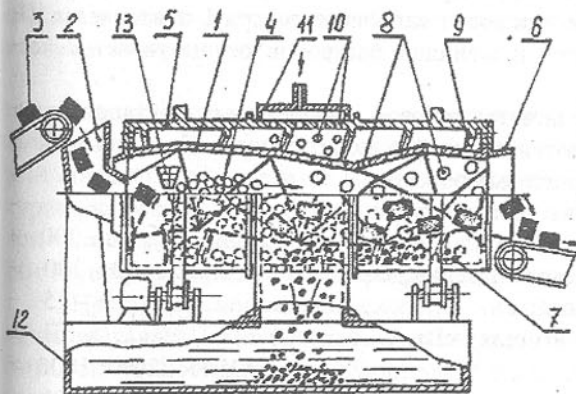


Рис. 1. Типовой станок для отделочно-зачистной обработки деталей на базе винтового ротора

возврата их в рабочую камеру, устройства для промывки деталей и рабочих сред, а также улавливания отходов обработки и вывода их за пределы станка.

Станок работает следующим образом. В винтовой ротор 1 через средство для загрузки 2 непрерывно загружаются, подлежащие обработке детали 3. Рабочая среда 4, например, в виде роликов, шариков абразивных гранул, предварительно загружается внутрь и при вращении винтового ротора 1 непрерывно циркулирует по его поверхностям и внутри наружного барабана 5. При попадании внутрь винтового ротора 1, детали 3 смешиваются с частицами рабочей среды 4, перемещаются вместе к выходному люку 6 и выгружаются из машины. В процессе перемещения масс загрузки (обрабатываемые детали 3 и рабочая среда 4) от загрузки к выгрузке частицы рабочей среды 4 и отходы обработки 7 выводятся через отверстие 8 из полости винтового ротора 1 в полость наружного барабана 5. Диаметр отверстий 8 меньше минимальных размеров обрабатываемых деталей 3, но больше чем наибольший размер гранул рабочих сред 4. Рабочая среда 4 и отходы обработки 7 винтовыми направляющими 9 перемещаются в полость наружного барабана 5 в обратном направлении, при этом отходы обработки 7 через отверстия 10 выводятся в центральную часть барабана 5, в полость кожуха 11 и из него в отстойную камеру 12. Диаметр отверстий 10 меньше минимального размера гранул рабочих сред.

Гранулы рабочих сред 4 винтовыми направляющими 9 продолжают дальше транспортироваться в обратном направлении и посредством средства для перегрузки 13 вводятся внутрь полости винтового ротора 1, где вновь встречаются с деталями, поступающими из средства для загрузки 2, и цикл обработки деталей в полости винтового ротора 1 повторяется. Подача интенсифицирующих и моющих растворов осуществляется через патрубки кожуха 11.

Для реализации предлагается рабочая документация на станок для отделочно-зачистной обработки деталей и конструкцию 12 типов рабочих органов станков на базе винтовых роторов.

Основные технические данные станка

Производительность, кг/час.....	200
Размеры обрабатываемых изделий, мм.....	30 – 300
Время обработки, мин.....	5 – 15
Мощность электродвигателя, кВт.....	II
Габариты, мм.....	4750 × 2200 × 1800
Масс, кг.....	2500

Список литературы: 1. Кошкин Л.Н. Роторные и роторно-конвейерные линии. – М.;Машиностроение, 1986. – 319 с. 2. Серга Г.В.

Ляу А.В., Иванов А.Н. Классификация винтовых роторов // Сборник трудов международной научно-технической конференции «Приборостроение-98». Ученые записки Симферопольского госуниверситета, спецвыпуск журнала. – Винница-Симферополь, 1998 г. – с. 52–54. 3. Серга Г.В., Ляу А.В., Иванов А.Н. Винтовые роторы как генераторы низкочастотных колебаний больших амплитуд // Материалы IX международного научно-технического семинара: «Высокие технологии в машиностроении, современные тенденции развития. – Харьков ХГПУ, 1999 г. – с. 52–53. 4. Серга Г.В., Ляу А.В., Иванов А.Н. Конвейерно-вибрационный способ сепарации строительных материалов // Труды Кубанского государственного аграрного университета «Проектирование, строительство и техническая эксплуатация зданий и сооружений агропромышленного комплекса Кубани». – Краснодар, 1998 г. – с. 10–15.

СИСТЕМНЫЕ ОСНОВЫ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ПРОДУКЦИИ, РАБОТ И УСЛУГ

Серов В.В., Кусакин Н.А., Майстер А.И., Хейфец М.Л.,
Пальвинский С.В.

(ЖИТИ, г. Житомир, Украина; БелГИСС, г. Минск, Беларусь; ПГУ,
г.Новополоцк, Беларусь)

Systemes basises of quality manegement of productiones, works and services were considered. Intercommunication of organizational-economical methodes and manegement principales with principal purposes and manegement functiones were showed.

Управление качеством на сегодняшний день является основным способом создания конкурентоспособной продукции. Только тот товар, который создается в расчете на определенного потребителя, оказывается конкурентоспособным. Добиваться необходимого качества возможно лишь при условии создания системы управления на базе исследования рынка. Вот почему жизненный цикл продукции начинается с маркетинга.

Программа повышения качества, учитывающая особенности спроса потенциальных потребителей, и систем обеспечения качества должны быть интегрированы в производство. Обеспечить стабильное качество изделий невозможно, если не добиться стабильности качества исходных материалов. Поэтому, отмечается тенденция к все более тесному взаимодействию изготовителя продукции с поставщиками сырья, материалов и комплектующих деталей.

Главный инструмент управления качеством – контроль в последнее время претерпевает большие изменения. Создается атмосфера доверия и уверенности в надежности партнеров благодаря отработанным методам взаимодействия поставщика и потребителя. Оттесняется в прошлое сплошной входной контроль, уменьшается количество контролеров, совершенствуются методы контроля.

На важнейший фактор конкурентоспособности товара – себестоимость, оказывают прямое влияние затраты на качество. Потребители заинтересованы в подтверждении качества продукции, а предприниматели в достижении ее конкурентоспособности, обеспечивающей исключение риска и получение стабильной прибыли.

Поэтому необходимо признание качества со стороны общества – потребителей и предпринимателей, то есть сертификация продукции и систем качества. Принципы сертификации продукции совершенствуются, развивается сертификация систем управления качеством. Это позволяет сертифицированным товарам и услугам выходить за рамки внутреннего рынка и снимать барьеры в торговле.

В результате для обеспечения конкурентоспособного качества продукции следует проектировать не просто систему качества, а систему, которая наряду с улучшением потребительских свойств способствовала бы снижению цены на продукцию.

Понятие качество применяется как по отношению к продукции, так и к системе управления. Предметом организации управления является управляющая подсистема, то есть субъект управления. Объект управления исполняет задание субъекта, обеспечивая изготовление продукции запланированного качества в соответствии с нормативной документацией. Обеспечение стабильности производства и выполнение производственной программы – дело субъекта управления, он же отвечает за качество продукции, организуя определение необходимого качества продукции при маркетинге, оптимизацию качества на стадиях проектирования, гарантируя нужные поставки сырья и комплектующих, обеспечивая качество продукции при хранении и транспортировке. Системный анализ этих затрат и их оптимизация – неотъемлемая часть программ качества.

Связь законодательных актов и других нормативных документов по вопросам качества и сертификации по экономическим вопросам с основными понятиями и категориями управления [1, 2] рассмотрим в зависимости от главной цели деятельности предприятия – получения прибыли (рисунк).

В настоящее время под управлением понимают функцию организованной системы, обеспечивающую сохранение ее структуры, поддержание режима деятельности, реализацию ее программы и цели. Поэтому для

управления качеством продукции, работ и услуг, в первую очередь, необходимо определить системные основы управления и выделить взаимосвязи категорий управления качеством.

Желаемое, возможное и необходимое состояние объекта управления, которое должно быть достигнуто, образует цель управления. Цель в соответствии с задачами управления при разделении и специализации управленческой деятельности дифференцируется и конкретизируется в виде целевых функций управления. Выполнение целевых функций обеспечивает выходные количественные характеристики системы, под которыми понимают взаимосвязи между зависимыми и независимыми переменными.

Совокупность характеристик, относящихся к способности объекта удовлетворять установленные и предполагаемые потребности, формирует качество объекта. При этом все то, что может быть индивидуально описано и рассмотрено: деятельность и ее результат, система и ее организация и т.п., называется объектом.

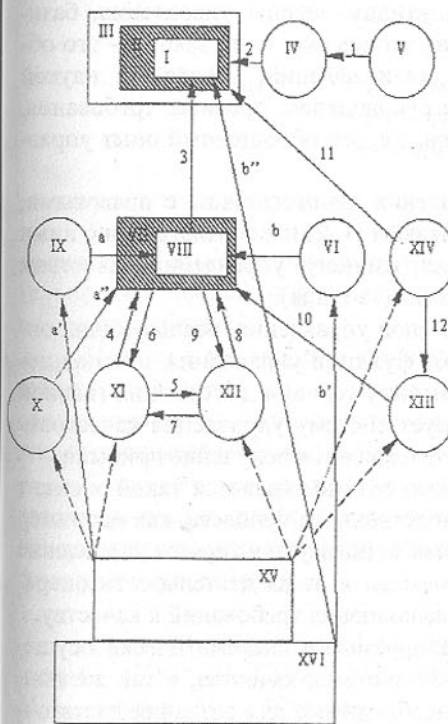


Рис. Схема взаимосвязи основных понятий и категорий управления качеством: I – прибыль; II – система качества; III – система управления; IV – функции управления; V – методы управления; VI – цена потребления; VII – качество продукции; VIII – конкурентоспособное качество; IX – нормативные документы; X – общество потребителей; XI – стандартизация; XII – метрология; XIII – сертификация продукции; XIV – сертификация систем качества; XV – законодательные акты по вопросам качества и сертификации; XVI – законодательные акты по экономическим вопросам. 1 – законы управления; 2 – принципы управления; 3 – конкурентоспособность; 4 – стандартизация качества; 5 – стандартизация метрологии (например: государственная система обеспечения единства измерений); 6 – качество стандартизации (например: гармонизация национальной системы с международной); 7 – метрология в стандартизации (например: количественные оценки качества); 8 – метрология качества; 9 – качество метрологии (измерений); 10 – испытания; 11 – наблюдения (контроль); 12 – оценка; a, a', a'' – правовые механизмы регулирования; b, b', b'' – экономические механизмы регулирования

Результатом деятельности выполнения работ является продукция, которая может включить услуги - итоги непосредственного взаимодействия поставщика и потребителя, а также внутренней деятельности поставщика по удовлетворению потребностей потребителя. Понятие качества используется также в категории система качества, которая означает совокупность организованной структуры, методик, процессов и ресурсов, необходимых для осуществления общего руководства качеством (административного управления качеством).

По отношению к качеству объекта используется термин управление качеством, под которым понимают методы и виды деятельности оперативного характера, используемые для выполнения требований к качеству. Методы управления - это способы целенаправленного воздействия на объект управления в целях поддержания его устойчивости в заданных рамках функционирования и в процессе перевода из одного состояния в другое.

В управлении по отношению к субъективным факторам, выражающимся в принципах управления, объективны законы управления, базирующиеся на фундаментальных законах экономики. Если законы - это общие существенные и необходимые связи явлений, изучаемые наукой управления, то принципы - основные руководящие правила, требования, идеи, которым следуют при управлении, т.е. это обобщенный опыт управления.

Рассмотренные категории управления взаимосвязаны с правовыми, организационно-экономическими понятиями [1, 2] и в соответствии с ними образуют системные основы административного управления качеством продукции, работ и услуг на предприятиях (таблица).

Таким образом, совокупность органов управления, реализующих определенные методами на базе законов функции управления, с использованием принципов управления, для создания условий достижения главной цели деятельности предприятия, образует систему управления качеством. Главной целью деятельности предприятия, является получение прибыли.

По отношению к качеству объекта, если им является такой элемент промышленной деятельности и производственного процесса, как например продукция, в международных стандартах используется термин управление качеством. Управление качеством - методы и виды деятельности оперативного характера, используемые для выполнения требований к качеству.

Обеспечение качества - все планируемые и систематически осуществляемые виды деятельности в рамках системы качества, а так же подтверждаемые (если этого требуется), необходимые для создания достаточной уверенности в том, что объект будет удовлетворять требованиям к качеству.

Таблица-Системные основы управления качеством

Цели управления	Функции управления	Законы управления	Методы управления	
			организационные	экономические
Увеличение прибыли.	Стандартизация	"О стандартизации"	Государственная система стандартизации	Ценообразование.
Достижение приоритета на рынке.	Обеспечение единства измерений. Аттестация испытательных лабораторий	"Об обеспечении единства измерений"	Система аккредитации поверочных и испытательных лабораторий в республике	Налоги. Штрафные санкции
	Сертификация	"О сертификации продукции, работ и услуг"	Национальная система сертификации	Льготы. Дотации
	Маркетинг	"О защите прав потребителей"	Государственная система гигиенической регламентации и регистрации	

Улучшение качества - мероприятия, предпринимаемые повсюду в организации с целью повышения эффективности и результативности деятельности и процессов для получения выгоды, как для организации, так и для ее потребителей.

Подход к руководству организацией, нацеленный на качество, основанный на участии всех ее членов и направленный на достижение долгосрочного успеха путем удовлетворения требований потребителя и выгоды для организаций и общества называется: всеобщее руководство качеством.

Таким образом рассмотренные системные основы управления качеством продукции, работ и услуг показывают взаимосвязь организационно-экономических методов и принципов управления с основными целевыми функциями управления.

Список литературы: 1. Окрипилов В.В. Всеобщее управление качеством. - СПб.: Изд.СПб УЭФ, 1996. - 454 с. 2. Корешков В.Н., Кусакин Н.А., Хейфец М.Л. Управление качеством и сертификация продукции. - Минск: БелГИСС, 1999. - 64 с.

ЭКСПЕРТНАЯ СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ РЕШЕНИЙ ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ГИБКИХ СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Сетлак Г. (Политехнический Институт, г. Жешув, Польша)

This paper describes the integrated design support method for flexible assemble systems. The first part of this paper presents a project of intelligent support system for computer aided assembly process planning. The second part includes a concise description of the chosen aspects of implementation of this expert system using expert system shell PC-Shell 2.2 and presents example of application of the system a line-balancing strategy for designing flexible assembly systems.

1. Введение. Проектирование современных производственных систем, в том числе и гибких сборочных участков является необыкновенно сложной задачей. Гибкие сборочные системы, используемые в электронной и автомобильной промышленности, в машиностроении и др. для сборки финальной продукции, должны быть достаточно универсальны, чтобы обеспечить жизнеспособность производства и возможность его перспективного развития в нынешних условиях жесткой рыночной конкуренции. При этом ставятся такие важные цели, как возможность выполнения случайных срочных заказов, а также возможность быстрого введения в производство изменений в проекте изделий или нового ассортимента. Успешное решение представленных задач требует разработки новых методов формализации проектирования технологических процессов, а также моделирования и оптимизации производственной системы в целом. Современная инженерия проектирования основывается на широком использовании компьютерной техники и отличается такими фундаментальными подходами в процессе проектирования, как комплексность, интеграция очередных этапов и систематизация действий [1,2].

В настоящей работе представлен новый подход к построению экспертных систем, используемых для поддержки принятия решений в процессе проектирования и анализа гибких сборочных систем в условиях распределённой инженерии проектирования.

2. Общая характеристика экспертной системы ISAPP (Intelligent System for Assembly Process Planning), предназначенной для поддержки принятия решений в задачах проектирования и анализа гибких сборочных участков. Согласно с основной методологией распределённой инженерии CE (анг. Concurrent Engineering), процесс проектирования конструкции изделий (подсистема CAD – Computer Aided Design) и технологическая подготовка производства (CAM – Computer Aided Manufacturing) должны быть

интегрированы в единую систему, выполняться параллельно, с возможностью взаимосвязи. Комплексность, характерная для CE, создаёт необходимость взаимосвязанных разработок при конструктивном проектировании, технологической и организационной подготовке производства. В методологии проектирования CE можем выделить следующие основные задания, выполняемые в такой очередности:

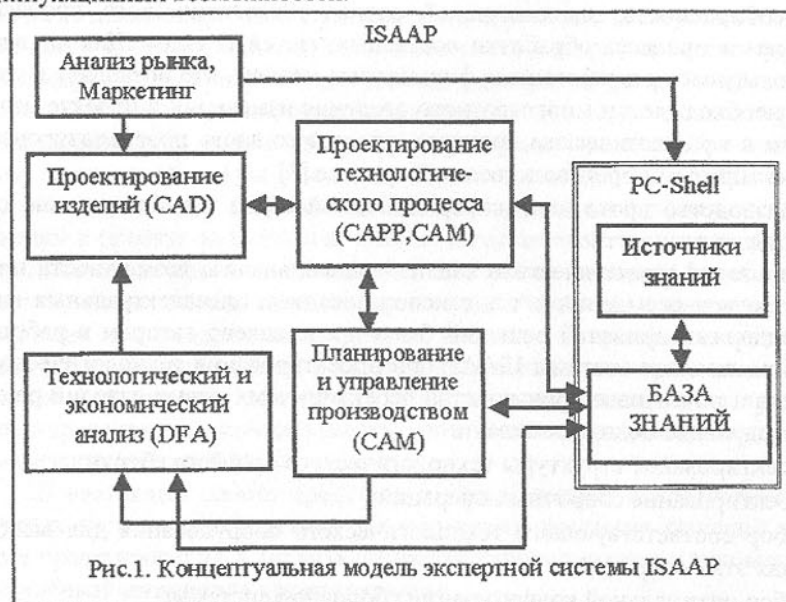
- ♦ Предварительный анализ (стратегический анализ рынка, определение характеристик и функций нового изделия, анализ возможности производства изделий).
- ♦ Проектирование конструкции изделий и технологического процесса (выполняются одновременно, с обратной связью, что позволяет на каждом этапе вводить изменения конструктивные в концепционный проекте изделия, сокращая таким образом время). При этом производятся такие виды анализа: как технологичность сборки изделия и составных частей, их собираемость, экономический анализ технологического процесса сборки и процесса обработки составных частей и узлов. Для анализа используются разработанные формальные методы, что позволяет в случае необходимости многократного введения изменений в проекте изделия и в технологическом процессе, после чего вновь проанализировать проектируемый производственный процесс [3].
- ♦ Производство прототипа, информационной серии и действительно серийное производство.

Решение задач стратегического анализа рынка, анализа возможности производства новых изделий и т.д. с использованием интеллектуальных систем поддержки принятия решений было представлено автором в работах [5,6]. При помощи системы ISAAP при проектировании технологического процесса и подготовке производства проектируемых новых изделий решаются следующие основные задачи:

- ♦ Проектирование структуры технологического процесса сборки;
- ♦ Проектирование сборочных операций;
- ♦ Выбор соответствующего технологического оборудования для выполнения этих операций;
- ♦ Выбор оптимальной конфигурации сборочной системы;
- ♦ Определение очередности выполнения сборочных операций;
- ♦ Проектирование транспортной подсистемы (определение количества транспортных средств, определение ёмкостей накопителей и складов);
- ♦ Решение основных задач планирования и подготовки производства проектируемых новых изделий (задачи календарного планирования).

Представляемая система ISAAP позволяет проанализировать и оценить различные возможные варианты конфигурации сборочных модулей, а также рассмотреть и оценить различные варианты организации процесса

сборки (при различных заданных временах выполнения технологических операций, очередности выполняемых операций, различных приоритетах и количестве сборочных модулей). В системе можно рассмотреть и проанализировать гибкие сборочные системы, основанные на групповой и модульной технологиях. При помощи системы ISAAP можно проектировать гибкие сборочные системы, в состав которых входит до восьми сборочных модулей, которые могут обслуживать от двух до четырёх роботов. Все элементы и сборочные узлы комплектуются согласно с конструкторским проектом изделия на соответствующем рабочем месте и подаются к рабочим сборочным модулям транспортным манипулятором. Следует отметить, что при проектировании сборочных модулей, основанных на групповой технологии, необходимо решить ещё ряд таких задач, как выбор оптимальных перемещений между модулями (должны быть минимальными), выбор соответствующих роботов и оптимизации траекторий их манипуляционных возможностей.



Решение проблемы выбора структуры гибкого сборочного модуля требует также предварительной идентификации и классификации групп сборочных единиц (узлов), на которых могут быть выполнены одинаковые технологические операции с использованием того же оборудования.

Для реализации экспертной системы ISAAP использовался Интегрированный Пакет Искусственного Интеллекта SPHINX [4], содержащий экспертную систему-оболочку PC-Shell 2.2. PC-Shell 2.2 является гибрид-

ной экспертной системой, которая объединяет традиционную экспертную систему табличной архитектуры и подсистему имитации искусственных нейронных сетей NEURONIX. База знаний системы создаётся при помощи специального языка описания базы знаний SPHINX, который интегрирует декларативный язык репрезентации знаний и структуральный язык программирования. Основная информация выбирается для экспертной системы PC-Shell из базы данных производства, поступает из подсистем автоматизированного проектирования изделий CAD и технологических процессов CAPP, накапливается в результате выполняемых анализов и экспериментов. Эта информация записывается в базе знаний в виде фактов. Для выполнения технологического и экономического анализов в базе знаний разработаны соответствующие формализованные процедуры (например, для расчёта очередности выполнения сборочных операций разработаны два метода: Dalchambre [2] и метода основанного на теории графов [1]). Для построения и оценки расписаний используются методы, представленные в работе [6]. Система ISAAP позволяет также произвести исследования надёжности различных вариантов сборочных систем, их устойчивости и безотказности работы. Для выполнения имитационных экспериментов и выше представленных исследований, расчёта загрузки оборудования и оценки предполагаемой производственной мощности сборочного участка и др. используются модели сети Петри (в зависимости от решаемых задач, могут использоваться детерминированные и стохастические сети, а также цветные).

Выводы: Из результатов, полученных в процессе проведенных экспериментов следует, что одной из важнейших задач при проектировании гибких сборочных систем является задача идентификации и классификации групп сборочных элементов. Для решения этой задачи разрабатывается новый подход, который позволит в представленной экспертной системе использовать нейронные сети и подсистему NEURONIX. В процессе анализа различных вариантов организации и конфигурации проектируемой сборочной системы в ISAAP выбор оптимального проекта должен отвечать следующим принципам:

- ♦ План сборки должен быть устойчивым в ситуациях различных изменений расписаний работы системы (что связано с трудностью многократных повторений расчёта расписаний);
- ♦ Конфигурация системы должна гарантировать минимальное число этапов сборки и подобие маршрутов сборки разных изделий.

Список литературы: 1. J. Duda, A. Samek: Projektowanie procesu montażu w warunkach inżynierii współbieżnej, Technologia i automatyzacja montażu, Warszawa, Nr.3, 1998. 2. Dalchambre A.: Computer Aided Assembly

Planning, London, Charman & Hall 1992, pp. 286. 3. Eversheim W., Rozenfeld H., Bochtler W., Graessler R.A.: Methodology for Integrated Design and Process Planning based on a Concurrent Engineering Reference Model, Annals of the CIRP Vol. 44/1/1995, pp. 483-492. 4. Michalik K.: Zintegrowany pakiet sztucznej inteligencji Sphinx 2.2 dla Windows, Szkieletowy system ekspertowy PC-Shell 2.2. Podręcznik użytkownika, Katowice, 1998, s. 276. 5. G. Setlak: "Применение методов эволюционного моделирования в системах поддержки управленческих решений", Международный сборник научных трудов „Прогрессивные технологии и системы машиностроения“, спецвыпуск, материалы V Международной научно-технической конференции, Донецк, 1998г., стр.70-74. 6. G.Setlak: „Intelligent Decision Support Systems“, Proceedings of the 3rd International Scientific and technical Conference on Unconventional Electromechanical and Electrical Systems, Technical University Press, Szczecin, 1997.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЕ ДЕМПФИРУЮЩИЕ СПЛАВЫ

Скворцов А. И., Кондратов В. М. (ВятГТУ, г. Киров, Россия)

Properties of new alloy (steel on a basis of Cr – V and Cr – Al, steel 130C2Ю, alloy on a basis of Zn – Al) are analysed in comparison with known alloys. Examples of test application of these alloys as vibro- and noiseabsorbed materials in an industry are given.

Демпфирующая способность материалов является важным свойством, с которым необходимо считаться при производстве технических изделий. Большое практическое значение способности материалов к затуханию колебаний нашло отражение в разработке материалов, обладающих высокой демпфирующей способностью.

1. С величиной демпфирующей способности материала связаны такие физико-механические явления и свойства конструкций машин как: механический резонанс и усталость, динамическая реакция систем, вибрация вала, гистерезис инструмента, нагрев под циклическим напряжением. Из этих характеристик в последнее время наиболее тщательно изучению подвергаются околорезонансные эффекты, которые часто являются причиной разрушения конструкций, а также акустические явления. В частности, при прочих равных условиях, чем меньше демпфирующая способность материала, тем острее и выше пики резонансных колебаний, которые могут привести к разрушению. Из двух

материалов, характеризующихся одной и той же величиной усталостной прочности, больший срок службы будет иметь тот, который обладает большей вибропоглощающей способностью; его можно также подвергать воздействию более сильных внешних колебаний и более высоких температур.

2. При определенных значениях интенсивности и частоты механические колебания становятся вредными для человеческого организма. Источниками вредных вибраций и шумов являются, главным образом, агрегаты, машины и механизмы. Повышение их мощности, производительности, более широкое применение на производстве и в быту сопровождаются интенсивным повышением уровня вредных вибраций и шума, если не проводить специальных мероприятий по снижению этого уровня до допустимых норм.

Демпфирующие металлические материалы эффективны особенно в тех случаях, когда наряду с высокими вибро-, шумопоглощающими свойствами требуются свойства, присущие, как правило, металлическим материалам, например: высокие модуль упругости, износостойкость, пластичность, жаростойкость, тепло-, электропроводность, магнитные, магнитомеханические свойства, обусловленные ферромагнетизмом.

Известными демпфирующими сплавами являются чугуны, сплавы на основе Co-Ni, Mn-Cu, Mg, Al-Zn, Ni-Ti, Cu.

Результаты наших исследований показали, что перспективными демпфирующими сплавами Fe являются: 1) малоуглеродистые легированные сплавы с магнитомеханической природой затухания колебаний; 2) графитизированные стали с возможностью горячей обработки давлением и составом, позволяющим или переводить весь углерод в графит для реализации магнитомеханического затухания или регулировать содержание графита в стали для придания ей необходимой прочности; 3) чугуны с пластинчатым графитом, демпфирование в которых почти полностью обусловлено механизмами микропластической деформации. Перспективными демпфирующими сплавами являются также сплавы на основе Zn – Al с содержанием Al около 22%.

Работа по этим направлениям привела к получению новых демпфирующих сплавов и способов обработки сплавов на высокое демпфирование [1-5]. Применение разработанных демпфирующих сплавов показало их эффективность для снижения шума, вибраций. Ниже рассмотрены несколько примеров такого применения.

Из таблицы 1 видно, что разработанные сплавы и обработки эффективны для снижения шума изделий типа «колокольчик» (акустические измерения проводились по 4 методу стандарта [6] и стандарту [7]).

Таблица 1—Уровень звука (дБА) изделия типа «колокольчик» из различных сплавов

Разработанные демпфирующие сплавы		Базовые сплавы	
Cr—V сталь	54-56	Сталь 10895	63
Cr—Al сталь	54-56	Г75Д25	67
Сталь типа 130C2Ю	67	50ХФА	76
Zn—Al	61-64	АЛ2	72
		АЛ11	77

Демпфирующие металлические материалы эффективны также для снижения шума механизмов с зубчатыми передачами. В работах [8-9] показано, что эффект снижения уровня звука механизма с зубчатыми колесами за счет использования графитизированной стали 120C2ЮН вместо 30ХГСА повышается с увеличением нагрузки. При это снижение шума характерно для всего спектра исследуемых частот (0,025 – 16 кГц).

Испытания сплава Fe - Cr - Al [2] в качестве материала резцедержателя показали следующее. Резцы (с твердосплавной пластинкой) предназначены для обработки на станках с ЧПУ. Базовый материал резцедержателя – сталь 45. Обрабатываемый материал – сталь 03Х16МЗТ, обладающая пониженной обрабатываемостью резанием. Режим резания: скорость 60 м/мин, подача 0,1 мм/об, глубина резания 0,5 мм. Вылет резцов: расточных – 80, проходных – 100. Виброскорость измерялась аппаратурой фирмы «Брюль и Кьер», шероховатость поверхности резания– профилометром модели 283. Из таблицы 2 видно, что снижение демпфирующим сплавом виброскорости резца ведет к улучшению качества обработанной поверхности. Шероховатость поверхности R_a уменьшается при растачивании на 21 – 28 %, при точении проходным резцом – на 19 %. Из таблицы также видно, что демпфирующий сплав более эффективен в менее жестких резцах. Из полученных результатов следует, что применение разработанных демпфирующих сплавов в качестве материала резцедержателей может быть экономически целесообразным, т.к. за счет улучшения качества поверхности можно устранять лишние операции резания.

Применение демпфирующего сплава Zn – Al вместо сплава АЛ11 позволило снизить резонансные перегрузки исполнительного механизма. Виброиспытания проводились на вибростенде ВЭДС/2000 с пультами управления и измерения фирмы «Брюль и Кьер» методом качающейся частоты при синусоидальной вибрации. Испытания при вибрации в направлении , наименее жестком для механизма, показали, что эффект

снижения виброперегрузки за счет материала растет по мере удаления от плоскости крепления электромеханизма [9].

Таблица 2 – Зависимость характеристик вибрации резцедержателя и шероховатости обработанной поверхности от материала резцедержателя

Тип резца	Материал резцедержателя	Виброскорость, мм/с	R_a , мкм	ΔR_a $R_{a,ст.45}$
Расточной Ø12	Сталь 45	5-6	9,5	0,28
	Fe-Cr-Al	0,8-1,0	6,8	
Расточной Ø15	Сталь 45	4-5	8,1	0,21
	Fe-Cr-Al	1	6,4	
Проходной 25×25	Сталь 45	0,45	3,1	0,19
	Fe-Cr-Al	0,40	2,5	

Выводы. Появление новых демпфирующих сплавов, совершенствование способов обработки на высокое демпфирование пополняют группу демпфирующих материалов, увеличивают разнообразие их полезных свойств. Достижение в этих сплавах наибольшего для металлических материалов демпфирования (у сплава на основе Fe-Cr-V) повышает потенциальные возможности виброшумопоглощения за счет материала. Это способствует более широкому применению металлических материалов в машиностроении и других областях техники для борьбы с вредными вибрациями и шумами.

Список литературы: 1. Патент РФ №1668465. Сталь /Скворцов А.И., Кондратов В.М., Потехин Б.А., Хоменко О.А. 2. Патент РФ №1717666. Сталь / Скворцов А.И., Сюзов С.А., Кондратов В.М., Потехин Б.А., Хоменко О.А. 3. А.с. СССР №1574652. Способ термической обработки изделий из серого чугуна / Скворцов А.И., Кондратов В.М., Умняшкин В.А., Махнев Е.С. 4. Патент РФ №1717667. Сталь / Скворцов А.И., Кондратов В.М. 5. А.с. СССР №1747523. Сплав на основе цинка / Скворцов А.И., Оленев И.М., Кондратов В.М., Прохоров С.Г., Умняшкин В.А. 6. ГОСТ 8.055-73. Машины. Методика выполнения измерений для определения шумовых характеристик. 7. ГОСТ 12.1.027-80. Шум. Определение шумовых характеристик источников шума в реверберационном помещении. 8. Скворцов А.И., Огородников Г.М. Графитизированные стали с повышенными демпфирующими свойствами для машиностроения // Термическая обработка и физика металлов.- Свердловск: УПИ, 1982. С. 122-125. 9. Скворцов А.И. Создание высокodemпфирующих сплавов железа, цинк-алюминий и основ технологии их термической обработки / Автореферат дисс. докт. техн. наук. – Екатеринбург: 1995. 38 с.

ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА СМАЗКИ МАШИН, РАЗВИТИЕ, ПЕРСПЕКТИВЫ

Снеговский Ф.П. (УГМУ, хф; ХГПУ; г.Херсон, Украина)

The article is devoted to the new approaches and evaluation of the hydrodynamic lubricant theory of the theory founder N.Petrov and his contemporaries successors O.Reynolds, A.Zommerfeld as well as to the works of the present authors. The prospects of the research and mathematical part of the problem are specified by achievements derived in experiments of the last decades and establishment of the elastic thermohydrodynamic lubricant theory. The theory and application of principles of hydrostatic and hydrostaticdynamic lubricants are reviewed.

Теорию гидродинамической смазки машин, как общеизвестно, разработал великий русский учёный Николай Павлович Петров (С-Петербург, технологический институт, 1883 г.). Весь мир по праву признаёт его основоположником теории. Принимая трибосопряжение шип-подшипник как квазитвёрдое и концентричное расположение шипа в подшипнике, теоретические решения он довёл до инженерных формул, позволивших достаточно точно определять потери на трение в смазочном слое, что подтверждается и современными экспериментами.

Английский учёный О.Рейнольдс при разработке математической стороны теории гидродинамической смазки, в отличие от Петрова Н.П., принял эксцентричное положение шипа в подшипнике, что при ряде других упрощающих допущениях, многие из которых отвергнуты современными опытами, позволило теоретическим путём получить уравнения для определения режимных параметров: нагрузочной способности, потерь на трение, расходов смазочного вещества, толщины смазочного слоя, которые, как теперь установлено [1], не согласуются с данными опытов.

В дальнейшем, к сожалению, многие отечественные и зарубежные авторы при разработке математической стороны вопроса теории гидродинамической смазки основывались не на исходных положениях Н.П.Петрова, в частности, концентричном положении шипа в подшипнике, а на исходных положениях О.Рейнольдса. До 50-х годов двадцатого столетия в научной, справочной и учебной литературе уравнение О.Рейнольдса, описывающее течение смазочного вещества в зазоре трибосопряжения, было господствующим.

Оценивая состояние проблемы, академики И.И.Артоболевский, А.А.Благоврагов, В.И.Дикушин в статье «Современная теория машин и её задачи» (Вестник АН СССР, №12, 1954г.) отмечали, что в теории гидродинамической смазки хорошо разработана математическая сторона вопроса,

но экспериментальные методы исследования ещё недостаточно разработаны... В 1959 году опубликована книга М.В.Коровчинского «Теоретические основы работы подшипников скольжения» (Машгиз, Москва), в которой все теоретические построения автора базировались на исходных положениях и уравнениях О.Рейнольдса и, по нашему мнению, выполнены безукоризненно. В этой работе достаточно наглядно демонстрировались «успехи» в математической стороне теории смазки, но убедительных экспериментальных данных, подтверждающих результаты этой «теории», не было, а появившиеся в 1957 г. в литературе (Вестник машиностроения, №4, №8) не согласующиеся с уравнениями О.Рейнольдса и, следовательно, с «основами» М.В.Коровчинского, не замечены. Более того, приведенные в данной книге экспериментальные данные и формулы, полученные автором в ЦНИИТМАШе (Москва), противоречат концепции, принятой М.В.Коровчинским. В работе автора «Критическая оценка некоторых расчётных методик для подшипников скольжения» (ЦБТИ Госплана СССР, 1959 г., сб. Подшипники) на основе данных экспериментов, выполненных на натурных подшипниках скольжения в достаточно широком режимном диапазоне, впервые было доказано, что расходы смазочного вещества через несущую зону в направлении вращения ничтожно малы, а торцевые утечки отсутствуют, что отвергает теоретические построения О.Рейнольдса и его последователей, М.В.Коровчинского в том числе.

Данные экспериментов, полученные при помощи средств современного трибомониторинга (измерение и запись на ленту осциллографа в едином масштабе времени формы и размеров смазочной прослойки, распределения давлений и температур в ней, потерь на трение в исследуемом трибосопряжении непосредственно, изменение модулей упругости неметаллических подшипниковых материалов), убедительно показали, что трибосистема шип-подшипник не является квазитвёрдой, форма и размеры которой не меняются под нагрузкой, а упругоподатлива. При этом в нагруженной зоне вследствие упругой деформации подшипника, главным образом, его радиус кривизны сближается с радиусом кривизны вала, и поверхности подшипника и вала становятся параллельными или почти параллельными, что ближе к допущению Н.П.Петрова о концентричности рабочих поверхностей. В «теории» О.Рейнольдса и «основах» М.В.Коровчинского говорится, что при повышении частоты вращения центр вала стремится сблизиться с центром подшипника. С учётом же податливости системы, по нашему мнению, следует говорить о приближении центра подшипника к центру вала, что является основным, не исключая и влияния частоты вращения вала. В работах автора [1-3 и др.] применительно к опорам скольжения машин были разработаны и развиты сначала тео-

рия упругогидродинамической смазки [4], а затем - термоупругогидродинамической смазки [5].

Попытки ряда исследователей, в том числе и автора настоящей статьи, внести в уравнение О.Рейнольдса экспериментальные поправки, позволяющие использовать его в практических расчётах, не дают удовлетворительных результатов. В работах [1-3] показано, что с ростом нагрузки исходная величина относительного зазора в несущей зоне уменьшается и при некоторой (критической) нагрузке становится равной нулю. Другими словами, мы имеем дело с упругоконтактной термодинамической задачей, которой в дальнейшем надлежит дать математическое описание.

Экспериментальные данные [1,2] убедительно свидетельствуют о том, что несущая способность подшипников скольжения гидродинамического трения снижается с ростом окружной скорости скольжения. Результаты расчётов, полученные на основе использования уравнения О.Рейнольдса (методики Д.С.Коднира, М.В.Коровчинского и др.) не соответствуют опытным данным и имеют противоположную зависимость: нагрузочная способность растёт с ростом скорости скольжения. При рассмотрении трибосистемы шип-подшипник как квазитвёрдой, как это делает О.Рейнольдс и его последователи, режимные параметры получаются одинаковыми при режиме гидродинамического трения в подшипниках с различными антифрикционными материалами. Опыты, однако, показывают более логичные результаты: при прочих одинаковых условиях размер несущих (контактных) зон увеличивается при снижении модуля нормальной упругости подшипникового материала.

По О.Рейнольдсу в методиках упомянутых и многих других авторов утверждается, что угловая протяжённость несущих зон в подшипниках скольжения при гидродинамическом трении растёт с ростом частоты вращения. Опыты показывают прямо противоположные результаты: угловая протяжённость нагруженных зон растёт с ростом нагрузки и мало зависит от скорости скольжения.

При рассмотрении результатов наших экспериментов и на их основе критической оценки теории смазки трибосистем шип-подшипник как квазитвёрдых, выдвинутых нами положений теории УГДС (упругогидродинамической смазки), а позже - теории ТУГДС (термоупругогидродинамической смазки) в ГНИИМаше АН СССР и ЦНИИТМАШе (Москва), Институте Проблем Механики АН УССР (1960-1970) Д.С.Коднир согласился с нашими критическими замечаниями и в своих дальнейших работах, рассматривая трибосистему шип-подшипник как упругоподатливую, сделал положительный вклад в решение ряда важных практических задач.

После многих лет раздумий, наконец, в 1981 году М.В.Коровчинский в работе [6], основываясь на результатах наших исследований, разработал

один из вариантов решения термоупругогидродинамической задачи для трибосистемы шип-подшипник. Теория термоупругогидродинамической смазки стала господствующей, а Всесоюзные, а затем Всероссийские научно-технические конференции со середины 60-х годов - регулярными (через каждые 4-5 года).

Новый подход в теории и расчёте теплового баланса трибосопряжений типа шип-подшипник сделан автором ещё в 1955-1957 гг. в ЦНИИТМАШе и его результаты опубликованные в «Вестнике машиностроения», №8, 1957 г., и в книге ЦНИИТМАШ, №90, М., 1958 г., усовершенствованы затем в монографии [2] и работе [3], и приравнены к изобретениям (Госкомизобретений СССР: У.Р.№45533 от 05.05.64 и №45534 от 05.05.64). В работах Д.С.Коднира и М.В.Коровчинского сделаны первые шаги в теоретическом решении задачи по определению нагрузочной способности трибосопряжения без обоснования по тепловому расчёту значения вязкости смазки. В этом их главный недостаток, в свою очередь не позволяющий оценить и полученные ими решения. В работах автора разработана теория и методика теплового расчёта трибосопряжения, однако, определение нагрузочной способности математически ещё не сделано и остаётся полуэмпирическим. Из теории тепловых потоков при термоупругогидродинамической смазке трибосопряжения шип-подшипник следует, в частности, соблюдение теплового баланса несущей зоны. При отводе тепла только прокачиваемым через несущую зону маслом уравнение теплового баланса зоны можно записать в виде уравнения $Pvf = c\gamma Q_x \Delta T$. Разрешая это уравнение относительно P , получаем: $P = c\gamma Q_x \Delta T / vf$, где P - нагрузка (определяемая предельная нагрузочная способность), c , γ - соответственно удельная теплоёмкость и плотность смазочного материала, f - коэффициент трения, v - окружная скорость скольжения, ΔT - повышение температуры масла в пределах нагруженной зоны по дуге окружности подшипника от $T_{вх}$ на входе до $T_{вых}$ на выходе из зоны, Q_x - расход (прокачка) масла через нагруженную зону. Теоретическое определение значений величин f , ΔT , Q_x дано в работе [2]. Для повышения надёжности расчётов при определении Q_x можно воспользоваться формулой $Q_x = l/2 v h_{min} l$, где l - длина подшипника, h_{min} - минимальная толщина смазочного слоя (по дуге окружности: количество масла, вошедшего в несущую зону, равно количеству масла, вышедшему из неё по направлению движения). Теоретическим путём значение нагрузочной способности трибосопряжения шип-подшипник с учётом имеющихся уже решений, вытекающих из теории тепловых потоков, будет определено лишь при решении контактной задачи для пары шип-подшипник с разными радиусами кривизны и разными материалами, при котором будет найдена угловая протяжённость несущей зоны. Значение P определяется из соотношения $P = pS$, где p - осреднённое

давление, S – площадь несущей зоны. С учётом последнего формулу для определения осреднённого предельного давления в опоре можно представить в виде $p = c \gamma Q_x AT / S v_f$. Значение $S = lb$; где b – расчётная линейная величина, соответствующая угловой протяжённости несущей зоны. В зависимости от угловой протяжённости несущей зоны максимальное давление $p_{\max}$ в зоне с осреднённым значением p связывается зависимостью $p_{\max} = np$, где $n \approx 1,5$ при угле контакта 160° и соответственно $n=3$ при 20° . Для материала подшипника при этом должно выполняться условие $p_{\max} < [\sigma_{сж}]$. В последнем уравнении неизвестными являются значения p и b , соответствующие угловой протяжённости несущей зоны. В предстоящих решениях контактных задач представляется целесообразным угловую протяжённость несущей зоны в трибосистеме шип-подшипник определять, например, методами сопряжения или теории упругости: найти при известных радиусах кривизны шипа (r) и подшипника (R), имеющих относительный зазор ψ , и показатели физико-механических характеристик материалов (μ и E) взаимосвязь между приложенным к трибосистеме усилию и углом контакта в пределах упругой деформации. При этом максимальная гидродинамическая несущая способность реализуется при ψ близком или равным нулю. Опыты показывают, что гидродинамическая подъёмная сила в несущей зоне круглоцилиндрического подшипника скольжения возникает и при одинаковых радиусах кривизны шипа и подшипника, то есть при отсутствии конструктивного клина, что противоречит теории гидродинамической смазки квазитвёрдого трибосопряжения. Наличие реактивной силы в смазочном слое может быть объяснено возникновением вязкостно-температурного клина. Температура в несущей зоне не постоянна, а меняется от значения $T_{вх}$ на входе до $T_{вых}$ на выходе из зоны по дуге окружности. Соответственно температуре и изменяется вязкость в смазочном слое и до тех пор, пока в слое смазки между параллельными трущимися поверхностями смазочное вещество сохраняет свои вязкостные характеристики, гидродинамическая подъёмная сила существует.

Можно рассмотреть и другие пути решения. В работах [1,2] автором показано, что через несущую зону трибосопряжения проходит только незначительная часть, определяемая выражением $Q_x = 1/2 v l h_{\min}$, прокачиваемого через подшипник смазочного материала, достаточно для создания несущей масляной прослойки, но с ростом скорости скольжения недостаточной для надлежащего теплоотвода. Прокачиваемое за пределами несущей зоны масло в теплоотводе участвует слабо. В новых конструкциях опор скольжения предусматриваются [2,7 и др.] различные смазочные канавки (замкнутые и открытые) и микротопографии на подвижных и неподвижных поверхностях трения, обеспечивающие улучшение теплоотвода нагруженных зон, и, в конечном счете, повышение нагрузочной способности.

Наиболее полно положительный эффект прокачки масла реализуется в гидростатических подшипниках, впервые созданных и применённых на Украине [3 и др.], достаточно полно в гидростатодинамических подшипниках [7], разработанных автором в 1965 году и применённых в прокатном оборудовании. Конструкторско-технологические разработки трибосопряжений машин, в которых разными приёмами (регулярным микрорельефом на подвижной поверхности, получаемом механической обработкой; заданной топографией рабочей поверхности, формируемой магнитно-импульсной обработкой и др.) при тех же заданных условиях увеличиваются значения Q_x , свидетельствуют об интеллектуальном подходе к проблеме и её основе – теории термоупругодинамической смазки машин, решают инженерные задачи огромного экономического значения, отличаются, как правило, существенной новизной и являются патентноспособными.

На международной научной конференции «Трение, износ и смазочные материалы» автором было сделано заключение: «К 1984 году достаточно хорошо разработаны и внедрены в экспериментальную практику новые способы установки и устройства. В широком режимном диапазоне проведены экспериментальные исследования и получены данные и факты, позволяющие дать надёжную критическую оценку теориям и методам расчёта подшипников скольжения. Вопросы дальнейшей математической разработки теории гидродинамической смазки вновь стали актуальными». (Ташкент, изд. «Фан», 1985, Том 3, ч.1, с.75-81).

И в настоящее время перспективными являются:
для опор жидкостного (эластогидродинамического, гидростатического и гидростатодинамического) трения:

- приложение теории термоупругогидродинамической смазки к решению практических задач по трибосопряжениям различного назначения и разработка методик инженерного расчёта;
- совершенствование методик расчётов трибосопряжений с гидростатическим и гидростатодинамическим режимами смазки;
- разработка рекомендаций по выбору типа подшипника жидкостного трения по энергетическим затратам на трение;
- разработка новых конструкций трибосистем эластогидродинамического трения в соответствии с теорией термоупругогидродинамической смазки машин, использование достижений применения в практике принципов гидростатической и гидростатодинамической смазки для совершенствования конструкций трибосистем;

для опор граничного и надграничного трения:

- создание теории и методики инженерного расчёта, учитывающих взаимосвязь основных рабочих параметров: зазора, дуги контакта, распределение температур и давлений, конструкцию и материал;

для уплотнительных устройств валов:

- совершенствование теории и методов расчёта существующих и новых контактных уплотнительных устройств, удовлетворяющих экологическим требованиям;
- разработка и создание новых типов уплотнительных устройств, отличающихся отсутствием утечек смазочно-охлаждающих жидкостей и потерь на трение.

Список литературы: 1. Снеговский Ф.П. Теория и практика работы подшипников скольжения, докт. диссертация, Одесса, ОПИ, 1968, 569с. 2. Снеговский Ф.П. Опоры скольжения тяжёлых машин, М., Машиностроение, 1969, 220с. 3. Снеговский Ф.П. Расчёт и конструирование подшипников скольжения, К., Техника, 1974, 100с. 4. Усков М.К., Максимов В.А. Гидродинамическая теория смазки, АН СССР, М., Наука, 1985, 143с. 5. Снеговский Ф.П. Экспериментальные основы теории термоупругогидродинамической смазки, Тезисы VI Всероссийской научной конференции «Контактная гидродинамика», Самара, КуАЭКУ, 1996, с.18-19. 6. Коровчинский М.В., Усов П.П. Плоская задача гидродинамической теории смазки при деформируемости поверхностей ограничивающих смазочный слой /-Трение и износ.- 1981, №3, с.393-404. 7. Снеговский Ф.П. Экспериментальное определение режимных возможностей существующих и новых конструкций подшипников жидкостного трения, АН СССР – в сб.: теория трения и износа, - М, Наука, 1965, с.184-190.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ УСИЛИВАЮЩЕЙ КРЕПИ

Соловьев Г.И., Сытник А.Ф., Кублицкий Е.В.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The experimental analytical method of strengthening support parameters definition

Анализ современных представлений о механических процессах, происходящих в массиве вокруг выемочной выработки [1], позволил установить, что большинство исследователей рассматривает зону запредельных деформаций как дискретную среду. Вместе с тем, такая особенность этой среды как хаотический характер передачи усилий в ней не учитывается. Поэтому при определении параметров способов крепления и поддержания выработок не уделяется должное внимание особенностям передачи давле-

ния налегающих толщ через зону запредельных деформаций на крепь выработки. Следствием такого характера передачи усилий может быть неравномерное во времени и по длине выработки (на соседних комплектах крепи) давление на крепь. Неравномерность нагрузки на отдельные комплекты крепи приводит к значительному повышению их деформаций и снижению устойчивости выработки.

В связи с этим, целью настоящей работы является обоснование конструктивной схемы и параметров новой крепи усиления, обеспечивающей передачу поддерживающего усилия в зоне влияния очистных работ от более загруженных комплектов к менее загруженным комплектам крепи с помощью двутавровой балки, жестко прикрепленной к верхнякам каждого из комплектов крепи.

Для определения технической возможности перераспределения нагрузки с использованием балки некоторой конечной жёсткости рассмотрена работа крепи с некоторой конечной податливостью отдельных комплектов и определённым расстоянием между ними.

Нагрузку на i -ю бескаркасную крепь можно определить по известным зависимостям метода сил [2, 3], а линеаризованную податливость i -й крепи представить в виде суммы:

$$\delta_i = \delta_{oi} + \delta_{ki}, \quad (1)$$

где δ_{oi} – податливость упругого основания, м;

δ_{ki} – податливость i -й крепи, м.

В этом случае плоская расчетная схема каркасной крепи будет $(n-2)$ раза статически неопределимой. Для ее решения можно воспользоваться методом сил, получив основную систему как для неразрезной балки врезанием дополнительных рассекающих шарниров над промежуточными опорами (Рис.1).

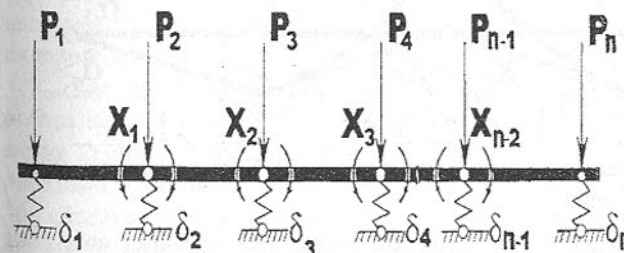


Рис.1. Схема нагружения балки

Тогда система примет вид, показанный на рис. 1, а уравнение совместности деформаций может быть представлено в виде системы $k=(n-2)$ канонических уравнений метода сил

$$R \cdot X = R_p, \quad (2)$$

где R – матрица единичных коэффициентов,

$$R = \begin{Bmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} & \dots & \delta_{1k} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \dots & \delta_{2k} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \delta_{k1} & \delta_{k2} & \dots & \delta_{kk} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

R_p – матрица-столбец грузовых коэффициентов,

$$R_p = \begin{Bmatrix} \Delta_{1p} \\ \Delta_{2p} \\ \dots \\ \Delta_{kp} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

Неизвестные силовые факторы ($X_1, X_2, X_3, \dots, X_i, \dots, X_k$) определяются из уравнений перемещений, исходя из условий, которые накладываются связями заданной статически неопределимой системы.

Для решения канонических уравнений метода сил были вычислены единичные коэффициенты δ_{ij} с учетом взаимодействия пяти соседних крепей (рис.2).

Так, в случае если $l_i = l$, а $\delta_i = \delta$, то значимые коэффициенты матрицы (2) будут определяться по формулам:

$$\delta_{ii} = -2\alpha_1 - 2\alpha_2 - 2\alpha_4 \quad (5)$$

$$\delta_{i,i-1} = \delta_{i,i+1} = 2\alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_3 \quad (6)$$

$$\delta_{i,i-2} = \delta_{i,i+2} = \alpha_1, \quad (7)$$

$$\text{где } \alpha_1 = \delta/l^2, \alpha_2 = 2\delta/l^2, \alpha_3 = l/6EI, \alpha_4 = l/3EI. \quad (8)$$

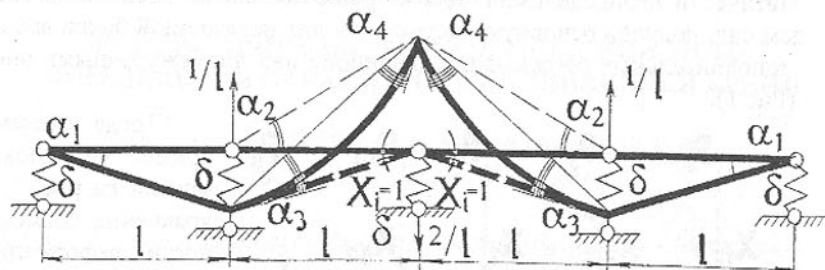


Рис. 2. Схема взаимодействия соседних крепей при использовании каркасной крепи усиления

Грузовые коэффициенты Δ_{ip} с учетом взаимодействия трех соседних крепей можно определить по формуле:

$$\Delta_{ip} = (2\delta P_{i+1})/l - (\delta P_i)/l - (\delta P_{i+2})/l = \delta/l(2P_{i+1} - P_i - P_{i+2}) \quad (9)$$

Решение системы линейных уравнений (2) позволяет определить смещения элементов каркасной крепи

$$y_i = \delta P_i - (2\delta x_{i-1})/l + (\delta x_i)/l + (\delta x_{i+2})/l, \quad (10)$$

и выявить характер перераспределения горного давления от более нагруженных к менее нагруженным рамам крепи.

Подобный расчет можно производить основываясь также на данных экспериментальных замеров смещений крепи подготовительных выработок y_i . Тогда грузовые коэффициенты Δ_{ip} определяются по формуле:

$$\Delta_{ip} = (2y_{i+1})/l(y_i)/l + (y_{i+2})/l = l/(2y_{i+1} - y_i - y_{i+2}) \quad (11)$$

Система уравнений с учетом (5-8) примет вид:

$$a_1 x_1 - a_2 x_2 + a_3 x_3 - \Delta_{1p} = 0$$

$$a_2 x_1 + a_1 x_2 - a_2 x_3 + a_3 x_4 - \Delta_{2p} = 0$$

$$a_3 x_1 - a_2 x_2 + a_1 x_3 - a_2 x_4 + a_3 x_5 - \Delta_{3p} = 0$$

$$a_3 x_2 - a_2 x_3 + a_1 x_4 - a_2 x_5 + a_3 x_6 - \Delta_{4p} = 0 \quad (12)$$

$$a_3 x_3 - a_2 x_4 + a_1 x_5 - a_2 x_6 + a_3 x_7 - \Delta_{5p} = 0$$

$$\dots \dots \dots a_3 x_{k-2} - a_2 x_{k-1} + a_1 x_k - \Delta_{kp} = 0$$

$$\text{где } a_1 = -2\delta/l^2 - 2l/3EI, a_2 = 4\delta/l^2 - l/6EI, a_3 = \delta/l^2 \quad (13)$$

Окончательные смещения на опорах составят:

$$y_1 = \delta P_1 + \delta x_1/l;$$

$$y_2 = \delta P_2 - 2\delta x_1/l + \delta x_2/l;$$

$$y_3 = \delta P_3 - 2\delta x_2/l + \delta x_3/l + \delta x_1/l; \quad (14)$$

$$\dots \dots \dots$$

$$y_{k-1} = \delta P_{k-1} - 2\delta x_{k-2}/l + \delta x_{k-3}/l;$$

$$y_k = \delta P_k + \delta x_{k-2}/l.$$

Для практической реализации полученного аналитически решения был разработан алгоритм численного моделирования перераспределения нагрузки на комплекты крепи с последующей реализацией его на персональной ЭВМ.

Для проверки математической модели был выполнен расчет перераспределения нагрузки на участке выработки длиной 20 м при использовании крепи с податливостью $0,000001 \cdot 10^{-6}$ м/Н и расстоянии между комплектами 0,8 м. Было принято, что на комплекты крепи №№ 1-12 и №№ 14-25 действует нагрузка 300 кН, что вызывает смещение (опускание) контура кровли выработки на 0,3 м. На средний комплект №13 действует нагрузка 600 кН, что при отсутствии жёсткой связи между комплектами вызывает смещение верхняка на 0,6 м.

При применении двутавровой балки №20 с жёсткостью $40,6 \cdot 10^6$ Нм² происходит перераспределение нагрузки со среднего комплекта крепи №13 на соседние комплекты. Характер перераспределения нагрузки приведен на рис. 3, из которого видно, что наибольшая часть дополнительной

нагрузки перераспределяется на 5 соседних крепей слева и справа от рассматриваемого комплекта. Комплекты крепи с номерами до восьмого и после восемнадцатого оказываются недогруженными. На самых крайних комплектах крепи рассматриваемого участка отмечается разгрузка. При последовательном увеличении жёсткости балки до $153 \cdot 10^6 \text{ Нм}^2$, что соответствует двутавровой балке № 60, наблюдается расширение активного перераспределения нагрузки на крепь до 11-12 комплектов.

В данных условиях при изменении податливости комплекта № 13 в диапазоне 0,5 м; 0,9 м и 1,2 м также наблюдается перераспределение нагрузки между соседними комплектами крепи.

Представленные результаты расчетов (рис.3) свидетельствуют прежде всего о чувствительности разработанной математической модели перераспределения нагрузки на крепь к изменениям жёсткости крепи усиления и технологической податливости. Численный эксперимент показывает, что продольная балка каркасной крепи является не несущим, а перераспределяющим элементом по отношению к горному давлению.

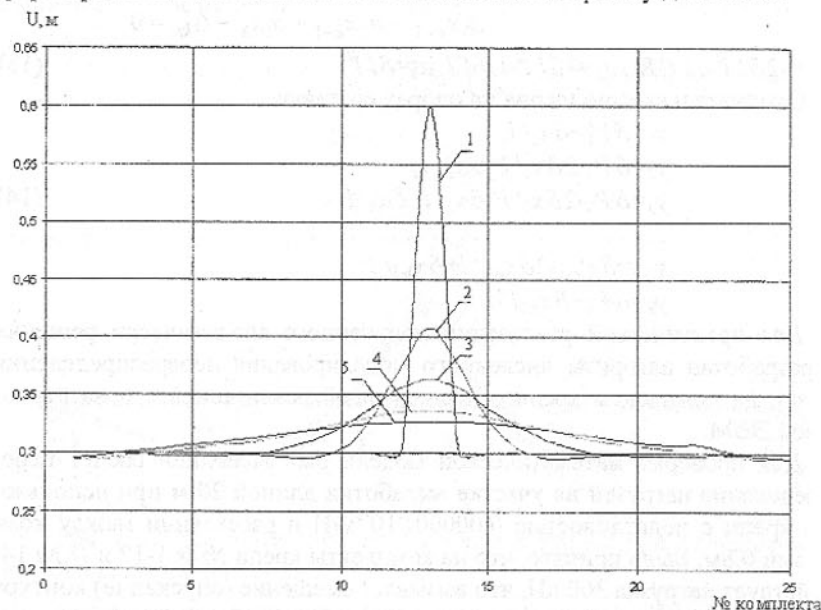


Рис. 3. Влияние жесткости подкрепляющей балки на перераспределение усилий в каркасной крепи: 1 - начальные смещения контура кровли выработки; 2 - смещения при использовании двутавра №10; 3 - №20; 4 - №40; 5 - №60

Таким образом, разработанный экспериментально-аналитический метод позволяет устанавливать соответствие технической характеристики

крепи подготовительной выработки условиям применения. Он предоставляет возможность определить параметры каркасной усиливающей крепи для перераспределения нагрузки между комплектами основной крепи в сложных условиях эксплуатации.

Список литературы: 1. Черняк И.Л., Ярунин С.А. Управление состоянием массива горных пород. — М.: Недра, 1995. — 395с. 2. Бондаренко Ю.В., Татьянченко А.Г., Соловьев Г.И., Захаров В.С. Разработка математической модели процесса деформирования контура выработки при использовании каркасной крепи усиления // Изв. Донецкого горного института. — 1998. - №2. — С.92-96. 3. Тимошенко С.П. Колебания в инженерном деле. — М.: Стройиздат, 1967. — 444с.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ГЕНЕРАТОРА ВОЛН С ГИБКИМ КОЛЕСОМ

Стрельников В.Н. (АО «НКМЗ», Краматорск, Украина)

On the basis of study of mechanical properties of wave gears operation found were general rules for development of energy losses in wave disk generator. The results will make it possible to improve the performance characteristics of wave gears at the stage of their designing.

Научный и производственный потенциал Новокраматорского машиностроительного завода обеспечивает Украине приоритетные позиции в разработке и производстве металлургического, крупного кузнечно - пресового и горно - рудного оборудования. Организационно-экономическая и научно-техническая производственная стратегия «НКМЗ» направлена на интенсификацию разработки, освоения и выпуска конкурентноспособной продукции с новыми потребительскими свойствами, пользующейся гарантированным спросом на внутреннем и внешнем рынках. Индустрия освоения производства нового товара базируется на широком использовании современных организационных форм, методов и средств во всех сферах производственной деятельности, комплексном внедрении передовых технологий и многоцелевого высокоточного переналаживаемого оборудования, специализации и экономически обоснованной производственной ориентации НИР и ОКР. Доведение технических параметров изделий до наиболее высокого технического уровня, требует глубокой интеграции передовых достижений науки и технологии с производством. Стремление товаропроизводителей обеспечить гарантированную надежность функциональных параметров разрабатываемой техники, при минимальных производствен-

ных затратах и низких эксплуатационных издержках у потребителя, обуславливает повышенный коммерческий интерес к достоверным практическим результатам фундаментальных и отраслевых исследований, раскрывающих непознанные области явлений и процессов, протекающих в несущих элементах конструкций и деталях машин.

Внешние нагрузки машины через трансмиссии концентрируются на механическом приводе. Составляя 20...25% общей массы машины, он является основной причиной отказов (до 60...80%) металлургического и горнорудного оборудования. Функциональные параметры узлов, кинематических пар и деталей механического привода, работающих в условиях экстремальных нагрузок, интенсивного износа, повышенного выделения тепловой энергии, интегрируются в технические характеристики выпускаемой продукции. Это придает особую актуальность исследованиям элементов механического привода в тяжелом машиностроении, где требования повышения нагрузочной способности снижения веса и энергоёмкости машин составляют первостепенную задачу при их проектировании. Существенное расширение силовой, кинематической и несущей способности механического привода возможно с применением прогрессивных конструктивных решений на основе волновых зубчатых передач, поскольку традиционные многоступенчатые зубчатые редукторы во многом исчерпали свои возможности [1]. Наряду с известными достоинствами, волновые зубчатые передачи обладают рядом недостатков, наиболее существенным из которых является сравнительно высокий уровень энергетических потерь, основная часть которых приходится на область генератора волн. Задача об энергетических потерях в кинематических парах генератора волн имеет самостоятельное прикладное инженерное значение. Многофакторность входящих параметров усложнила эту задачу и не позволила получить удовлетворительного решения [2].

Структурные особенности взаимодействия силовых элементов волновой передачи оказывают существенное влияние на возникающие в них деформации и напряжения, интенсивность и характер износа несущих звеньев, условия перераспределения и оттока энергии. Для изучения внутренних силовых процессов взаимодействия несущих элементов волновых передач разработано ряд аналитических, численных и экспериментально-теоретических методов [3, 4]. Однако в них не содержится достаточно корректной реализации основных параметров деформации гибкого колеса, являющейся основой принципиальных механических особенностей и отличий волновой передачи, а также первопричиной негативных энергетических процессов в кинематических парах. Такое состояние вопроса не соответствует существующей тенденции к эффективному совершенствованию конструктивных параметров волновых передач в условиях возрастающих

требований к повышению их эксплуатационных характеристик.

Работа посвящена анализу силового энергетического взаимодействия дискового генератора волн с гибким колесом. Дана силовая математическая модель качения жесткого диска по свободному краю упругой цилиндрической оболочки, противоположный конец которой считается абсолютно жестким. Результаты расчёта хорошо согласуются с данными измерений, что подтверждает объективность и практическую значимость полученных результатов.

Диски генератора волн деформируют гибкое зубчатое колесо, расположенное на свободном конце цилиндрической оболочки, противоположный конец которой установлен на ведомом валу и закреплён посредством шлицевого соединения. На дуге контакта CD диска с гибким колесом действуют радиальные силы q_r (рис.1), которые можно аппроксимировать параболической зависимостью:

$$q_r = q_{r \max} \left(1 - \frac{\theta^2}{\theta^{*2}} \right), \quad (1)$$

где θ^* - угловая координата, определяющая протяженность радиальной нагрузки относительно её максимального значения $q_{r \max}$.

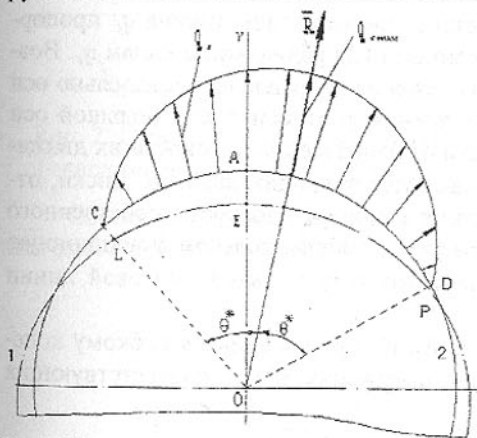


Рис. 1 Распределение радиальных сил на гибком колесе: 1,2 - изображения гибкого колеса соответственно до и после деформации.

Силы q_r формируют гибкое колесо и уравнивают радиальные составляющие усилий в зубчатом зацеплении, которые воспринимаются дисками генератора волн без видимых искажений. Это обусловлено радиальной податливостью гибкого колеса, усилия для формирования которого исчезающе малы по отношению к радиальным составляющим сил в зубчатом зацеплении. Максимальное значение радиальных сил $q_{r \max}$ связано с передаваемым крутящим моментом M_2 на тихоходном валу

$$M_2 = \frac{d^2}{\text{tg} \alpha} \cdot \int_0^{\theta^*} q_r d\theta, \quad (2)$$

следующей зависимостью:

$$q_{r \max} = \frac{3M_2 \operatorname{tg} \alpha}{2d^2 \theta^*}, \quad (3)$$

где α - угол зацепления; d - диаметр окружности, проходящей через середину высоты зуба жёсткого колеса.

Из экспериментальных данных известно, что максимальное значение радиальной нагрузки $q_{r \max}$ отклонено относительно большой оси генератора волн, совпадающей с осью координат y , на угол χ . Действие генератора волн сводится к перманентному деформированию гибкого цилиндрического колеса в некоторую устойчиво «бегущую» конусообразную поверхность. Последнее обстоятельство обуславливает осевое скольжение дисков в зонах контакта с гибким колесом.

Углы ψ отклонения образующих BB_1 гибкого колеса от недеформированного состояния KB_1 , лежащие перед большой осью генератора волн OA , непрерывно увеличивается при движении дисков до максимальной величины $\psi_{\max}$ в окрестностях оси OA , после чего они уменьшаются (рис. 2). При этом увеличивается длина образующих BB_1 перед большой осью OA и уменьшает их длину за этой осью. Изменение длины образующих оболочки гибкого колеса при постоянстве расстояния l от плоскости диска до начала крепления гибкого колеса, вызывает осевое скольжение дисков относительно гибкого колеса. Возникающие при этом силы трения q_f пропорциональны действующим на дуге контакта CD радиальным силам q_r . Возникающие при этом силы трения скольжения направлены параллельно оси волновой передачи. Момент M сил трения q_f относительно большой оси генератора волн OA , отклоняет диски от направления плоскости их движения на некоторый угол γ , в пределах существующих люфтов. Диски, отклонённые в перпендикулярном направлении к плоскости собственного движения моментом трения M , образуют с гибким колесом фрикционную винтовую пару с углом γ эквивалентным углу подъёма винтовой линии этой пары.

Равнодействующие сил трения F_1, F_2 , приложенные к гибкому колесу, определяются интегрированием выражения (1) в соответствующих пределах:

$$F_1 = f q_{r \max} a \left[\frac{2}{3} \theta^* + \chi \left(1 - \frac{\chi^2}{3\theta^{*2}} \right) \right], \quad (4)$$

$$F_2 = f q_{r \max} a \left[\frac{2}{3} \theta^* - \chi \left(1 - \frac{\chi^2}{3\theta^{*2}} \right) \right], \quad (5)$$

где f - коэффициент трения [5]; a - расстояние от оси передачи до поверхности контакта диска с гибким колесом; χ - угол между линией действия максимальной радиальной нагрузки $q_{r \max}$ и большой осью генератора

волн OA .

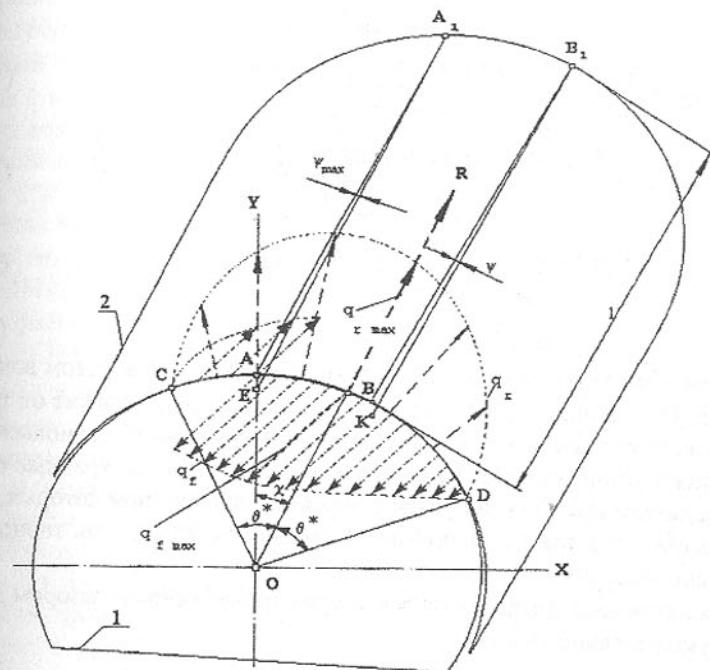


Рис. 2. Схема силового взаимодействия дисков с гибким колесом: 1-диск генератора волн; 2-гибкое зубчатое колесо.

Составим выражения моментов сил трения относительно координатных осей x, y :

$$M_{1x} = f q_{r \max} a^2 \int_{-\chi}^{\theta^*} \left(1 - \frac{\theta^2}{\theta^{*2}} \right) \cos(\theta + \chi) d\theta, \quad (6)$$

$$M_{1y} = f q_{r \max} a^2 \int_{-\chi}^{\theta^*} \left(1 - \frac{\theta^2}{\theta^{*2}} \right) \sin(\theta + \chi) d\theta, \quad (7)$$

$$M_{2x} = f q_{r \max} a^2 \int_{-\theta^*}^{-\chi} \left(1 - \frac{\theta^2}{\theta^{*2}} \right) \cos(\theta + \chi) d\theta, \quad (8)$$

$$M_{2y} = f q_{r \max} a^2 \int_{-\theta^*}^{-\chi} \left(1 - \frac{\theta^2}{\theta^{*2}} \right) \sin(\theta + \chi) d\theta. \quad (9)$$

После интегрирования определяем координаты точек приложения сил трения F_1, F_2 и момент M сил трения q_f относительно большой оси генератора волн:

$$x_{C1} = \frac{3a\{2 + \theta^{*2} - \chi^2\} - 2[\cos(\theta^* + \chi) + \theta^* \sin(\theta^* + \chi)]}{2\theta^{*3} + \chi(3\theta^{*2} - \chi^2)}, \quad (10)$$

$$y_{C1} = \frac{6a[\sin(\theta^* + \chi) - \chi - \theta^* \cos(\theta^* + \chi)]}{2\theta^{*3} + \chi(3\theta^{*2} - \chi^2)}, \quad (11)$$

$$x_{C2} = \frac{3a\{2 + \theta^{*2} - \chi^2\} - 2[\cos(\theta^* - \chi) + \theta^* \sin(\theta^* - \chi)]}{2\theta^{*3} - \chi(3\theta^{*2} - \chi^2)}, \quad (12)$$

$$y_{C2} = \frac{6a[\sin(\theta^* - \chi) + \chi - \theta^* \cos(\theta^* - \chi)]}{2\theta^{*3} - \chi(3\theta^{*2} - \chi^2)}, \quad (13)$$

$$M = F_1 x_{C1} + F_2 x_{C2}. \quad (14)$$

Действие момента M вызывает перекосы дисков с разворотом вокруг большой оси ОА на некоторый угол γ , величина которого зависит от типа подшипников и монтажных зазоров. В тяжело нагруженных волновых редукторах диски устанавливают на роликовые радиальные двухрядные сферические подшипники. Они допускают перекосы дисков, при которых выбираются осевые зазоры в подшипниках и между дисками, а их торцовые плоскости совмещаются.

Угол перекоса дисков γ связан с суммарным осевым зазором дисков Δ следующей зависимостью:

$$\Delta = (c_1 + c_2) \cdot (\cos \gamma - \cos^2 \gamma) + \varepsilon \gamma, \quad (15)$$

где c_1, c_2 - соответствующие расстояния от центров сферических подшипников до торцовых плоскостей дисков, разделённых зазором Δ ; ε - эксцентриситет установки дисков.

Скорость скольжения дисков относительно гибкого колеса V_f пропорциональна углу γ :

$$V_f = a\omega_1 \gamma, \quad (16)$$

где ω_1 - частота вращения генератора волн.

Мощность энергетических потерь N_f в зонах контакта дисков с гибким колесом:

$$N_f = 2(F_1 + F_2) \cdot V_f. \quad (17)$$

Осевая сила F , вызванная перекосом дисков генератора волн

$$F = F_1 + F_2. \quad (18)$$

Экспериментальные исследования проводились на волновых зубчатых редукторах механизма привода перефутеровки рудоразмольных мельниц МГР 5500×7500 объёмом 160 м³, массой загружаемой руды 220 т по известной методике [6].

Технические данные волнового зубчатого редуктора привода перефутеровки рудоразмольной мельницы: габаритные размеры 2680×1600×1554 мм; масса 7495 кг; передаточное число $u=275$; максимальный крутящий момент на тихоходном валу $M_2=5 \times 10^5$ Нм; модуль зубьев 2 мм; угол зацепления $\alpha=15$ и 20 град.; число зубьев гибкого и жесткого колёс, соответственно $z_1=550, z_2=552$; размеры гибкого колеса, мм: внешний и внутренний диаметры 1110; 1083; длина и ширина зубчатого венца 550; 100; $d=560,5$ мм; $a=545$ мм; $\theta^*=32^\circ$; $\chi=14^\circ$; $f=0,1$; $q_{r \max}=389$ Нм; $F_1=12743$ Н; $F_2=3045$ Н; $F=15788$ Н; $x_c=245,7$ мм; $y_c=495,9$ мм; $M=2383$ Нм. Диски генератора волн, гибкое и жесткое колеса изготовлены из стали 34ХНЗМА.

Зависимость мощности энергетических потерь N_f в зонах контакта дисков с гибким колесом от угла перекоса дисков γ , при частоте вращения генератора волн n_1 и крутящем моменте на тихоходном валу $M_2=5 \times 10^5$ Нм, приведены на рис. 3. Влияние угла перекоса дисков γ на КПД волнового редуктора представлено на рисунке 4.

В теории и практике волновых передач впервые раскрыты физические основы возникновения энергетических потерь в области генератора волн. Разработан математический аналог механических процессов, протекающих в зоне взаимодействия дисков с упругим гибким колесом. Аналитическая модель наглядно воспроизводит аномальный на первый взгляд характер взаимодействия дисков генератора волн с гибким колесом, сопровождающийся значительными энергетическими потерями. При построении модели исходили из предположения, что радиальная нагрузка в волновом зубчатом зацеплении распределена по параболическому закону и передаётся на диски без изменения. Максимальное значение радиальной нагрузки $q_{r \max}$ смещено относительно большой оси генератора волн на угол χ по направлению набегающей волны гибкого колеса, совпадающей с направлением вращения генератора волн. Предполагаемая модель распределения радиальной нагрузки q_r соответствует результатам измерений, полученным с помощью тензометрирования контрольного зуба на жёстком колесе. За счёт волнообразно перемещающейся конусообразности гибкого колеса, в зонах его контакта с дисками возникают значительные по величине осевые силы трения q_f разделённые большой осью генератора волн на взаимно противоположно направленные области сил q_{f1}, q_{f2} . Момент M этих сил относительно большой оси генератора волн принудительно ориентирует диски в направлении перпендикулярном их движению, разворачивая на угол γ в пределах существующих зазоров. В этом случае сопряжение дисков с гибким колесом представляет некоторое подобие фрикционной винтовой пары с углом подъёма винта γ . Причём диски ориентированы таким образом, что независимо от направления вращения генератора

волн, он всегда «ввинчивается» в конусообразно сформированное гибкое колесо. Отрицательное влияние этой фрикционной винтовой пары проявляется в виде осевых ударных нагрузок F , усиливающих инерционными свойствами генератора волн.

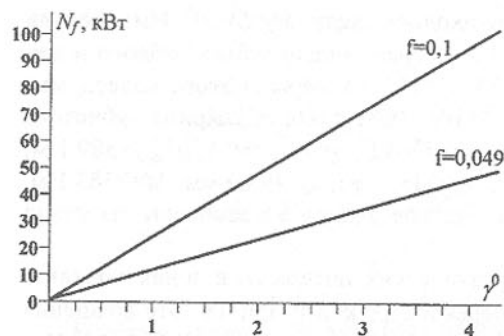


Рис. 3. Зависимость мощности энергетических потерь N_f в зонах контакта дисков с гибким колесом от угла перекоса дисков γ .

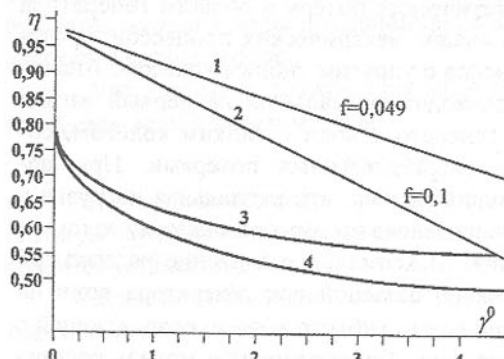


Рис. 4. Зависимость КПД волнового редуктора привода перефутеровки мельницы МГР 5500 × 7500 от угла перекоса дисков γ : 1,2 - результаты получены теоретически, учтены потер в зонах контакта дисков с гибким колесом, другие потери не учитывались; 3 - экспериментальный КПД редуктора с бронзовым промежуточным кольцом между дисками и гибким колесом; 4 - экспериментальный КПД редуктора с промежуточным кольцом из стали.

Выводы

Наиболее значительные потери энергии в волновой передаче происходят в зонах контакта дисков с гибким колесом.

Энергетические потери в области генератора волн пропорциональны углу отклонения дисков γ и коэффициенту трения скольжения в зонах их контакта с гибким колесом.

Значительное снижение энергетических потерь и ударных осевых нагрузок в волновой передаче достигается путём минимизации зазоров в генераторе волн и использования бронзового подкладного кольца между дисками генератора волн и гибким колесом.

Предложенный механизм образования энергетических потерь в области генератора волн проверен экспериментально на волновом зубчатом редукторе привода перефутеровки рудоразмольной мельницы МГР 5500×7500. Результаты аналитических выводов качественно и количественно хорошо подтверждаются экспериментальными данными, что свидетельствует о досто-

верности и высокой эффективности полученных результатов.

Список литературы: 1. Волновые зубчатые передачи. Под ред. Д.П. Волкова, А.Ф. Крайнева. К.: Техника, 1976. 222 с. 2. Иванов М.Н. Волновые зубчатые передачи. М: Высшая школа, 1981. 184 с. 3. Александров В.А. и др. Исследование напряженного состояния оболочки гибкого колеса волнового редуктора. / Исследование и совершенствование процессов и машин для обработки проката // Тр. ВНИИМЕТМАШа, М.: 1990. С. 123-131. 4. Александров В.А. и др. Исследование напряженного состояния дисков генератора волн. / Исследование и совершенствование процессов и машин для обработки проката. // Тр. ВНИИМЕТМАШа, М.: 1990. с. 114-122. 5. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением: Справочник. М.: Металлургия, 1982. 312 с. 6. Машины и стенды для испытания деталей. Под ред. Решетова Д.Н. М.: Машиностроение, 1979. 343 с.

О ПРИМЕНЕНИИ ВОЛНОВЫХ РЕДУКТОРОВ В ТЯЖЕЛОМ МАШИНОСТРОЕНИИ

Стрельников В.Н., Панков В.А., Севостьянов С.В.
(АО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина)

Presented are results of theoretical and experimental research of large – sized wave gears performed in the process of their putting into production at J.St.Co NKMZ for machineri of hoisting – and – handling and metallurgical production.

Научный и производственный потенциал Новокраматорского машиностроительного завода обеспечивает Украине приоритетные позиции в разработке и производстве металлургического, и горно-рудного оборудования. Организационно-экономическая и научно-техническая стратегия «НКМЗ» направлена на интенсификацию разработки, освоения и выпуска конкурентноспособной продукции с новыми потребительскими свойствами, пользующейся гарантированным спросом на внутреннем и внешнем рынках. Доведение технических параметров изделий до наиболее высокого технического уровня, требует глубокой интеграции передовых достижений науки и технологии с производством. Стремление обеспечить гарантированную надежность функциональных параметров продукции, при минимальных затратах на её производство и эксплуатацию, обуславливает повышенный коммерческий интерес товаропроизводителей к достоверным практическим результатам фундаментальных и отраслевых исследований,

раскрывающих непознанные области явлений и процессов, протекающих в несущих элементах конструкций и деталях машин.

Внешние нагрузки машин через трансмиссии концентрируются на механическом приводе. Составляя (20...25)% общей массы машины, он является основной причиной отказов (до 60%) металлургического и горно-рудного и другого оборудования. Функциональные параметры узлов, кинематических пар и деталей механического привода, работающих в условиях экстремальных нагрузок, интенсивного износа, повышенного выделения тепловой энергии, интегрируются в технические характеристики выпускаемой техники. Это придает особую актуальность исследованиям элементов механического привода в тяжелом машиностроении, где в последние годы к редукторам предъявляются повышенные требования, особенно в отношении высокой надёжности, низких вибраций и шумности при работе, высокого КПД, сохраняется тенденция к непрерывному уменьшению массы и габаритов. Современные научные разработки ориентированы на создание редукторов, способных надёжно функционировать при самых тяжёлых условиях эксплуатации в горно – рудном и металлургическом оборудовании, производственных машинах и механизмах, др. технике.

Традиционные многоступенчатые зубчатые редукторы во многом исчерпали свои функциональные возможности. Существенное расширение кинематической и несущей способности механического привода возможно с применением прогрессивных конструктивных решений на основе волновых зубчатых передач. Наряду с известными достоинствами, волновые зубчатые передачи обладают сравнительно высоким уровнем энергетических потерь, основная часть которых приходится на генератор волн. Многофакторная задача об энергетических потерях в кинематических парах генератора волн имеет самостоятельное теоретическое и прикладное значение. Ввиду особой сложности, она и до настоящего времени не получила удовлетворительного. Структурные особенности взаимодействия силовых элементов волновой передачи оказывают существенное влияние на возникающие в них деформации и напряжения, интенсивность и характер износа несущих звеньев, условия перераспределения и оттока энергии. Для изучения внутренних силовых процессов взаимодействия несущих элементов волновых передач разработано ряд аналитических, численных и экспериментально – теоретических методов. Однако в них не реализована связь деформации гибкого колеса с силовыми и энергетическими процессами в области генератора волн. Деформация гибкого колеса, являясь основой принципиальных отличий волновой передачи, служит также первопричиной особых силовых и энергетических процессов в её кинематических парах.

Не решены важнейшие вопросы исключения интерференции и проскока зубьев в тяжело нагруженном волновом зацеплении, что не обеспечивает устойчивую работу крупных волновых редукторов при номинальных нагрузках.

Такое состояние вопроса не способствует эффективному совершенствованию и оптимизации конструктивных параметров сопряжённых звеньев крупных волновых передач в условиях возрастающих требований к повышению их технических и эксплуатационных характеристик. Определение позиционных и кинематических параметров зубьев в тяжело нагруженном волновом зацеплении для устранения их интерференции и проскока, установление причин повышенных энергетических потерь в несущих узлах и разработка рекомендаций по их снижению, – является актуальной задачей для крупных волновых передач. Решение этой задачи обеспечит снижение металлоёмкости и габаритов тяжёлых машин, повысит их технический уровень и конкурентные свойства, в т. ч. КПД и нагрузочную способность, снизит себестоимость.

Повышение нагрузочной способности крупных волновых зубчатых передач путём устранения интерференции, заклинивания и проскока зубьев а также снижения энергетических потерь в зубчатом зацеплении и генераторе волн, связано с решением ряда научно – технических задач теоретического и экспериментального характера:

- определение позиционных и кинематических характеристик зубьев в волновом зацеплении крупной волновой передачи;
- аналитическое обоснование обобщённой модели процесса силового взаимодействия зубьев в волновой передаче;
- разработка методики экспериментально – теоретического анализа силовых параметров волнового зубчатого зацепления, обеспечивающей получение достоверных данных на стадии измерений и математической обработки полученных результатов;
- разработка практических рекомендаций по устранению интерференции и проскока зубьев в зацеплении;
- установление зависимостей повышенных энергетических потерь в кинематических парах от конструктивных параметров крупной волновой зубчатой передачи;
- определение температурного режима и КПД волнового зубчатого редуктора;
- разработка рекомендаций для проектирования крупных волновых зубчатых передач с повышенной нагрузочной способностью.

В результате выполнения комплексных исследований, представлено аналитическое обоснование обобщённой модели процесса взаимодействия зубьев в волновой передаче. Уточнена методика экспериментально – тео-

ритического анализа силовых параметров волнового зубчатого зацепления, обеспечивающая достоверность результатов на стадии измерения и математической обработки. При этом, в отличие от известных решений, в математической модели учтено снижение жёсткости контрольного зуба. Установлена полная зависимость деформации зубьев от фазы зацепления по всей длине зуба, а не дискретно на отдельных участках, как это выполнялось ранее. Экспериментальные исследования и ресурсные испытания волновых редукторов привода поворота передвижного миксера МП-600АС ёмкостью 600т жидкого металла и механизма привода перефутеровки рудоразмольной мельницы МГР 5500×7500 объёмом 160 м³, массой загружаемой руды 220т, проводились на универсальных стендах, (рис.1) и (рис.2).

Решена неголономная задача механики о качении жесткого диска по свободному краю упругой цилиндрической оболочки, противоположный конец которой считается абсолютно жестким. Это позволило определить источник осевых сил в волновой передаче и раскрыть механизм их образования. Осевые силы возникают в кинематических парах, состоящих из дисков генератора волн и гибкого колеса. Определена зависимость величины осевых сил от фазы волнового зубчатого зацепления при различных крутящих моментах. Уточнено влияния конструктивных факторов на интерференцию зубьев и величину энергетических потерь в зубчатом зацеплении крупных волновых передач.

Влияние интерференции зубьев на величину энергетических потерь в зацеплении крупной волновой передачи определено коэффициентом i , пропорциональным передаточному отношению волновой передачи.

Установлено, что энергетические потери в области генератора волн зависят от угла отклонения дисков γ и коэффициента трения скольжения в зонах контакта с гибким колесом.

Разработан метод прогнозирования основных энергетических потерь в крупных волновых зубчатых передачах с дисковым генератором волн, учитывающий перманентную деформацию гибкого колеса, силы трения в зонах взаимодействия дисков с гибким колесом, интерференцию зубьев.

На основании результатов теоретических и экспериментальных исследований разработаны рекомендации для проектирования крупных волновых редукторов, использующихся в тяжёлом машиностроении:

- Для снижения неравномерности распределения усилий по длине зубьев, ограничения негативного влияния «закручивания» гибкого колеса, усиливающего интерференцию зубьев по длине, а также устранения проскока зубьев в зацеплении, при передаче повышенных крутящих моментов, рекомендуется ограничивать ширину зубчатых венцов b в зависимости от

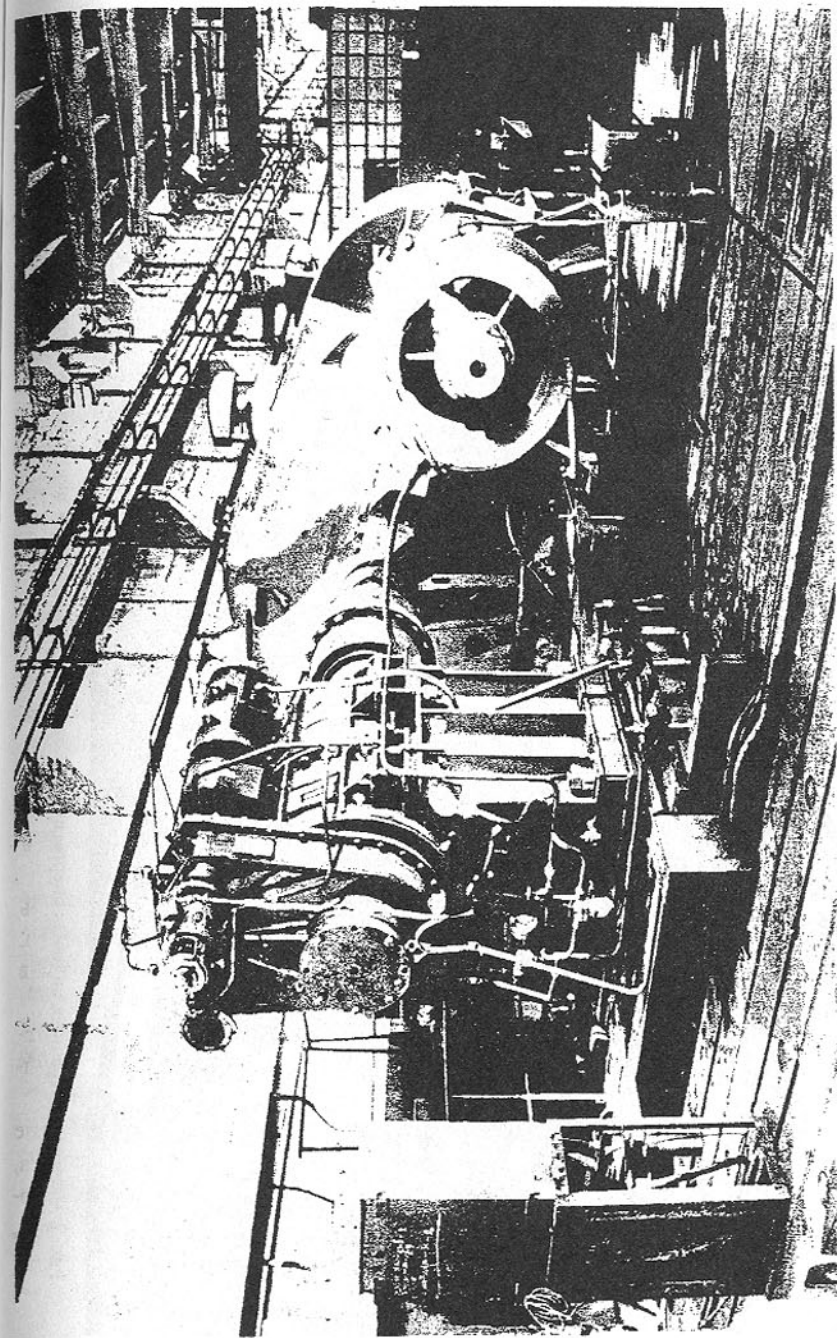


Рис. 1 Универсальный стационарный испытательный стенд для волнового редуктора привода наклона миксера МП-600 АС.

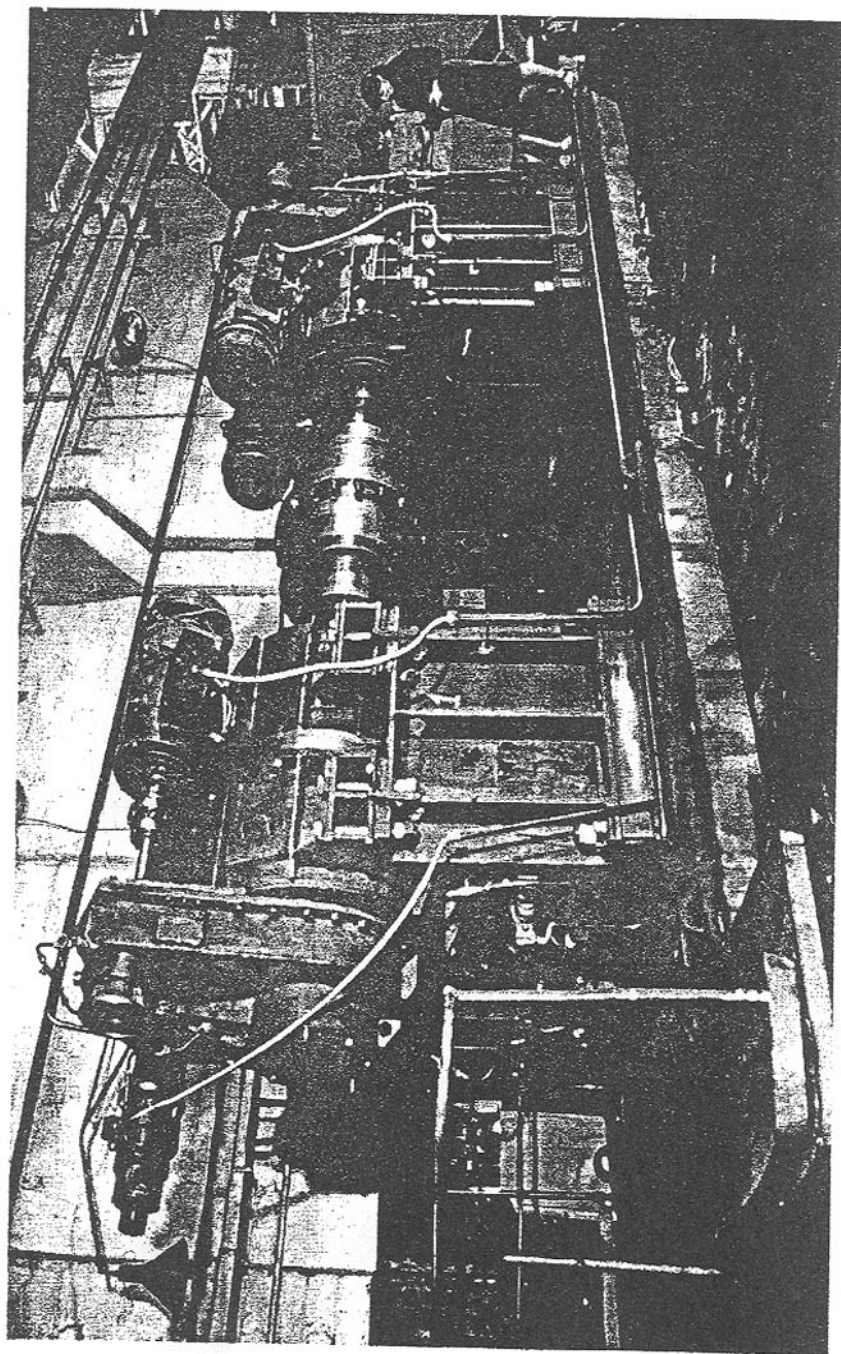


Рис. 2 Стенд на встречных силовых энергетических потоках для ресурсных испытаний волновых зубчатых редукторов.

модуля зубьев m , т. е. $b \leq 40m$, а также уменьшить крутильную жесткость GI_p , недеформируемого в радиальном направлении колеса и принять на 30...40% ниже, чем у гибкого колеса.

- Для снижения осевых сил в волновой передаче, износа дисков генератора волн и энергетических потерь в процессе волнообразования, целесообразно исключить радиальные смещения генератора волн путем установки подшипниковой опоры на свободном конце ведущего вала волновой передачи, устранить осевой люфт генератора волн и гибкого колеса, исключить сферические подшипники при установке дисков.

- Для снижения энергетических потерь в зацеплении и исключения интерференции тяжело нагруженных волновых передач, следует принимать углы φ , отсчитанные от большой оси генератора волн до начала входа зубьев в зацепление, на 20...25% меньше угла γ , отсчитанного от большой оси генератора волн до точки схода гибкого колеса с дисков. Модуль зубьев следует принимать не более 3,5 мм.

- Для исключения интерференции зубьев второго рода и оптимизации распределения силового потока между зубьями, целесообразно срезать вершины зубьев гибкого колеса от середины их высоты на торцах зубчатого венца полого расходящимися конусами под углом $\mu = 6^\circ$.

Снижение энергетических потерь и ударных осевых нагрузок в волновой передаче достигается путём минимизации зазоров в генераторе волн и использования бронзового подкладного кольца между дисками генератора волн и гибким колесом.

Разработанные рекомендации являются важным прогрессивным этапом в конструировании крупных волновых передач, обеспечивающим оптимизацию их параметров на стадии проектирования.

Выполненные НИР позволили раскрыть сущность механических аномалий, обусловленных силовым взаимодействием гибкого колеса с жесткими звеньями, предотвратить негативные факторы, имеющие место в нагруженных узлах крупных волновых передач. Это позволило спроектировать и изготовить на АО «НKMЗ» ряд крупных волновых зубчатых редукторов, например для механизма поворота передвижного миксера ёмкостью 600 т жидкого металла, или механизма перефутеровки рудоразмольных мельниц, которые успешно функционируют на Лебединском ГОКе (г.Губкин). В 2000 г. запланировано изготовление двух волновых зубчатых редукторов к приводам перефутеровки мельниц МПСИ – 6150×7600 и МШЦ – 5200×7800.

Триботехнические характеристики резинотехнических изделий, модифицированных фторсодержащими олигомерами и полимерами

Струк В.А., Овчинников Е.В., Мамончик А.И., Беляй А.С.
(ГрГУ, г.Гродно, Беларусь)

A phenomenological model of thin-film coatings formation produced of fluorine-containing polymers and oligomers on solid backind has been developed in the framework of relaxation-diffusion theory taking into consideration both structural (mass and mobility of a molecular fragment and the structure of a macromolecule) and technological (temperature, intensivity and the kind of power effect) aspects.

Тонкие пленки фторсодержащих полимеров и олигомеров широко применяются в машиностроении для обеспечения заданных функциональных характеристик триботехнических систем. Известно, что тонкопленочные покрытия, сформированные из олигомеров "Эпилам", "Фолеокс", "Хаканол" позволяют увеличить износостойкость, ресурс работы режущего, штампового, прессового и вытяжного инструмента, снизить адгезионное взаимодействие изделий с поверхностью формирующего инструмента, увеличить стойкость деталей в коррозионных активных средах [1]. Как правило олигомерные пленки наносят на рабочие поверхности металлических деталей трения. Имеются сведения о положительном влиянии олигомерных пленок на уплотнение, подшипников скольжения и др. детали в металлополимерных трибосистемах. Фторсодержащие олигомеры и полимеры обладают минимальной поверхностной энергией и низким сопротивлением на сдвиг. Поэтому с точки зрения адгезионно-деформационных представлений о природе трения [2] они являются оптимальными триботехническими материалами, обеспечивающими низкое трение и высокую износостойкость. Особенно эффективно применение олигомерных и полимерных покрытий в виде тонкопленочных покрытий [3]. В этом случае улучшаются не только триботехнические характеристики узла трения, но и обеспечивается ряд функциональных преимуществ поверхностей пары трения: повышается гидрофобность и коррозионная стойкость, обеспечивается совместимость с биологическими объектами, увеличивается стойкость к неблагоприятным эксплуатационным воздействиям. Целью настоящей работы является оценка триботехнических свойств тонких пленок из фторсодержащих полимеров и олигомеров в зависимости от технологических режимов и условий формирования. Тонкие пленки из фторсодержащих полимеров и олигомеров получали на рабочие поверхности деталей

трения по двум принципиально разным технологиям: из газовой фазы, образованной продуктами электронно-лучевого диспергирования по режимам, описанным в [4] и из жидкой фазы, представляющей 1-2% мас. раствор олигомера во фторсодержащем растворителе согласно режимам, изложенным в [5].

Строение тонкопленочных покрытий и их адсорбционные свойства исследовались методом ИК-спектроскопии. Гидрофобность оценивали по краевому углу смачивания каплей бидистиллированной воды. Морфологию покрытий изучали с помощью атомно-силового микроскопа (АСМ) Nanotop-2. Олигомерные покрытия, нанесенные из растворов, подвергали энергетическому воздействию мягким рентгеновским излучением и термообработкой на воздухе. Антифрикционные свойства тонких покрытий изучали с помощью специальных стендов и машин трения, моделирующих условия и режимы эксплуатации реальных узлов трения. Схема контакта "вал-пленка", "штифт-диск", "вал-частичный вкладыш". Скорости скольжения 0,1-5 м/с, нагрузка 10^4 - 10^7 Па. Износостойкость тонких слоев определяли с помощью методики, описанной в [1]. Триботехнические испытания свидетельствуют, что тонкие пленки из политетрафторэтилена толщиной 1,85 мкм, нанесенные на металлическое контртело значительно снижают коэффициент трения (рис. 1).

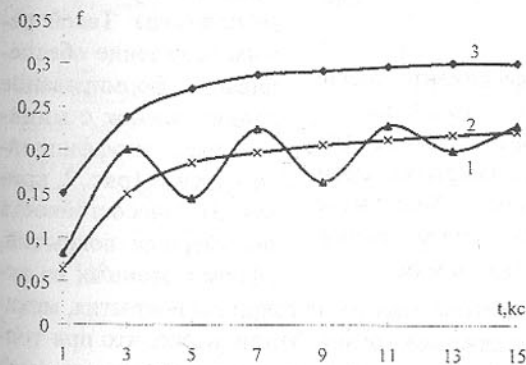


Рис.1 Кинетика изменения коэффициента трения тонких пленок ПТФЭ ($d=1,85$ мкм, $P=50$ Н); 1-пленка не подвергнута термообработке; 2-пленка термообработанная при $T=130^\circ\text{C}$; 3-металлическая поверхность без пленки.

Эффективность антифрикционного действия пленки существенно зависит от характера энергетического воздействия. Но термообработанные пленки имеют низкий нестабильный коэффициент трения, значения которого изменяются по синусоидальной зависимости (кривая 1). Очевидно, что это обусловлено ориентационными

явлениями в тонких слоях политетрафторэтилена. Термическая обработка сформированного покрытия приводит к стабилизации значения коэффициента трения (кривая 2), хотя среднее его значение практически не изменя-

ется по сравнению с трением необработанной пленки.

Существенное влияние на величину коэффициента трения и характер его зависимости от скорости скольжения оказывает режимы осаждения пленки политетрафторэтилена, обуславливающие ее размерную степень окисления, которую оценивали по оптимальной плотности полосы поглощения 1720 см^{-1} . При формировании покрытий в условиях, когда на растущие фрагменты активно действуют поры кислорода, в пленке образуются полярные группы типа $-C=O$. Это обуславливает высокое значение коэффициента трения, которое увеличивается при воздействии скорости скольжения (рис. 2, кривая 3). Покрытие, сформированные в высокочастотной плазме обладают химической активностью, поэтому имеют сравнительно высокий коэффициент трения (рис. 2, кривая 2).

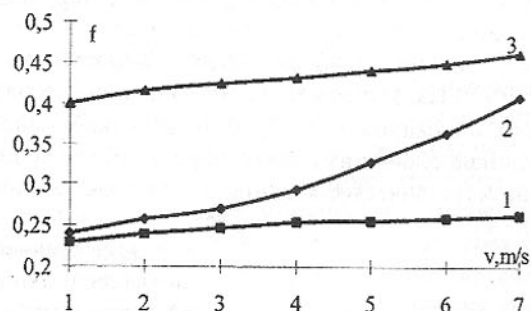


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения покрытий ПТФЭ от скорости скольжения; 1-покрытие окисленное, сформированное ВЧ-распылением; 2-неокисленное покрытие, сформированное ВЧ-распылением; 3-покрытие, сформированное электроннолучевым диспергированием. Толщина покрытия - 6 мкм.

При образовании антифрикционных покрытий из продуктов электронно-лучевого диспергирования состав макромолекул ПТФЭ их структура очень близки к параметрам макромолекул исходного полимера. Такой режим осаждения обеспечивает формирование тонких пленок с минимальным коэффициентом трения (рис. 2, кривая 3). Износостойкость полимерных покрытий, сформированных из активной газовой фазы или из раствора зависит от толщины покрытия, механических свойств материала и режимов трения. Установлено, что при толщине покрытия $0,03-0,06 \text{ мкм}$ скорость изнашивания имеет минимальное значение, а при толщине большей $1,5 \text{ мкм}$ практически не изменяется. Повышение твердости материала подложки, на которую наносится покрытие, приводит к возрастанию износостойкости, особенно при высоких контактах давления. Это объясняется изменением характера деформированных поверхностных слоев.

Тонкопленочные покрытия на основе политетрафторэтилена обеспечивают высокий противоизносный эффект и в металлополимерных узлах трения. Например, модифицирование рабочих поверхностей уплотнений

из резины различного состава снимает коэффициент трения и повышает износостойкость уплотнительного узла. При этом существенное влияние на триботехнические характеристики оказывает вид предварительной обработки модифицированной поверхности РТИ. Наибольший эффект обеспечивает обработка поверхности тлеющим разрезом. Термообработка покрытий приводит к завершению постполимеризационных процессов в покрытии и молекулярная масса макромолекул возрастает. В результате этого повышается износостойкость пленок и стабильность коэффициента трения. (Рис. 1, кривые 1, 2).

Аналогичный эффект повышения триботехнических характеристик металлополимерных узлов трения, в которых применяются детали из резины, обеспечиваются и при нанесении функциональных покрытий из фторсодержащих полимеров типа марки Ф1, Ф-В "Фолеокс" (рис. 3, рис. 4).

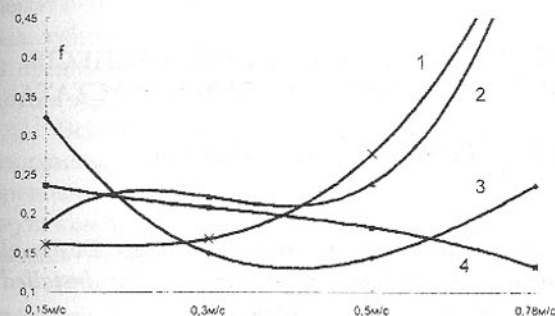


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения резины, модифицированной фторсодержащими олигомерами от скорости: 1- резина+Ф-В (термообработка), 2- резина+Ф-В, 3-резина, 4-резина+Ф1

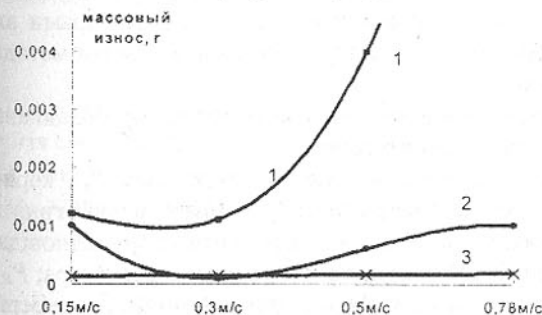


Рис. 4. Зависимость массового износа резины, модифицированной фторсодержащими олигомерами от скорости: 1- резина, 2- резина+Ф-В, 3- резина+Ф1.

Детали трения, обработанные олигомерами, обеспечивают увеличение износостойкости узлов трения в 3-5 раз при трении без смазки.

Обработка поверхности трения металлополимерных систем тонкими пленками фторсодержащих полимеров и олигомеров плазменно-

химическими или растворными технологиями обеспечивает повышение износостойкости и уменьшение коэффициента трения. Эффект обусловлен изменением комплекса характеристик поверхностного слоя модифицированного изделия.

$$T = \frac{1}{2} \left[m_c + m_d + (I_s + I_p) \frac{4 \cdot \pi^2}{h^2} \right] \cdot \dot{y}^2.$$

Кінетична енергія не залежить від переміщення y , тому $\frac{\partial T}{\partial y} = 0$

Похідна по часу від кінетичної енергії визначиться залежністю

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{y}} = \left[m_c + m_d + (I_s + I_p) \frac{4 \cdot \pi^2}{h^2} \right] \cdot \ddot{y} = m \cdot \ddot{y}. \quad (4)$$

де вираз в квадратних дужках являє собою приведену масу привода.

Потенціальна енергія привода визначена залежністю

$$\Pi = \frac{1}{2} C_p \cdot (X - \varphi)^2. \quad (5)$$

Використовуючи кінематичні співвідношення (3) знайдемо частинну похідну потенціальної енергії

$$\frac{\partial \Pi}{\partial y} = C_p \cdot \left(X - \frac{2 \cdot \pi}{h} y \right) \cdot \left(- \frac{2 \cdot \pi}{h} \right) = - \frac{2 \cdot \pi}{h} \cdot C_p \cdot X + \left(\frac{2 \cdot \pi}{h} \right)^2 \cdot C_p \cdot y. \quad (6)$$

Дисипативна функція Релея для привода одержана у вигляді

$$R = \frac{1}{2} \cdot \left[b_n \cdot \dot{y}^2 + \left(\frac{2 \cdot \pi}{h} \right)^2 \cdot (b_n + b_o + b_p) \right] \cdot \dot{y}^2.$$

Знайдемо частинну похідну дисипативної функції

$$\frac{\partial R}{\partial \dot{y}} = \left[b_n \cdot \dot{y}^2 + \left(\frac{2 \cdot \pi}{h} \right)^2 \cdot (b_n + b_o + b_p) \right] \cdot \dot{y} = b \cdot \dot{y}. \quad (7)$$

Узагальнена сила для переміщення з точністю до знака стола співпадає із корисним навантаженням, що діє на стіл. Відповідно

$$Q = -P_x. \quad (8)$$

Підставимо значення величин із (4), (6), (7), (8) в рівняння Лагранжа другого роду (1) і одержимо звичайне диференціальне рівняння

$$m \cdot \ddot{y} + b \cdot \dot{y} + C_p \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi}{h} \right)^2 \cdot y = \frac{2 \cdot \pi}{h} \cdot C_p \cdot X - P_x.$$

Дане рівняння являється квазілінійним рівнянням другого порядку з випадковими коефіцієнтами. Аналіз сукупності розв'язків цього рівняння дозволяє визначити вплив випадкових факторів на параметри точності привода. Аналіз розв'язків виконано в програмному середовищі MathCAD8.

На рис. 2 наведено ансамбль реалізацій випадкового процесу зміни положення стола при ступінчастій зміні сили різання. Початкові значення

положення стола та його швидкості були задані як випадкові числа з рівномірним законом розподілу. Інерційні, дисипативні, та жорсткісні параметри привода прийняті кусочно-постійними випадковими процесами. Значення характеристик випадкових процесів задавалось генераторами випадкових чисел з нормальним законом розподілу.

Із аналізу результатів розрахунків випливає, що динамічна похибка привода змінюється по гармонічному закону з періодом 6...8 мс. Амплітуда динамічної похибки досягає 80 % від статичного значення похибки, що має місце після затухання перехідного процесу.

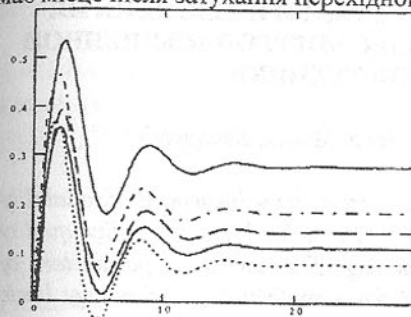


Рис.2. Вплив випадкового значення амплітуди сили різання на динамічну похибку процесу позиціонування стола.

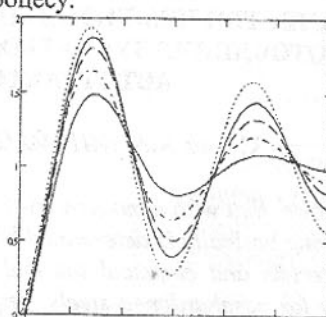


Рис.3. Вплив випадкового значення дисипативної сили на динамічну похибку процесу позиціонування.

На рис.3 показано вплив випадкової зміни сил опору на динамічну похибку. Зміна сил опору мало впливає на період коливань стола при його виході в позицію. Зміна періоду не перевищує 10 % від середнього значення.

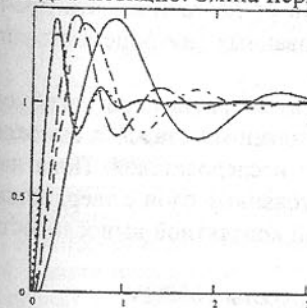


Рис.4. Вплив випадкових значень інерційних та жорсткісних параметрів привода на динамічну похибку процесу позиціонування стола.

Випадкові зміни сил опору суттєвим чином впливають на амплітуду коливань та швидкість затухання перехідного процесу. Зменшення сил опору на 20 % в 2 рази зменшує максимальну похибку привода, скорочує час перехідного процесу в 5 і більше разів.

На рис.4 наведено ансамбль реалізацій перехідного процесу в приводі при випадкових змінах інерційних та жорсткісних параметрів привода. Зміни цих параметрів мало впливають на значення максимальної динамічної по-

хибки, але суттєвим чином впливають на період (частоту) коливань. Зміни періоду визначаються в основному жорсткісними параметрами привода.

Дисипативні, жорсткісні та інерційні випадкові параметри привода змінюються в обмеженому діапазоні ($\pm 5\%$). При цьому суттєвих змін перехідного процесу не спостерігається. Ансамбль реалізацій перехідного процесу займає обмежену вузьку полосу. Ширина полоси складає 5...10 % від величини перехідного процесу.

КАЧЕСТВО ЦЕМЕНТОВАННЫХ СТАЛЕЙ И ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ЭНЕРГОНАСЫЩЕННОЙ АВТОТРАКТОРНОЙ ТЕХНИКИ

Сусин А.А. (ИНДМАШ НАНБ, г. Минск, Беларусь)

It is shown, that with a modern level of production the achievement of reliability of gearing basically is determined basically by a technological heredity, quality of materials and chemical thermal hardening. The normative parameters of quality for casehardened steels, required the manufacturing technology basic stages for crucial gear wheels of high durability are given.

Решение задачи обеспечения долговечности зубчатых колес зависит не только от геометрических параметров зубчатых зацеплений, совершенства конструкций узлов и точности их изготовления, но в большей степени от технологической наследственности материалов и качества химико-термического упрочнения. Одним из недостатков промышленных технологий изготовления зубчатых колес силовых передач является значительный разброс долговечности, существенно зависящий от нестабильности прочностных и усталостных характеристик цементованных (нитроцементованных) сталей.

Причины большого разброса характеристик сопротивления изгибной и глубинной контактной усталости для цементованных сталей с высокой твердостью продолжают привлекать внимание исследователей. Пока нет достаточно полного понимания, почему цементованные слои с твердостью 650-800HV могут иметь широкое поле значений контактной выносливости в - одних случаях 1100МПа, а в других:

- 1300МПа для цементованных слоев с твердостью 650HV;
- 1400МПа - с твердостью 730HV;
- 1500-1700МПа - с твердостью 750-800HV.

Сопротивление изгибной усталости цементованных (нитроцементованных) сталей также может колебаться в пределах 400-1100 МПа даже

при одинаковых механических свойствах сердцевины и качестве упрочненного слоя, отвечающим нормам принятым в промышленности.

По данным исследований [1 - 4] для ответственных зубчатых колес силовых передач должны быть регламентированы требования, приведенные в табл. 1, к качеству металла, заготовок, эффективной толщине упрочненного слоя, твердости и структуре слоя и сердцевины, которые должны вноситься в технологические карты на всех стадиях изготовления, регламентируя и корректируя влияние качества металла отдельных плавок, технологической наследственности и параметров технологических процессов изготовления и упрочнения деталей.

Таблица 1-Нормативные показатели качества цементуемых сталей, регламентирующие основные стадии технологии изготовления ответственных зубчатых колес высокой долговечности

Регламентирующие характеристики. Показатели качества	Технологические стадии изготовления зубчатых колес
1	2
1. Требования к качеству исходного металла 1. Контролируемые параметры. 1.1. Отбор проб для контроля качества металла на соответствие требованиям ГОСТ4543-71 и рекомендациям ИНДМАШ [4], ТУ чертежа (химический состав, твердость, механические свойства, прокаливаемость, поверхностные дефекты, микроструктуру, величину наследственного аустенитного зерна, микроструктуру) 2. Обязательные требования к качеству исходного металла. 2.1. Входной контроль качества металла на соответствие требованиям ГОСТ 4543-71 производится для каждой плавки стали. 2.2. Сталь должна быть наследственно мелкозернистой с нормированной величиной зерна - не грубее № 6 ГОСТ 5639-82. 2.3. Сталь поставляется с учетом п. 2.18 ГОСТа 4543-71 (по требованию потребителя): о - с нормированной величиной аустенитного зерна, которая не должна быть крупнее № 6 (вместо № 5, оговоренного ГОСТом), у - с контролем полосчатости и видманштеттовой структуры 2.4. Каждая плавка стали контролируется на чувствительность к перегреву при температуре горячего пластического деформирования. Величина зерна аустенита - не грубее № 6 ГОСТ 5639-82.	Заготовительные операции и входной контроль.
II. Требования к качеству изготовления заготовок. 1. ГР. II 156...229 НВ ГОСТ 8479-70. 2. Величина действительного аустенитного зерна на термообработанных заготовках должна быть не грубее № 6, ГОСТ 5639-82.	Горячая пластическая деформация (ковка, штамповка, изго-

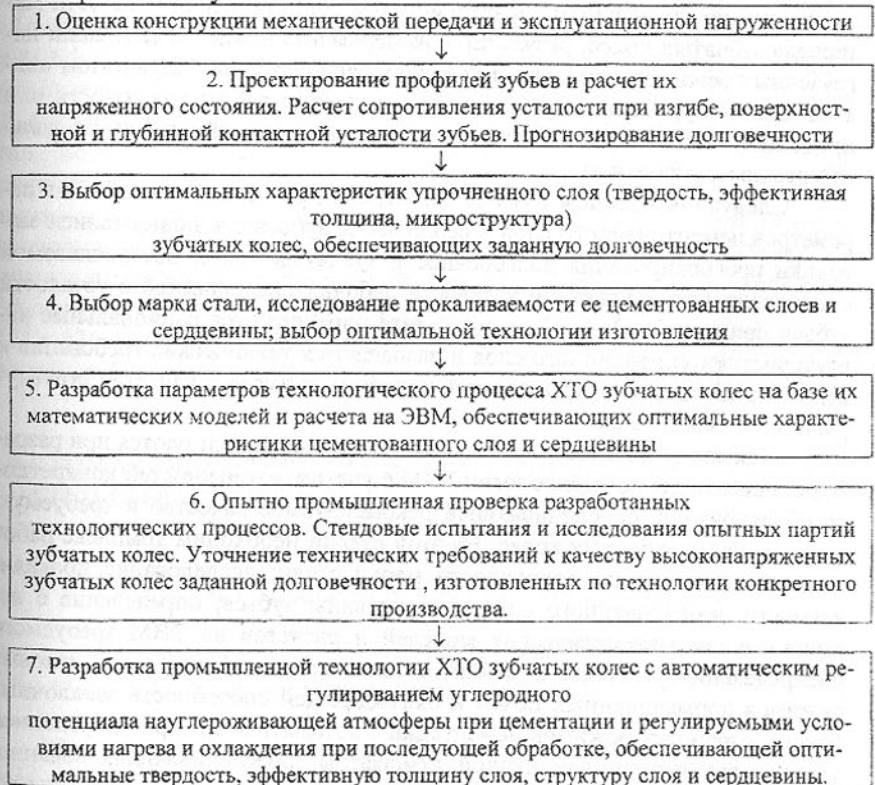
Продолжение таблицы 1.

3. Микроструктура заготовок после термообработки феррито-перлитная.	товление заготовок методом горячего накатывания зубьев)
4. Расположение волокон металла в заготовках должно иметь ориентацию, исключающую торцевой выход их на рабочую поверхность зубьев по отношению к направлению приложения сил. Допускается выход волокон на рабочую поверхность зуба под углом не более 45° .	
5. На поверхности заготовок и готовых деталей не должно быть дефектов нарушения сплошности металла металлургического и технологического происхождения.	
III. Требования к механической обработке согласно ТУ чертежа	Механическая обработка
IV. Требования к качеству химико-термической обработки [4].	Химико-термическая обработка. Промышленные технологии химико-термического упрочнения с автоматическим регулированием режимов цементации (нитроцементации) и закалки с точностью поддержания углеродного потенциала $\pm 0,05\%C$, азотного $\pm 0,01\%N$ и регламентированными условиями охлаждения
1. Глубина цементованного слоя определенная на отожженном шпиге от поверхности до исходной структуры стали - (0,20-0,25)м.	
2. Эффективная толщина слоя (от поверхности до участков с твердостью HV750, HV700, HV600) должна быть соответственно: - (0,08-0,01)м; - (0,12-0,15)м; - (0,20-0,22)м.	
3. Твердость рабочих поверхностей зубьев - HRC, 60-63, сердцевин - HRC, 36-42, поверхности шпилей - HRC, 40 не менее, остальной обработанной поверхности - HRC, 45 не менее.	
4. Требования к микроструктуре.	
4.1. Микроструктура цементованного слоя - мартенситно-аустенитная. Дисперсность мартенсита: мелкоигольчатый. По шкале ГОСТ 8233-76 - балл 1-4, по шкале ТУ ИНДМАШ [4] - балл 1-4.	
4.2. Содержание остаточного аустенита регламентируется балльной шкалой ТУ ИНДМАШ. При рентгеноструктурном анализе - не более 30 - 35 об.%; при металлографическом контроле по ТУ ИНДМАШ [4] - не более 4 балла.	
4.3. Содержание бейнита регламентируется балльной шкалой ТУ ИНДМАШ [4] - до 6-8 %.	
4.4. Карбидная сетка не допускается.	
4.5. Размер карбидов и карбонитридов регламентируется балльной шкалой ТУ ИНДМАШ [4] не более 0,8-2 мкм на глубине (0,03-0,05)м от поверхности.	
4.6. Допускается наличие троостита до 15 мкм от поверхности.	
4.7. Темная составляющая допускается в виде отдельных включений на глубину до 0,015 мм.	
4.8. Величина зерна аустенита в цементованном слое после специального травления ограничивается № 10-13 в сердцевине не грубее № 7-10 по шкале ГОСТ 5639-82.	
4.9. Содержание феррита в микроструктуре сердцевины зубьев регламентируется балльной шкалой ТУ ИНДМАШ [4] до 3-5 %.	

Сложность этой проблемы обусловила необходимость разработки нового подхода к проектированию процессов химико-термической обработки цементуемых зубчатых колес ответственного назначения, обеспечивающего как существенное сокращение объема и сроков исследовательско-технологических работ и испытаний, так и высокую стабильность химико-термической обработки и требуемый уровень качества зубчатых колес повышенной долговечности.

Результаты исследований [1 - 6] послужили основой для разработки комплексного подхода к прогнозированию долговечности, и проектированию технологии изготовления высоконапряженных зубчатых колес (табл. 2).

Таблица 2-Комплексный подход к обеспечению долговечности высоконапряженных зубчатых колес



Такой подход при практическом применении позволяет в ряде случаев не только установить трудноопределимые технологические и конст-

руктивные факторы, ответственные за понижение долговечности зубчатых колес силовых передач, но и более оперативно выявлять пути повышения долговечности, поиск которых обычно связан с проведением трудоемких и длительных, многократных натурных испытаний.

Из табл. 2 видно, что первым этапом является оценка конструкции, установление уровня нагруженности конкретной передачи и выявление экономической целесообразности в предъявлении дополнительных требований к качеству зубчатых колес. На этой стадии производится определение и анализ напряженного состояния зубьев зубчатых колес с учетом их реальной геометрии, конструктивных особенностей и спектра эксплуатационных нагрузок передач. Исходными данными в этом случае являются: геометрические параметры зубьев и результаты их экспериментального определения в производственных условиях после финишных операций; базы данных по предельным характеристикам сопротивления усталости материала зубчатых колес, результаты экспериментальных исследований нагрузочных режимов передачи в условиях эксплуатации. Результатом анализа является уровень нагруженности и критерии работоспособности или предельного состояния зубчатых колес, по которым производится дальнейшее проектирование.

Следующим этапом разработки является расчетное определение параметров цементованного слоя и сердцевины зубьев с использованием методики прогнозирования долговечности зубчатых колес, обеспечиваемой сопротивлением контактной усталости рабочих поверхностей и усталости зубьев при изгибе [2, 4, 6]. В результате определяются рациональные характеристики упрочненного слоя и назначаются технические требования к величине твердости и эффективной толщины, а также к качеству структуры цементованного слоя.

Как следует из табл. 2, полученные данные используются при разработке промышленной технологии ХТО с учетом возможностей конкретного оборудования, обеспечивающей рекомендуемое качество и требуемую долговечность зубчатых колес. На этой стадии необходим комплекс работ включающий: оценку пригодности марки стали; исследование прокаливаемости цементованного слоя и сердцевины зубьев; определение с использованием математических моделей и расчетов на ЭВМ требуемого распределения углерода в цементованных слоях; обследование газовых режимов промышленных печей и охлаждающей способности закалочных баков; разработку режимов цементации с автоматическим регулированием углеродного потенциала печной атмосферы, обеспечивающих заданное распределение углерода по толщине цементованного слоя; разработку режимов термической обработки после цементации, обеспечивающих заданную эффективную толщину, твердость и структуру цементованного слоя и

сердцевины зубьев; опытно-промышленную проверку на оборудовании предприятия разработанной технологии ХТО зубчатых колес; стендовые испытания и исследование опытных партий зубчатых колес; уточнение технических требований к качеству зубчатых колес и разработка промышленной технологии ХТО с автоматическим регулированием углеродного потенциала науглероживающей атмосферы при цементации и регулируемые условиями нагрева и охлаждения при последующей обработке.

Список литературы: 1. Сусин А.А. Роль современной технологии химико-термической обработки в обеспечении надежности и долговечности высоконапряженных зубчатых колес. //Надежность и долговечность машин и сооружений - Киев, 1990.-Вып.17.-с.66-77. 2. Сусин А.А. и др. Обеспечение и вопросы прогнозирования долговечности высоконапряженных зубчатых колес с учетом их качества и технологии изготовления. //Надежность и долговечность машин и сооружений - Киев, 1990.-Вып.17.-с.85-94. 3. Розенберг С.Э., Сусин А.А. Дефекты структуры диффузионно упрочненных изделий. - Мн.: Беларуская навука, 1997. - 224 с. 4. Сусин А.А. Химико-термической упрочнение высоконапряженных деталей. - Мн.: Беларуская навука, 1999. - 175 с. 5. Руденко С.П., Сусин А.А., Андрияшин В.А. Метод расчета на глубинную контактную выносливость цементованных зубчатых колес// Теория реальных передач зацеплением: Информационные материалы VI Международного симпозиума. Ч. 2. Проблемы оценки и повышения работоспособности реальных передач зацеплением. 30 сент. - 2 окт. 1997. - Курган: Изд-во Курганского гос. ун-та. 1997. - с. 131 - 136. 6. Руденко С.П. Сопротивление контактной усталости цементованных зубчатых колес. - Вестник машиностроения, 1999. - № 4. - с. 13-15.

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ РАБОЧЕЙ СИЛЫ ТОКА ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС

Суслов А.Г., Финатов Д.Н. (БГТУ, г. Брянск, Россия)

Are considered system of automated management by natural change of working force of current at electromechanical processing of railway wheels.

Геометрия и качество поверхности профиля железнодорожного колеса являются ответственными характеристиками и во многом определяют надежность колесной пары и безопасность движения неподвижного состава в целом. Повышения мощности локомотивов и грузовых вагонов приво-

дит к возрастанию нагрузки на колесные пары, что приводит к увеличению износа колес. Величина износа гребня в несколько раз больше, чем поверхности катания. Причем в начальный период приработки колес их износ протекает в 3 раза быстрее, чем после приработки.

Повышение долговечности изделий с криволинейными поверхностями трения возможно за счет обеспечения определенного закона изменения износостойкости отдельных их участков [1, 2]. Для железнодорожных колес долговечность часто определяется стабильностью изнашивания профиля колеса вдоль образующей поверхности трения. Неравномерный прокат допускается до 1(2) мм. Неравномерность распределения рабочих давлений и скоростей на поверхности трения приводит к неравномерному износу. Для достижения равномерного и минимального износа необходимо технологически обеспечить закономерно-изменяющееся состояние поверхностного слоя поперечного профиля, при котором скорость изнашивания вдоль профиля будет постоянной. Управлять состоянием поверхностного слоя в процессе обработки детали возможно при автоматизации электро-механической обработке [3, 4], как наиболее дешевым, пока еще малоизученным и перспективным методом упрочнения.

Для решения поставленной задачи было сделано (рис.1):

а) рассчитана математическая модель профиля железнодорожного колеса;

б) установлен закон изменения качества поверхности качения и гребня железнодорожного колеса, обеспечивающий одинаковую скорость изнашивания различных участков профиля в соответствии с математической моделью профиля железнодорожного колеса;

в) так как закон (б) справедлив для постоянно трущихся поверхностей была принята зависимость контактирования участков профиля колеса по времени;

г) пересчитан коэффициент упрочнения в соответствии с (в) и в целях избежания резких перепадов применена сплайн-интерполяция;

д) рассчитана требуемая поверхностная микротвердость профиля колеса;

е) получена зависимость плотности тока при ЭМО для технологии изготовления и ремонта железнодорожных колес.

Для технологического обеспечения требуемого состояния поверхностного слоя на промышленных предприятиях целесообразно использовать одну из разработанных автоматизированных установок электро-механической обработки на кафедре «Автоматизированные технологические системы» Брянского государственного технического университета.

В данной статье рассматриваются жесткая мехатронная цифровая система управления закономерным изменением силы тока при ЭМО. Эти

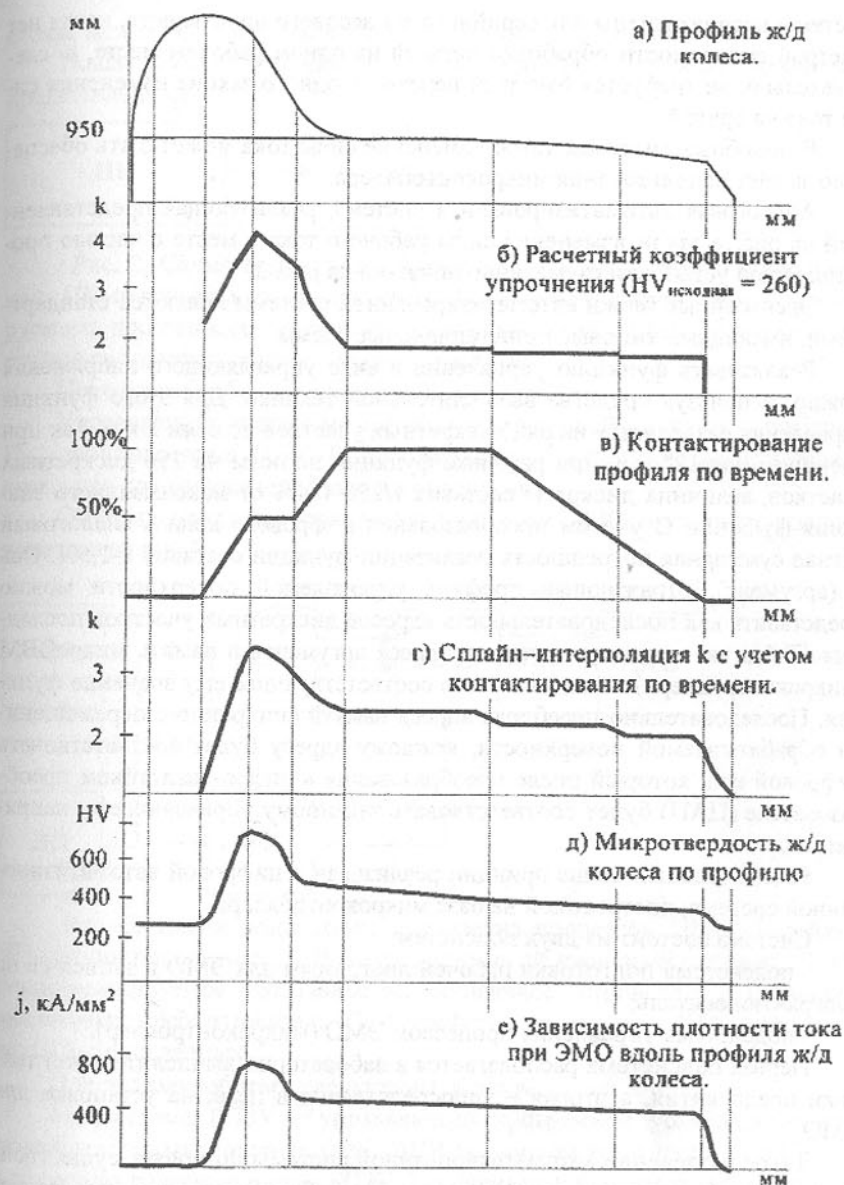


Рис. 1. Расчетные графики

системы предназначены для серийного и массового производств, когда нет быстрой сменяемости обработки деталей на одном рабочем месте, а, следовательно, не требуется быстрый переход с одного закона изменения силы тока на другой.

В подобных системах такое изменение силы тока может быть обеспечено за счет использования микроконтроллера.

Аналоговая автоматизированная система, реализующая представленный на рис. 1е закон изменения силы рабочего тока в месте с частью промышленной установки схематично показана на рис. 3.

Электронные блоки автоматизированной системы являются стандартными, имеющими типовые принципиальные схемы.

Реализовать функцию управления в виде управляющего напряжения можно, используя средства вычислительной техники. Для этого функция управления разделяется на ряд дискретных участков по осям x и y . Так при двоичном коде 2^8 , т.е. при разбивке функции по осям на 256 дискретных участков, величина дискреты составит $1/256=0,4\%$ от максимального значения функции. С учетом преобразования цифрового кода в аналоговый сигнал суммарная погрешность реализации функции составит 1-1,5%. Ось x (аргумент), отражающая профиль упрочняемой поверхности можно представить как последовательность адресов дискретных участков последнего. Тогда по каждому значению адреса аргумента в память микроЭВМ (микроконтроллера) можно записать соответствующее ему значение функции. Последовательно перебирая адреса памяти синхронно с перемещением обрабатываемой поверхности, каждому адресу будет соответствовать цифровой код, который после преобразования в цифро-аналоговом преобразователе (ЦАП) будет соответствовать заданному управляющему напряжению.

Рассмотренный выше принцип реализован в цифровой автоматизированной системе, построенной на базе микроконтроллера.

Система состоит из двух подсистем:

- подсистема подготовки рабочей программы для ЭМО и записи ее на программноноситель;
- подсистема управления процессом ЭМО (микроконтроллер).

Первая подсистема располагается в лаборатории вычислительной техники предприятия, а вторая – непосредственно в цехе, на установке для ЭМО.

Такое разделение автоматизированной системы позволяет существенно снизить эксплуатационные расходы. Это обусловлено тем, что подготовка рабочей программы на компьютере занимает незначительную часть машинного времени последнего, позволяя догружать его другими задачами, а подсистема управления процессом ЭМО деталей, в силу своей про-

стоты, может обслуживаться персоналом низкой квалификации.

Подсистема подготовки и записи рабочей программы схематично представлена на рис. 2.

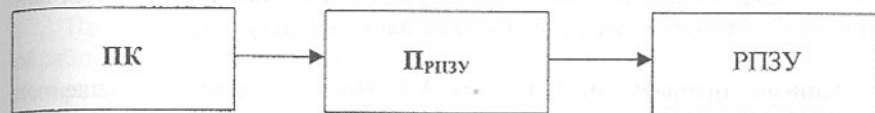


Рис. 2. Схема подсистемы подготовки и запуска рабочей программы: ПК–персональный компьютер, ПРПЗУ–программатор репрограммируемого постоянного запоминающего устройства; РПЗУ–репрограммируемое постоянное запоминающее устройство.

Подсистема работает следующим образом.

Управляющая программа разрабатывается на ПК, а затем, с помощью ПРПЗУ записывается в РПЗУ. РПЗУ с записанной в нем программой передается в цех для реализации функции управления.

Схема подсистемы управления процессом ЭМО (микроконтроллера) показана на рис. 3.

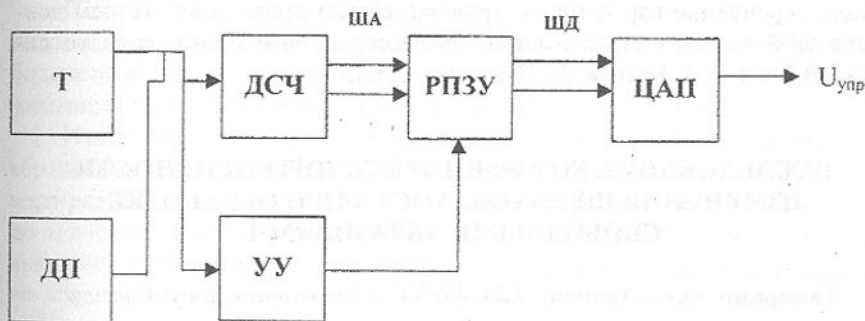


Рис. 3. Схема подсистемы управления процессом ЭМО: Т–таймер; ДП–датчик положения; ДСЧ–восьмиразрядный двоичный счетчик; РПЗУ–репрограммируемое постоянное запоминающее устройство; ЦАП–цифро-аналоговый преобразователь; УУ–устройство управления; ША–шина адреса; ШД–шина данных.

Подсистема работает следующим образом.

Микросхема РПЗУ с управляющей программой устанавливается в подсистему (в микроконтроллер). ДСЧ формирует код адреса и по ША подает его на адресные входы РПЗУ. По сигналу УУ, в соответствии с установленным адресом, на ШД формируется цифровой код управляющего сигнала, который с помощью ЦАП преобразуется в аналоговый управляющий сигнал.

Последовательный перебор ячеек памяти РПЗУ осуществляется путем подачи импульса на вход ДСЧ от ДП при перемещении обрабатываемого профиля на одну дискрету или, приняв скорость перемещения обрабатываемого профиля равномерной, от Т формирующего импульс за время перемещения обрабатываемого профиля на одну дискрету.

Список литературы: 1. Суслов А.Г. Новый подход к повышению долговечности и качества поверхности катания железнодорожных рельсов // Междунар. сб. научн. тр. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»: Т. 3, материалы V Междунар. НТК «Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века», Донецк. 2. Суслов А.Г., Горленко А.О., Кочуев И.И., Финатов Д.Н. Повышение долговечности железнодорожных колес. // Проблемы повышения качества промышленной продукции. Сборник трудов 3-й Международной научно-технической конференции в г. Брянске 14–16 октября 1998 г. / Под общей редакцией д.т.н., проф. А.Г. Суслова. – Брянск: БГТУ, 1998. – 282 с. 3. Суслов А.Г., Горленко А.О., Сухарев С.О. Электромеханическая обработка деталей машин // Справочник. Инженерный журнал №1(10). – 1998. – с. 15–18. 4. Финатов Д.Н. Электромеханическое упрочнение пар трения с криволинейным профилем. // Тезисы докладов 54-й научной конференции профессорско-преподавательского состава: В 2-х ч. Ч. 1 – Брянск: БГТУ, 1998. – с. 68.

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ СВОБОДНЫМИ АБРАЗИВАМИ

Тамаркин М.А., Азарова А.И. (ДГТУ, г. Ростов-на-Дону, Россия)

In this paper the problem of optimisation of the parameters of the free abrasives processing is considered. This problem is actual for automation of development process.

Важнейшей задачей современного машиностроения является создание, освоение и внедрение в производство новой высокоэффективной техники и технологии, обеспечивающей рост производительности труда, снижение материало- и энергоемкости, улучшение качества и эксплуатационных характеристик выпускаемой продукции, повышение ее конкурентоспособности в условиях рынка. Решение этой задачи связано с возрастанием трудоемкости и сложности конструкторских и технологических работ. В этих условиях традиционные методы проектирования не могут обеспе-

чить своевременное и качественное выполнение работ по технологической подготовке производства новых изделий, сократить сроки и стоимость этих работ возможно на основе систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП).

При решении сложных технологических задач в области отделочной обработки, когда необходимо получить высокое качество обрабатываемой поверхности детали при грубой исходной шероховатости применяется многоступенчатая обработка деталей свободными абразивами. Это позволяет в ряде случаев существенно сократить время обработки деталей, т.е. повысить ее производительность, обеспечивает требуемую точность и качество деталей, позволяет улучшить их эксплуатационные характеристики. Для многих случаев многоступенчатая обработка свободными абразивами является единственной возможностью получения заданной шероховатости поверхности.

Однако проектирование многоступенчатых технологических процессов обработки деталей свободными абразивами осложнено отсутствием теоретических моделей, пригодных для автоматического моделирования и оптимизации.

Поэтому следует считать актуальными исследования, направленные на разработку теоретических моделей процессов обработки деталей свободными абразивами, создание которых позволит формализовать и автоматизировать процесс проектирования многоступенчатых ТП.

Изменение шероховатости поверхности при обработке свободными абразивами носит экспоненциальный характер. Скорость образования нового рельефа снижается от максимального значения в начальный период, до значений мало отличающихся от нуля к моменту образования установившейся шероховатости, что свидетельствует о формировании непрерывно воспроизводимого рельефа поверхности. Каждой комбинации технологических параметров соответствует такая удельная плотность взаимодействий и такой уровень энергии абразивных частиц которые однозначно определяют как продолжительность периода достижения установившейся шероховатости $R_{a\text{уст}}$ так и высотные параметры установившегося рельефа, причем последние не зависят от исходной шероховатости. Вышеуказанным условиям удовлетворяет выражение

$$R_a(t) = (R_a^{\text{исх}} - R_{a\text{уст}}) e^{k_u t} + R_{a\text{уст}} \quad (1)$$

где $R_a^{\text{исх}}$ - среднее арифметическое отклонение исходной шероховатости;
 $R_{a\text{уст}}$ - среднее арифметическое отклонение установившейся шероховатости;

k_u - коэффициент интенсивности изменения шероховатости;

t - время обработки.

Определив k_u и $R_{a\text{ уст}}$ для конкретных условий обработки и подставив в выражение (1) вместо R_a заданное значение этого параметра $R_a^{\text{зад}}$ при условии $R_a^{\text{зад}} > R_{a\text{ уст}}$ получим требуемую продолжительность обработки для изменения шероховатости от исходной до заданной. Расчет значений коэффициента интенсивности для конкретных условий обработки позволяет определить время обработки от заданной до исходной шероховатости поверхности по зависимости:

$$t = -\frac{1}{k_u} \ln \left(\frac{R_a^{\text{зад}} - R_{a\text{ уст}}}{R_a^{\text{исх}} - R_{a\text{ уст}}} \right) \quad (2)$$

Методика расчета коэффициента k_u представлена в работе [1].

Величина k_u как можно заметить из выражения (1) зависит от соотношений $R_a^{\text{зад}}/R_{a\text{ уст}}$ и $R_a^{\text{исх}}/R_{a\text{ уст}}$.

Меня указанные соотношения в соответствии с расчетами [1] можно получить различные значения k_u для одних и тех же режимов обработки и характеристик рабочих сред. Чтобы исключить различные толкования коэффициента интенсивности обработки необходима четкая методика его расчета.

Для однозначного определения величины k_u , учитывая свойства натуральных логарифмов, сделаем следующие допущения:

- 1) величина k_u определяется при $R_a^{\text{зад}} = 1,2 R_{a\text{ уст}}$;
- 2) величина k_u определяется при $R_a^{\text{исх}} = R_a^{\text{исх}} \text{ ус}$, где $R_a^{\text{исх}} \text{ ус}$ - среднее арифметическое отклонение условной исходной шероховатости, характеризующей технологические возможности определенного сочетания режимов обработки, зернистости абразивной среды, материала детали;
- 3) при этом время достижения $R_a^{\text{зад}}$ близко к времени достижения $R_{a\text{ уст}}$.

На основании предварительных исследований установлено, что величина $R_a^{\text{исх}} \text{ ус}$ должна быть значительно больше, чем $R_a^{\text{исх}}$. Это позволяет учитывать начальный участок экспоненты, что более точно отражает технологические возможности обработки свободными абразивами.

При проведении дальнейших расчетов принято $R_a^{\text{исх}} \text{ ус} = (8 \div 12) R_{a\text{ уст}}$ в зависимости от технологических параметров обработки.

Учитывая микро топографию поверхности в зависимость для определения съема металла был введен объемный коэффициент профиля k_{np} , позволяющий на основе моделирования выступов шероховатости, в частности конусами, более точно оценить объем удаляемого металла и получаемую при обработке шероховатость.

Для более точной оценки высоты неровностей профиля шероховатости поверхности, на основании анализа микро топографических моделей шероховатости, в расчетах примем среднюю высоту неровностей профиля

$2R_a^{\text{исх}} \text{ ус}$, т.к. применяемое ранее для этого значение $R_z^{\text{исх}}$ [1], завышает величину коэффициента интенсивности.

С учетом вышеизложенного зависимость для определения k_u будет иметь вид:

$$k_u = \frac{P_1 \cdot P_2 \cdot f_s \cdot V}{8 \cdot k_{np}^0 \cdot R_a^{\text{исх}} \text{ ус} \cdot R^2} \ln \left(\frac{R_a^{\text{зад}} - R_{a\text{ уст}}}{R_a^{\text{исх}} \text{ ус} - R_{a\text{ уст}}} \right) \quad (3)$$

где P_1 - геометрическая вероятность события, заключающегося в том, что любая точка квадрата упаковки покрывается пятном контакта за один цикл воздействия абразивных частиц;

P_2 - вероятность события заключающегося в том, что взаимодействие приведет к микрорезанию;

f_s - частота циклов воздействия массы абразивных гранул на поверхность детали;

V - объем металла, удаляемого за один удар абразивной гранулы;

R - характерный размер абразивной гранулы.

Учитывая принятые допущения

$$k_u = \frac{P_1 P_2 f_s V}{8 k_{np}^0 R_a^{\text{исх}} \text{ ус} R^2} \ln \left(\frac{0,2 R_{a\text{ уст}}}{R_a^{\text{исх}} - R_{a\text{ уст}}} \right) \quad (4)$$

По зависимости (4) рассчитывается коэффициент интенсивности однозначно определяемый режимами обработки, зернистостью абразива и материалом обрабатываемой детали.

Полученные зависимости позволяют проектировать многоступенчатые технологические процессы обработки свободными абразивами и определять оптимальное время обработки на каждой ступени.

На основании результатов теоретических расчетов сформирован банк данных k_u по методам обработки свободными абразивами (вибрационная обработка, турбоабразивная обработка, центробежно-ротационная обработка, струйно-абразивная обработка), который используется в САПР ТП многоступенчатой обработки.

Для проверки теоретических зависимостей и пополнения банка значений коэффициентов интенсивности были проведены экспериментальные исследования влияния режимов обработки и зернистости абразивной среды на качество обработанной поверхности. Эксперименты проводились на трех материалах образцов в трех абразивных средах.

Расчет значений коэффициентов интенсивности проводился по специальной программе. Аппроксимация функции $R_a(t)$ осуществлялась по методу Чебышева и наименьших квадратов.

Результаты сравнения значений коэффициентов интенсивности при аппроксимации и рассчитанных по теоретическим зависимостям представ-

лены в таблице 1.

Таблица 1-Определение коэффициента интенсивности

Метод обработки	Режимы обработки	Характеристика абразива	Материал детали	k_u расчетный	k_u полученный аппроксимацией функции
ВиО	$\omega=26,7\text{Гц}$ $A=2,5\text{ мм}$	$N_3=40$	Сталь 45	0,683	0,599
		$N_3=40$	силумин АЛ2-Д	1,12	1,099
		$N_3=40$	латунь ЛС59-1	1,34	1,184
		$N_3=16$	Сталь 45	0,462	0,453
		$N_3=16$	силумин АЛ2-Д	0,985	1,008
		$N_3=16$	латунь ЛС59-1	1,12	1,013
		фарфоровые шары	Сталь 45		0,682
		фарфоровые шары	силумин АЛ2-Д		2,299

Анализ результатов проведенных исследований показал, что предложенные теоретические зависимости позволяют достаточно точно в пределах (20%) рассчитать величину коэффициента интенсивности при обработке свободными абразивами. Предложенная методика расчета шероховатости поверхности может быть использована при автоматизации технологического проектирования.

Список литературы: 1. Тамаркин М.А. Технологические основы оптимизации процессов обработки деталей свободными абразивами. Дис. ... докт.тех.наук: 05.02.08 - Ростов-н/Д, 1995. - 298 с.

О РОЛИ ПРИНЦИПОВ СОВПАДЕНИЯ БАЗ И ПОСТОЯНСТВА БАЗ В ПРОЦЕССЕ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ РАЗМЕРОВ

Тока А., Рушика И., Стронча А., Гончар С. (ТУМ, г. Кишинев, Молдова)

In the paper is evaluated the structure of the technological dimensional chains and the modality of establishing the technological sizes' accuracy. It is shown, that the observance of a principles of concurrence of bases and of persistence of bases while machining allows to increase the processing's accuracy at the expense of the effect of errors' compensation.

В обеспечении точности обрабатываемых деталей на этапе разработки технологических процессов используются 2 принципа: принцип совме-

щения конструкторской и технологической установочной баз и принцип постоянства баз.

В технологиях с большим числом не крупных операций ведущая роль принадлежит первому принципу, поскольку на каждой последующей операции может быть выбран наилучший в этом смысле вариант базирования. Точность конструкторских размеров в этом случае равна технологической точности станка $\omega_L = \omega_{техн} L$.

Для технологий с небольшим числом крупных операций важен второй из них – принцип постоянства баз.

Обработка с одной установки или от одной установочной базы большого количества поверхностей снижает возможность соблюдения принципа совмещения баз, поскольку конструкторские размерные связи устанавливаются в интересах функциональности детали. Наоборот, растет роль принципа постоянства баз, поскольку множество размеров формируется с отсчетом от поверхностей базирования или от поверхностей, образованных на той же операции.

На детали в процессе обработки существуют две системы поверхностей: поверхности, состояние и положение которых не изменяется на данной операции (это необрабатываемые поверхности и поверхности базирования) и поверхности обрабатываемые. В результате выполнения операции изменяются три множества размерных связей: множество размерных связей между обрабатываемыми на данной операции поверхностями и поверхностями, которые формируют установочную технологическую базу; множество размерных связей между обрабатываемыми на данной операции поверхностями и поверхностями, которые не обрабатываются; множество размерных связей между обрабатываемыми поверхностями.

Эти три множества размерных связей отличаются между собой и механизмами формирования параметров точности.

Для первого множества соблюдается принцип совмещения баз и точность размеров определяется технологической точностью станка.

Размеры между обрабатываемыми поверхностями и необрабатываемыми поверхностями формируются косвенно от технологической базы. Их точность определяется технологической точностью станка $\omega_{техн}$, снижается за счет погрешности базирования $\varepsilon_{баз}$, улучшается за счет проявления эффекта компенсации погрешностей ($2 \cdot \omega_{комп}$):

$$\omega_L = \omega_{техн} L + \varepsilon_{баз} - 2 \cdot \omega_{комп} \quad (1)$$

Формирование размерных связей между обрабатываемыми поверхностями возможно в двух вариантах. Первый, предусматривает обработку каждой поверхности, выдерживая размер от технологической базы. В итоге, размеры между поверхностями множества формируются в виде

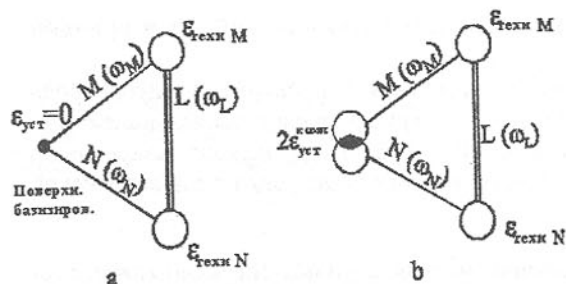


Рис. 1. Формирование точности размера в виде замыкающего звена размерной цепи.

пенсруется (рис. 1б, заштрихованная область) и входит как составляющая в состав компенсируемой погрешности $2 \cdot \omega_{\text{комп}}$. Тогда:

$$\omega_L = \omega_{\text{техн} M} + \omega_{\text{техн} N} - 2 \cdot \omega_{\text{комп}} \quad (2)$$

По второму варианту размеры формируются напрямую между обрабатываемыми поверхностями, без участия технологической базы. В качестве элементов для отсчета принимают: обработанные на данной операции поверхности, любые поверхности приспособлений, при условии, что они предопределяют положение рабочих органов (и инструментов) путем механического касания, или каким либо другим способом, точки и поверхности в рабочем пространстве станка с ЧПУ, используемые при составлении программ обработки. В конечном счете, все они определяют положение точки отсчета на обработанной поверхности детали.

Размер L между точкой отсчета в окрестности поверхности S_1 и поверхностью S_2 на детали формируется с технологической точностью станка равной $\omega_{\text{техн} L}$ (рис. 2). Положение поверхности S_1 после обработки неопределенно в пределах собственных погрешностей обработки и определяется точностью размера M , выполняемого от технологической базы $\omega_{\text{техн} M}$. Полностью компенсируется погрешность установки в случае обработки с одной установки и только погрешность базирования в случае обработки от постоянной базы с перезакреплением. В зависимости от ситуации компенсируются погрешности наладки и погрешности обработки. Тогда:

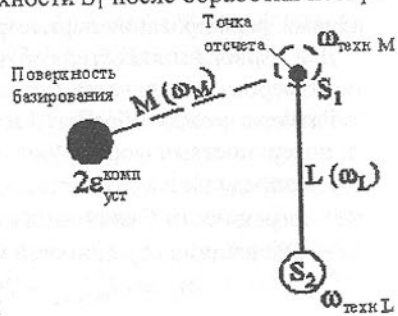


Рис. 2. Формирование точности размера между обрабатываемыми поверхностями

замыкающих звеньев размерных цепей (рис. 1). Точность замыкающих размеров определяется точностью обработки составляющих элементов. Погрешность установки $\epsilon_{\text{уст}}$ равна нулю при обработке с одной установки (рис. 1 а), а при перезакреплении погрешность базирования ком-

$$\omega_L = \omega_{\text{техн} L} + \omega_{\text{техн} M} - 2 \cdot \epsilon_{\text{уст}} - 2 \cdot \omega_{\text{комп}} \quad (3)$$

Припуски на обработку являются также размерами, которые формируются между двумя поверхностями. Разница заключается в том, что одна поверхность исчезает и на ее место формируется новая. Использование последнего выражения применительно к припускам позволяет сделать вывод о том, что эффект от использования принципа постоянства баз состоит и в улучшении технологической точности станков при обработке. Это связано с уменьшением допусков припусков на обработку и процесс обработки становится более стабильным.

Точность обработки обеспечивается сочетанием обоих принципов и этот процесс имеет выраженный ситуационный характер.

Способ простановки конструкторских размеров в первую очередь учитывает функциональность детали, а уже потом особенности технической системы, на которой будет вестись обработка и на которой в лучших или худших условиях будет обеспечена точность. В результате не всегда соблюдается принцип совмещения баз и точность снижается.

Конструкторские размеры присутствуют только на готовой детали, а в процессе обработки они постоянно изменяются. Различные размеры окончательно формируются на различных операциях. Таким образом, в процессе обработки на обрабатываемой детали присутствуют как конструкторские размеры так и "конструкторские производные размеры", или неокончательно сформированные конструкторские размеры.

Использование конструкторских производных размеров в качестве размеров-целей оправдано тем, что это определяет самый короткий путь к конечному результату – точности конструкторских размеров путем соблюдения принципа совмещения баз. Принцип совмещения баз не является здесь строгим, поскольку не совмещается технологическая установочная база с окончательно сформированной конструкторской базой. Последующая обработка этой поверхности ухудшит точность размеров, отсчитываемых от нее. Пример. После того как была обеспечена точность размера L ω_L между поверхностями S_1 и S_2 (рис. 3а), следует обработка поверхности S_2 с целью достижения точности размера M (рис. 3б).

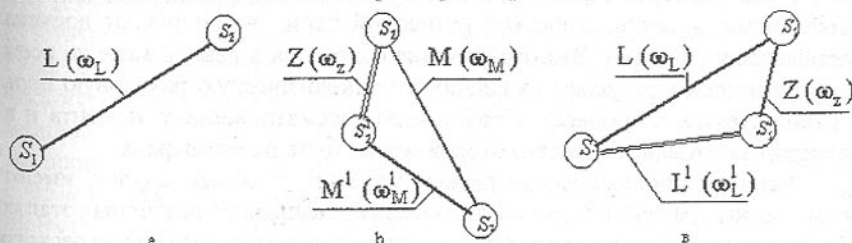


Рис. 3. Эффект снижения точности размера и роль допуска припуска

Точность размера M растет с ω_M до $\omega_M^1 < \omega_M$, при этом, удаляется припуск Z с допуском $\omega_Z = \omega_M + \omega_M^1$ (припуск является замыкающим звеном). Точность размера L (рис. 3в) (здесь размер L - замыкающее звено) снижается с ω_L до $\omega_L^1 = \omega_L + \omega_M + \omega_M^1$. Снижение точности размера L связано с появлением конфликта между целями, преследуемыми на различных технологических переходах. Условно можно говорить о конфликте между размерами-целями или о связанности формирования этих размеров. Этот эффект влечет за собой необходимость достижения большей точности некоторых размеров на ранних этапах технологического процесса в такой степени, что последующее ухудшение точности не приведет к появлению брака. Кроме того, видно, что допуск удаляемого припуска при обеспечении точности размера являющегося целью перехода существенно влияет точность размеров, которые не являются целями перехода, но отчитываются от обрабатываемой поверхности.

Состояние связанности или конфликтности между размерами целями появляется в результате того, что а) размерные связи детали имеют целостный характер, когда как размерные связи технической системы целостны только в пределах операций, а каждая из них оказывает существенное влияние на характер этих связей через особенности станка, приспособлений, инструмента, методов обработки, методов настройки и т. д.; б) последовательность обработки поверхностей, определяемая размерными связями детали, не может быть реализована в технической системе; в) размерные связи устанавливаются между поверхностями, которые согласно техническим требованиям требуют обработки с различным числом и различной точности переходов.

В общем случае, технологическая размерная цепь включает в себя размер-цель, технологический размер, посредством которого обеспечивается размер-цель и один или несколько размеров уже сформированных. Последние, в свою очередь, были сформированы ранее посредством соответствующих технологических размеров или относятся к заготовке. Таким образом, технологическая размерная цепь состоит из размера-цели, технологических размеров и размеров на заготовке. Размеры-цели, будучи замыкающими, в технологической размерной цепи, ограничивают допуски составляющих звеньев. Это ограничение относится в равной мере ко всем технологическим размерам входящих в технологическую размерную цепь и используемых в процессе обработки до рассматриваемого момента и к размерам заготовки, точность которой может быть пересмотрена.

Разные технологические размерные цепи, в общем случае, имеют общие звенья, различной точности и сформированные на различных этапах обработки. Вследствие этого, точность одного и того же технологического

размера продиктована точностью множества размеров-целей. Точность технологического размера определится самым жестким из этих условий. Как результат компоненты $\omega_{техн}$ в выражениях (1, 2, 3) назначаются ситуационно и определяются множеством факторов.

Таким образом, при использовании и принципа совмещения баз и принципа постоянства баз эффект увеличения точности обработки сводится, главным образом, к исключению погрешности базирования, хотя механизмы этого исключения отличны. Другим важным источником увеличения точности являются эффекты компенсации погрешностей на всех этапах: наладки, установки, обработки.

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИМИ РЕШЕНИЯМИ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО ПРОЦЕССА

Томчук В.И., Веселовская Н.Р.

(ОАО "ВПЗ", ВГАУ, г.Винница, Украина)

The efficiency of creation of machines depends on a level of a technological medium of the manufacturer. In this connection the important problem is the creation of an integrated computer- test system for an automated evaluation of parameters of quality, reliability, efficiency of vibrations in machine tools and of model of a decision making of presented in this paper.

Эффективность создания любых видов машин зависит от уровня технологической среды производителя, под которой понимается оптимальная совокупность высоких технологий, прогрессивного технологического оборудования, инструмента, оснастки, систем автоматизированного проектирования и управления, организации производства. Состояние технологической среды во многом определяет технологическую независимость страны, уровень развития машиностроения в целом.

Анализируя схему методологии создания машины можно заметить, что технологическая среда представляет собой инвариантный модуль, присутствующий в процессах создания любых машин, а главной, "физической" сущностью технологической среды является реализация технологического процесса, основу которого составляет станок как технологическая машина. Любая технологическая среда реализует теми или иными методами процесс изготовления деталей и сборки узлов по поступающей на вход системы информации о требуемых параметрах качества и потребного количества посредством использования основных атрибутов: технологии, станков, инструментов, приспособлений.

Технологическая среда, исходя из системных позиций, есть производная от рынка конкурентоспособных машин, а станок является основной машиной технологической среды. Одной из важнейших характеристик любого товара, содержащая комплексную оценку всей совокупности его качественных (потребительских) и экономических свойств (параметров) относительно выявленных требований рынка или свойств другого товара является конкурентоспособность. Понятие конкурентоспособности имеет относительный характер. Оно четко привязано к условиям конкретного рынка и времени продажи. Большинство покупателей приобретает тот товар, который соответствует общественным потребностям, при этом каждый покупатель приобретает то, что наиболее полно удовлетворяет его потребностям. При определенных технических характеристиках и ориентировочной цене продажи возникает задача разработки и производства станка, отличающегося перспективными конструкторскими решениями и передовой технологией изготовления. Процесс отбора и применения нововведений должен быть охвачен организационным управлением, в качестве информационной основы которого предлагается использовать систему компьютерного мониторинга интеллектуального продукта, которая применительно к производственной компании, выпускающей сложное станочное оборудование (обычно гамму изделий) должна обладать рядом особенностей, главной из которых является целевая ориентация на конкурентный сектор рынка, совершенствование конструкторских решений станков, процессов их изготовления.

Принятие любого решения по построению производственной системы должно производиться на основе технико-экономического анализа. Авторами предлагается модель управления технико-экономическими решениями состоящая из таких блоков: задания основных исходных данных; оценки производственно-технических решений; экономического анализа принимаемых решений; принятия финансово-коммерческих решений; формирования и визуализации аналитической информации. Рассмотрим более подробно каждый из блоков. Блок задания основных исходных данных содержит информацию о технических характеристиках станка, намечаемых объемах выпуска, данные по возможной цене реализации, а также всю необходимую нормативно-справочную и коммерческую информацию. Задается также возможность изменения исходных данных. В функции блока входит анализ исходной информации и размещение ее в базе данных. Выходными данными служит информация, используемая при работе блоков оценки производственно-технических решений и экономического анализа принимаемых решений.

Блок оценки производственно-технических решений содержит:

- 1) состав функциональных узлов и систем, входящих в создаваемый станок;
- 2) возможности изменения технических характеристик;
- 3) варианты конструкторско-технологической реализации каждого из узлов с уровнем преемственности технических решений;
- 4) информацию о возможных вариантах производственной реализации каждого узла и системы (полностью собственное изготовление, собственное изготовление в сочетании с закупкой некоторых комплектующих, покупка узла или системы целиком);
- 5) информацию об ограничениях некоторых вариантов производственной реализации (например, система ЧПУ только покупается у конкретной фирмы).

В блок принятия финансово-коммерческих решений входят два подблока: оценки финансовых возможностей обеспечения производства; оценки маркетинговых решений и затрат на маркетинг. Подблок оценки маркетинговых решений и затрат на маркетинг получает информацию о: типе и содержании маркетинговой деятельности, включая вопросы информационного мониторинга рынка, участия в выставках, изготовления и распространения каталогов, послепродажного сервиса; сбыте станков собственными силами или посредством дилеров; объеме и источниках финансирования маркетинга. Блок принятия финансово-коммерческих решений взаимодействует с блоками оценки производственно-технических решений, экономического анализа принимаемых решений, формирования и визуализации аналитической информации. Входной информацией блока являются: варианты конструкторско-технологических решений и производственной реализации; организация маркетинга и решения по финансированию производства и маркетинга.

Рассматривая вопросы конкурентоспособности, речь идет о разработке и изготовлении наукоемких и высокопроизводительных станках. Выпуск конкурентоспособных на мировом рынке машин и деталей базируется на принципиально новых подходах к построению систем оценки и управления качеством, сертифицированных на соответствие требованиям международных стандартов ISO серии 900, по которым сертификации подлежат не только выпускаемые машины и детали, но и весь производственный процесс, включая технологию, оборудование, методы и средства контроля и диагностирования.

Производители и потребители наукоемкого станочного оборудования должны общаться на едином технико-технологическом языке в плане понимания качества, надежности и эффективности, а это в значительной степени определяется построением производственного процесса, использованием единых стандартов, обеспечением достоверной оценки показате-

лей качества, надежности и эффективности. В связи с этим важной задачей при принятии технико-экономических решений на любом уровне является создание интегрированной компьютеризированной системы для автоматизированной оценки показателей качества, надежности и эффективности выпускаемых изделий и станков, например, станков для раскатки колец подшипников. Наличие такой системы позволит:

- внедрить малолюдную технологию оценки показателей качества, надежности и эффективности;
- повысить достоверность вибрационных измерений и фиксирования результатов;
- уменьшить затраты времени на контроль и диагностирование, испытания и аттестацию станков благодаря обработке результатов в реальном масштабе времени.

В условиях подшипникового завода (г. Винница, Украина) для реализации всех операций контроля и диагностирования разработана гибкая система, которая обеспечивает возможность автоматизированной оценки показателей качества, надежности и эффективности станков для раскатки колец подшипников всей номенклатуры (выпускаемых заводом подшипников). Система автоматизированной оценки показателей качества, надежности и эффективности таких станков состоит из двух основных подсистем, которые условно названы «Агрегат» - контролирует и диагностирует качество узлов и систем станков, их базовых и комплектующих деталей и «Машина» - оценивает точность, надежность, эффективность всей выпускаемой заводом номенклатуры продукции (подшипников). На рис.1 представлена разработанная укрупненная структурная схема проведения контроля и диагностирования в технологическом процессе.

Для минимизации затрат и получения наибольшей выгоды от эксплуатации технологического оборудования, а именно станков для раскатки колец подшипников, разработан функционально-статистический критерий E оценки эффективности при проведении контроля и диагностики станочно-го комплекса:

$$E = P(\bar{B})E_M + P(B)E_{od}, \quad (1)$$

где E_M - эффективность проведения диагностирования; $P(\bar{B})$, $P(B)$ - вероятность безошибочной работы и обнаружения ошибок, появляющихся одновременно в системе и объекте; E_{od} - эффективность объекта диагностирования.

Таким образом, основными выводами по рассмотренным в представленной статье проблемам являются следующие:

1. При управлении технико-экономическими вопросами необходимо создание соответствующей модели принятия решений.

2. Для обеспечения качества выпускаемых станков (технических систем) необходимо соответствие международным стандартам.

3. Для выявления отклонений, дефектов, повреждений в процессе эксплуатации как отдельных систем и узлов станка, так и всей системы, необходимо создание и разработка систем комбинированного диагностирования.

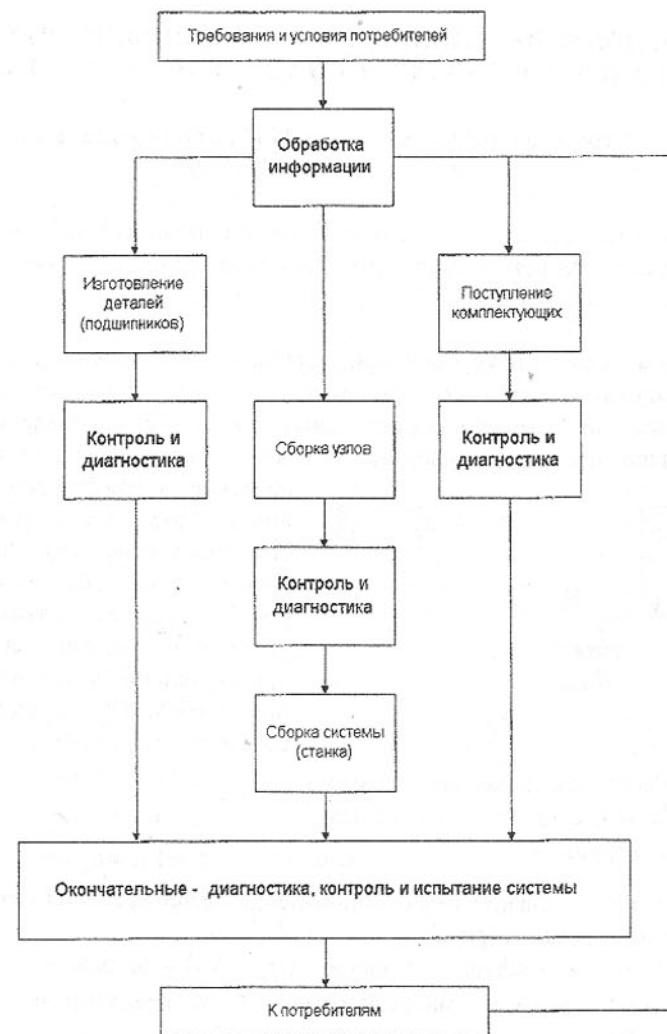


Рис.1. Схема проведения контроля и диагностирования

4. Для определения минимизации затрат и получения наибольшей выгоды от эксплуатации технологического оборудования необходимо разработать соответствующий функционально-статистический критерий оценки эффективности при проведении контроля и диагностики станочно-го комплекса.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИИ ИНСТРУМЕНТА НА НАДЕЖНОСТЬ ЗАХВАТА И УДЕРЖАНИЯ КРИСТАЛЛА

Турманидзе Р.С., Амиридзе М.Н., Самхарадзе Л.Т.
(ГТУ, г. Тбилиси, Грузия)

In article is studied the influence of tool construction on reliability of crystal's catching and retention. Purpose of mentioned study was to determine degree amount of vacuum between tool and crystal.

Одним из важных условий, при разработке рациональной конструкции инструментов для монтажа кристаллов, является надежность захвата и удержания монтируемого изделия (кристалла) [1]. При проведении данного исследования нами предварительно были вычислены некоторые геометрические параметры для трех видов инструментов с различными сечениями отверстия, создающие вакуум для захвата кристалла (рис.1). Были рассчитаны объемы усеченных пирамид и объемы прямоугольной круглой и фигурной трубок. Суммарные объемы соответственно равны:

Рис.1. Усеченная пирамида с прямоугольной (а), с круглой (б) и с фигурной (в) трубками

Целью исследования стало установление значения степени вакуума для удержания кристалла (рис.2).

Если ρ_A - атмосферное давление, $(\rho_A - \Delta\rho)$ - разрежение, созданное вакуумным насосом, $\tilde{m}$ - масса кристалла, $\tilde{g}$ - ускорение свободного падения, $\tilde{s}$ - площадь верхней грани кристалла, тогда:

$$\rho_A \cdot \tilde{s} - (\rho_A - \Delta\rho) \cdot \tilde{s} = \tilde{m}\tilde{g} \text{ или } \Delta\rho = \frac{\tilde{m}\tilde{g}}{\tilde{s}} \quad (2)$$

Таким образом, для удержания кристалла в инструменте должно быть создано давление

$$\rho_A - \Delta\rho = \rho_A - \frac{\tilde{m}\tilde{g}}{\tilde{s}}$$

Формула (2) теоритическая. Из-за просачивания воздуха следует создать более высокий вакуум

$$\Delta\rho = \rho_0 \cdot \frac{\tilde{m}\tilde{g}}{\tilde{s}} \quad (3)$$

где $\rho_0 > 1$ - коэффициент запаса.

Теперь посмотрим, для какого из инструментов, изображенных на рис.1, нужно создать более высокий вакуум, чтобы удержать один и тот же кристалл. Это легко определить, вычислив то количество откаченного воздуха в каждой из инструментов, которое требуется для удержания кристалла. Естественно, что более интенсивный вакуум будет соответствовать большому количеству откаченного воздуха.

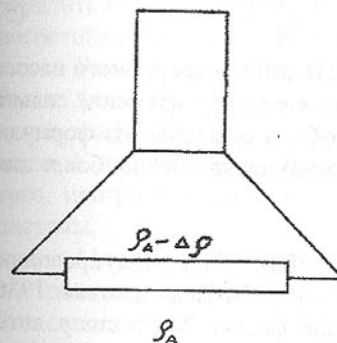


Рис. 2. Инструмент удерживающий кристалл.

В дальнейшем будет использована формула Клайпенова для идеального газа. В нашем случае, при достаточно высоких температурах и низких давлениях, эта формула даст вполне удовлетворительные результаты, так как свойства реальных газов при высоких температурах и низких давлениях близки к свойствам идеальных газов [2; 3].

Задача ставится следующим образом. При неизменной температуре $t^{\circ}\text{C}$ и, естественно, неизменном внутреннем объеме инструмента $\tilde{V}_u$ создается разность давлений

$$\Delta\rho = \frac{\tilde{m}\tilde{g}}{\tilde{s}}$$

Требуется определить массу откаченного воздуха.

Согласно формуле Клайпенова для двух состояний газа, имеем

$$\rho_A \tilde{V}_u = \frac{M_0 T_0 R}{\mu} \text{ (до откачки воздуха)}$$

где M_0 - масса воздуха внутри инструмента, $T_0 = (273 + t)/K$ - температура воздуха, R - универсальная газовая постоянная, μ - молярная масса возду-

ха, и $(\rho_A - \Delta\rho) \cdot \tilde{V}_u = \frac{M_1 T_0 R}{\mu}$ (после откачки воздуха)

Вычитая равенство почленно, получили

$$\Delta p \cdot V_u = \frac{(M_o - M_1) \cdot T_o R}{\mu} = \frac{\Delta M \cdot T_o R}{\mu}$$

$$\Delta M = \frac{\mu \cdot \Delta p \cdot \tilde{V}_u}{RT_o} = \frac{\mu \cdot \tilde{m} \tilde{g} \cdot \tilde{V}_u}{R \cdot T_o \cdot \tilde{S}} \quad (4)$$

А вставив в нее V_a , V_b и V_c вместо $\tilde{V}_u$ (см. формулу 1), эта последняя формула дает ответ на, интересующий нас, вопрос.

Казалось бы, ввиду того, что $V_a > V_b$, более интенсивный вакуум следует создавать в случае инструмента, изображенного на рис. 1а, но с другой стороны, уменьшение поперечного сечения трубки и ее удлинение снижает коэффициент полезного действия вакуумного насоса. Действительно, известно, что масса газа M , протекающая за единицу времени по трубе с площадью поперечного сечения S_T и длиной H , при разности давлений p , выражается формулой

$$\Delta M = \frac{32\sqrt{2} \cdot \sqrt{\mu} \cdot \Delta p \cdot S_T \cdot \sqrt{S_T}}{3\pi\sqrt{R} \cdot \sqrt{T} \cdot H} \quad (5)$$

Как видно из этой формулы, интенсивность работы вакуумного насоса (т.е. количество протекающего по трубе газа в единицу времени) сильно зависит от площади поперечного сечения трубы и ее длины. Из формулы (5) следует, что во всех случаях нужно пользоваться как можно более широкими и короткими трубками.

Список литературы: 1. Бер А.Ю.; Минсер Ф.Б. Сборка полупроводниковых приборов и интегральных микросхем. М., «Высшая школа», 1986, с.280. 2. Фриш С.Э.; Тиморева А.В. Курс общей физики. М., текст. литература, 1957. 3. Физический энциклопедический словарь, М., «Советская энциклопедия», 1983, с.288.

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ПОДСИСТЕМА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТП

Улашкин А.П., Решетникова О.В. (ХИТУ, г. Хабаровск, Россия)

The automated subsystem is described, it can be used at designing technological processes. The subsystem is intended for forecasting and maintenance wear resistant of machine parts at its manufacturing and restoration. The basic result of work of a subsystem is the choice of the method of finishing processing and as-

signment of modes of processing allowing to ensure required parameters of quality, determined from a condition of the minimal intensity of wear process of machine parts, and having thus the least cost price.

Бурное развитие информационных технологий, повсеместная автоматизация и рост технической оснащенности всех без исключения сфер деятельности человека, в частности машиностроительного производства, требуют разработки принципов и средств автоматизированного исполнения конструкторских, проектных и других видов работ, создания соответствующего программного обеспечения.

Проблема повышения и обеспечения износостойкости сопряжений до настоящего времени не утратила своей значимости. В настоящее время вычислительная техника находит широкое применение при исследовании процессов износа для получения математических моделей, связывающих параметры износостойкости с характеристиками качества ПС деталей и технологическими режимами процесса обработки. Однако в целом следует отметить недостаточный уровень автоматизации процессов управления износостойкостью при выполнении проектных работ.

Во изменение указанной ситуации была поставлена задача разработки Автоматизированной подсистемы (АП) прогнозирования и обеспечения износостойкости на стадии проектирования технологического процесса. К настоящему моменту сформирована структура АП (рис.1). Кроме того, программно реализован модуль «Износ» автоматизированной подсистемы.

Модуль «Себестоимость» предполагает решение следующих задач: построение математических моделей формирования себестоимости ОУО в зависимости от некоторого уровня износостойкости детали для всех элементов первичной выборки; определение себестоимости ОУО при фиксированных значениях ПКПС и режимов обработки; оптимизация математической модели формирования себестоимости относительно режимов обработки при условии обеспечения требуемой износостойкости; отбор из элементов первичной выборки метода(ов) ОУО, обеспечивающих минимальную себестоимость – вторичная выборка.

Результаты вычислений, осуществляемых модулем «Износ» разрабатываемой автоматизированной системы обеспечения износостойкости, предполагают использование как в качестве критериев при выборе оптимального метода финишной обработки, так и в качестве самостоятельных результатов работы автоматизированной системы в целом.

Разрабатываемая АП предполагает реализацию трех основных модулей: «Износ», «Технология», «Себестоимость». Обязательному исполнению подлежат модули «Износ» и «Технология», тогда как модуль «Себе-

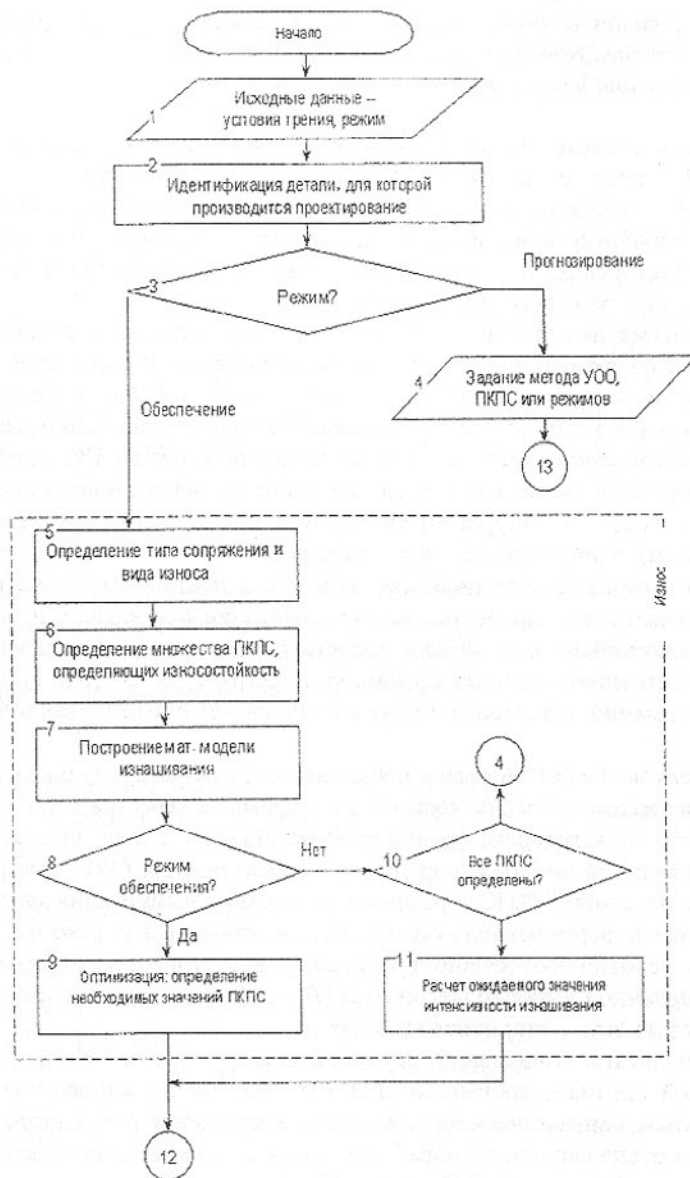
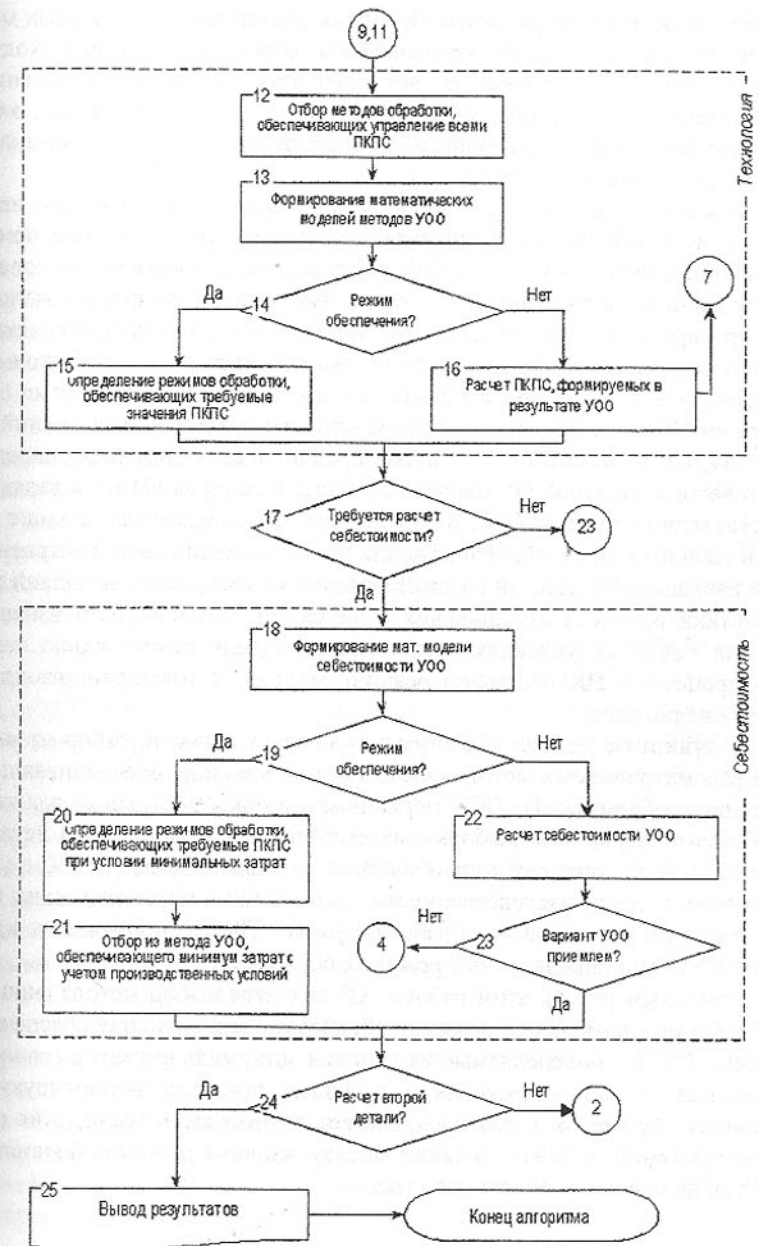


Рис. 1. Структура АП



Продолжение рис. 1.

стоимость» может игнорироваться. При функционировании названных модулей используются массивы, хранящиеся в банке данных. Сюда входят данные об условиях изнашивания, признаки идентификации сопряжений по определенным признакам, характеристики материалов и смазок, элементы базовых множеств различных математических моделей, сведения о технологических методах ОУО и др.

Подсистема предполагает функционирование в двух режимах: прогнозирования и обеспечения износостойкости. Указанные режимы принципиально различаются между собой на уровне качественного подхода к проектированию. Режим прогнозирования фактически сводится к выполнению проверочных расчетов на износ, при этом не осуществляется оптимизация методов обработки и может не выполняться расчет себестоимости. Режим обеспечения подразумевает полное исполнение алгоритма выбора метода УОО для обеспечения износостойкости деталей сопряжений.

Каждый из выявленных модулей предполагает выполнение определенного набора функций. Основными функциями модуля «Износ» являются: определение набора ПКПС, оказывающих превалирующее влияние на износ, в зависимости от типа сопряжения и вида изнашивания; построение модели изнашивания деталей рассматриваемого узла; расчет выходной характеристики процесса изнашивания – линейной интенсивности изнашивания при заданных условиях; оптимизация модели относительно параметров процесса – ПКПС; расчет реакции модели на изменение входных параметров процесса.

К функциям модуля «Технология» следует отнести: отбор из множества рассматриваемых методов ОУО группы методов, обеспечивающих управление требуемыми ПКПС – первичная выборка; построение для каждого элемента первичной выборки математической модели ОУО детали, определяющей влияние режимов обработки на формируемые ПКПС с учетом технологической наследственности; оптимизация математических моделей относительно режимов обработки; расчет ПКПС, получаемых в результате ОУО при определенных режимах обработки.

Основным результатом работы АП является выбор метода финишной обработки и назначение режимов обработки, позволяющие обеспечить требуемые ПКПС, определяемые из условия минимальной интенсивности изнашивания деталей сопряжения, и имеющего при этом наименьшую себестоимость. Кроме того, АП предполагает возможность проведения расчетов сопряжений на износ, а также оценку влияния режимов финишной обработки на износостойкость узла трения.

К ВОПРОСУ ВЫБОРА И МЕТРОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ СИСТЕМЫ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Федоров В. П., Нагоркин М. Н., Ковалева Е. В., Моргаленко Т. А.
(БГТУ, г. Брянск, Россия)

The elements of the new approach to choice of systems of metrics of quality of surfaces of details of machines, founded on usage of theory to information, criteria of choice of the rational system are considered. The flowcharts of definition of parametric reliability of technological system and measuring-intelligence system of measurements of the geometrical characteristics of surfaces are given.

Качество машины в сфере эксплуатации во многом определяется эксплуатационными свойствами соединений поверхностей деталей. Это точность, контактная жесткость, износостойкость, плотность соединений и др. Указанные свойства характеризуются параметрами состояния контактирующих поверхностей, из которых могут использоваться до $k = 25$ показателей, 13 из которых являются доминирующими и метрологически обеспеченными в производственных условиях [1].

Элементарные расчеты показывают, что при изменении k от 25 до 13 количество теоретически возможных систем показателей качества $N_{\max} \in (335544431, 8191)$. Его конкретное значение, наряду с k определяется конкретно выбранным количеством r параметров, входящих в систему.

Если рассматривать лишь параметры шероховатости, то для использования в производственных целях ГОСТ 2789-73 регламентирует: $Ra, Rz, R_{max}, Sm, S, tp$ ($k = 6$). Тогда расчет показывает, что для производственного ка возможна регламентация качества по шероховатости $N = 63$ возможными системами. Естественно, что на практике величина N значительно меньше и величины k и r определяются регламентируемыми эксплуатационными свойствами, возможностями технологических и метрологических систем (ТС и МС, соответственно). Кроме того, информационная содержательность систем показателей качества различна для исследователя (k_1, r_1) и производителя (k_2, r_2) и определяется их тезаурусом. Обычно $k_2 < k_1, r_2 < r_1$.

Случайный характер параметров качества обуславливает различную неопределенность регламентирующих систем, которая может быть оценена информационной энтропией, которая для простой однопараметрической дискретной системы составляет величину:

$$H(Y) = - \sum_{i=1}^n P_i \log P_i, \quad (1)$$

где P_i - вероятности возможных i состояний системы $Y_1, Y_2, \dots, Y_n$. Логарифм берётся по основанию 2. Тогда для однопараметрической системы регламентации параметра качества Y с двумя возможными множествами его состояний имеем: $Y_1 \in (\bar{Y} \pm \delta\bar{Y})$ и $Y_2 \notin (\bar{Y} \pm \delta\bar{Y})$. Здесь $(\bar{Y} \pm \delta\bar{Y})$ - допустимый интервал изменения параметра Y , $\bar{Y}$ его средняя величина, δ - относительное отклонение ($0 < \delta \ll 1$). Соответствующие вероятности $P_1 = P(Y_1 \in (\bar{Y} \pm \delta\bar{Y}))$ и $P_2 = 1 - P_1$ определяют параметрическую надёжность (ТС) по параметрам качества Y обрабатываемой детали. Энтропия такой системы определяется по формуле (1). Дискретность параметра Y в этом случае означает либо соответствие допустимому интервалу (Y_1), либо его отсутствие. Это случай с дискретным показателем.

Если параметр Y - непрерывный и имеет нормальное (логнормальное) или равномерное распределение, то энтропия соответствующих систем составит [2]:

$$H_1 = \log \frac{\sqrt{2\pi e} \cdot \sigma}{\Delta Y} \quad (2), \quad H_1 = \log \frac{\beta - \alpha}{\Delta Y} \quad (3)$$

В обоих случаях она не зависит от значения параметра Y , а определяется параметрами распределения (σ, α, β) и шагом квантования ΔY .

Таким образом, для рационального выбора систем показателей качества по критерию их информационной энтропии необходимо знать: P_i - вероятности выполнения заданий по обеспечению i регламентируемых параметров качества; их среднеквадратические отклонения σ_i , оценками которых являются величины $S\{Y_i\}$; интервалы квантования ΔY_i при непрерывном распределении Y_i .

Если рассматривать систему из параметров Y_i показателей качества поверхностного слоя (ПКПС) обрабатываемой детали, то в конструкторской документации она регламентируется интервальными оценками вида:

$$Y_i < \bar{Y}_i, \quad (4) \quad Y_i > \bar{Y}_i, \quad (5) \quad \bar{Y}_i \in (\bar{Y}_i \pm \delta\bar{Y}_i). \quad (6)$$

Здесь $\bar{Y}_i$ - номинальное значение i -того параметра ПКПС, $\delta\bar{Y}_i$, ($0 < \delta < 1$) - его допустимое отклонение от номинала. Оценки (4, 5) представляют собой односторонние, а (6) - двухстороннее ограничения по параметру качества Y_i . Причём, оценка (6) может быть и несимметричной.

В случае непрерывного распределения вероятностей параметра Y с плотностью $f(Y)$ в однопараметрической системе возможны три состояния (рис. 1):

- 1) $Y \in (Y_{\min}, Y_{\max})$ или $Y \in (\bar{Y} \pm \delta\bar{Y})$ с вероятностью P_1 ;
- 2) $Y < Y_{\min} = (\bar{Y} - \delta\bar{Y})$ с вероятностью P_2 ;
- 3) $Y > Y_{\max} = (\bar{Y} + \delta\bar{Y})$ с вероятностью P_3 .

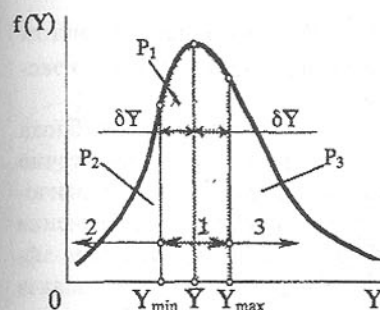


Рис. 1. К оценке энтропии однопараметрической системы при непрерывном распределении параметров качества.

лой (1) при $n = 3$.

Необходимость технологического обеспечения эксплуатационных свойств деталей машин требует использования сложных систем показателей качества их поверхности. При этом элементы таких систем, т. е. параметры качества $Y_1, Y_2, \dots, Y_S$ должны быть независимы, так как введение в систему зависимых параметров не имеет смысла. Энтропия такой системы определяется [2]:

$$H(\bar{Y}_1, \bar{Y}_S) = - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^S P_{ij} \log P_{ij} = \sum_{k=1}^S H(Y_k). \quad (10)$$

Учитывая вышеизложенное, можно предложить критерий рационального выбора системы показателей качества поверхности, который для простой (однопараметрической) системы имеет форму (11), а для сложной (многопараметрической) - форму (12):

$$\begin{cases} H(Y) = - \sum_{i=1}^3 P_i \log P_i = \min, \\ P(Y \in (\bar{Y} \pm \delta\bar{Y})) = \max \end{cases} \quad (11) \quad \begin{cases} H(\bar{Y}_1, \bar{Y}_S) = \sum_{k=1}^S H(Y_k) = \min, \\ P(Y_k \in (\bar{Y}_k \pm \delta\bar{Y}_k)) = \max \end{cases} \quad (12)$$

Минимум энтропии свидетельствует о приближении к максимальной идентификации качества поверхности данной системой показателей.

Величины $P(Y_k \in (\bar{Y}_k \pm \delta\bar{Y}_k)) = \max$ характеризуют максимальную надёжность ТС по обеспечению k -го параметра качества в заданном интервале. Это обеспечивается соответствующим выбором ТС и условий обработки поверхности.

Аппаратурно и программно реализованная схема определения надёжности ТС по обеспечению ПКПС (рис. 2) [3, 4] включает две группы блоков: А - связанная с построением и анализом имитационной модели

В общем виде вероятности P_1, P_2, P_3 для непрерывных законов распределения Y с плотностью $f(Y)$ определяются:

$$P_1 = \int_{Y_{\min}}^{Y_{\max}} f(Y) dY, \quad (7)$$

$$P_2 = \int_{-\infty}^{Y_{\min}} f(Y) dY, \quad (8)$$

$$P_3 = 1 - P_1 - P_2. \quad (9)$$

Тогда энтропия рассмотренного состояния однопараметрической системы показателя качества поверхности определяется в соответствии с форму-

формирования параметров качества Y_k ($k=1, s$); В – связанная с расчётом надёжности ТС по обеспечению ПКПС путём реализации машинного эксперимента (МЭ) над имитационными моделями.

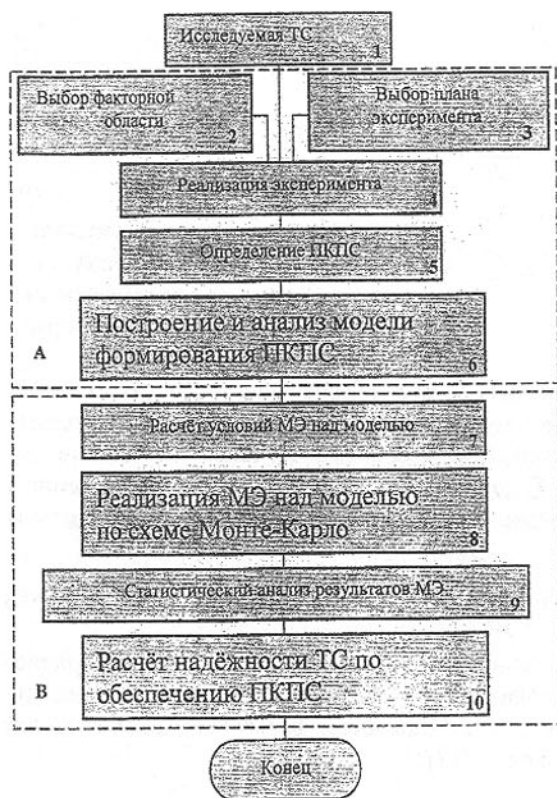


Рис. 2. Схема определения надёжности ТС по обеспечению ПКПС.

Реализация блока 5 требует достаточно мощного метрологического обеспечения ПКПС Y_k . Наиболее эффективно эта задача решается путём разработки и реализации автоматизированных измерительно-информационных систем (ИИС) на базе ЭВМ.

В состав технического обеспечения ИИС, разработанной для контроля параметров шероховатости, волнистости и отклонений от круглости (рис. 3) включены измерительные и вычислительные модули, а также модуль сопряжения. В роли вычислительного модуля выступает компьютер IBM PC с микропроцессором 80486.

Для измерения шероховатости и волнистости поверхностей деталей используется профилограф-профилометр модели 170311 завода "Калибр", а для отклонений от круглости поверхностей вращения деталей используется кругломер модели 175121 завода "Калибр". В качестве модуля сопряжения была использована плата АЦП НВЛ 03 фирмы "Сигнал", включающая 10-разрядный аналого-цифровой преобразователь (АЦП) последовательного приближения с временем преобразования 30 мс, установленная в системном блоке ПК.

Функционирование ИИС обеспечивается соответствующим математическим и программным обеспечением. Программное обеспечение по-

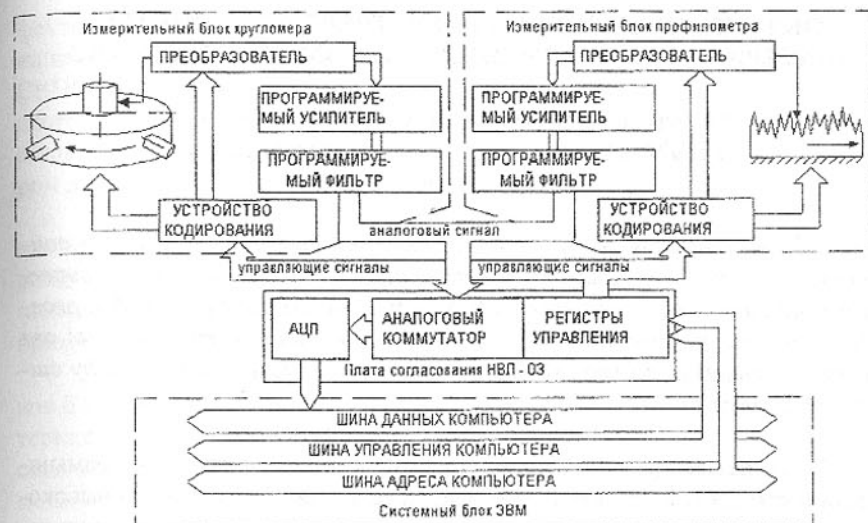


Рис. 3 Структурная схема измерительно-информационной системы

строено на использовании языка программирования Borland Pascal 7.0.

В основе работы системы лежит обработка дискретизированного сигнала, несущего информацию об исследуемом профиле. Шаг дискретизации выбирается из условия её сохранения. Запись информации в память ЭВМ производится один раз на задаваемой длине, после чего могут быть рассчитаны интересующие параметры для любого участка профилограммы или круглограммы.

Система позволяет измерять как стандартизованные, так и исследовательские характеристики шероховатости, а также проводить корреляционный и спектральный анализ исследуемых профилей поверхности.

Список литературы: 1. Сулов А. Г., Гуляев Ю. В., Дальский А. М. и др. Качество машин: Справочник в 2-х т. – М.: Машиностроение, 1995. 2. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. – М.: Наука, гл. ред. физ.-мат. лит., 1969. – 576 с. 3. Фёдоров В. П. Проблемы исследования и повышения надёжности технологического обеспечения качества деталей машин. // Трение и износ, 1997, том 18, № 3, с. 349 – 360. 4. Фёдоров В. П. Надёжность технологического управления качеством поверхностей деталей машин. // Технологическое управление качеством деталей: Сб. науч. трудов – Киев: АТМ Украины, 1988. – с. 114-123.

ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СВЕРХТВЕРДЫХ СЛОИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ В ИНСТРУМЕНТАЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Федотьев Н.А., Шаповал А.Н., Федотьев А.Н.
(ГИЦТС «Светкермет», Светловодск, Украина;
КГПИ, Кременчуг, Украина)

In clause the prospects of application of new tool materials, such as Not containing wolfram alloys cemented carbides cutting ceramics and synthetic superfirm materials are covered. The results of tests of cutters equipped SPM at processing of cemented carbides of group BK and containing carbon, of steel are given. The modes of cutting are offered at processing various materials by cutters equipped SPM.

В настоящее время прогресс машиностроения в развитых в промышленном отношении странах обусловлен расширением применения высокопрочных труднообрабатываемых материалов, в том числе и неметаллических, а также необходимостью непрерывного повышения производительности труда при существенном повышении показателей точности обрабатываемых деталей. В связи с этим предъявляются повышенные требования к работоспособности режущего инструмента, которую можно обеспечить за счет повышения качества известных и создания новых инструментальных материалов.

Особое место в инструментальном производстве занимают сверхтвердые материалы (СТМ) на основе алмаза и нитрида бора различных марок: АСПК (карбонадо), СВБН, СВНБ, «Компакс», «Синдайт», «Эвамант», «Полиблок», композиты 01 (Эльбор-р), 02 (Белбор), 05 (композит-05), 10 (гексанит-р), «Боразон», «Амборит», «Эвазон» и другие материалы. Увеличивается потребление синтетических алмазов, сверхтвердых материалов на основе кубического нитрида бора (КНБ), а также материалов типа силон на основе нитрида кремния и окиси алюминия, особенно эффективных при обработке чугуна с большими припусками на высоких скоростях резания, и при обработке никелевых сплавов. В последние годы сверхтвердые материалы для режущего инструмента более широко применяются при обработке закаленных сталей, чугунов, цветных металлов, неметаллических материалов и твердых сплавов.

Особенно большое внимание уделяется слоистым композиционным материалам. Это внимание объясняется возможностью повышения надежности крепления СТМ к корпусу и возможностью многократного перетачивания инструмента, при высокой чистоте обрабатываемой поверхности. Особенно интенсивно проводятся работы по созданию новых высокоэф-

фективных слоистых композиционных СТМ и режущих инструментов, оснащенных ими (такие как СВБН) на основе искусственных алмазов, и СВНБ, рабочий слой которого состоит из поликристаллического кубического нитрида бора. Это СТМ, получаемые методом спекания микропорошков при высоких давлениях и температурах, в виде цилиндров диаметром 3,6-4,0 мм, высотой 2-3 мм.

Материал СВБН предназначен для чистовой обработки деталей из цветных металлов, высокопрочных композиционных полимерных материалов, твердых сплавов. Однако он не может использоваться для углеродсодержащих материалов. Для обработки таких материалов необходимо применять СВНБ.

Для лезвийной обработки штампового инструмента из твердых сплавов ВК15-ВК20, в настоящее время широко применяется сверхтвердый материал на основе нитрида бора (эльбор-р, гексанит-р) и поликристаллические алмазы (АСПК, «Компакс», СВБН, и другие). Из анализа физико-механических свойств этих материалов, приведенных в таблице 1 видно, что гексанит-р имеет промежуточные показатели по твердости и прочности между эльбором-р и АСПК. Поэтому для проведения стойкостных испытаний при точении спеченного твердого сплава ВК20КС были выбраны два материала: эльбор-р и АСПК, имеющие наименьшую и наибольшую твердость и низкую прочность, а также материал СВБН-5В, созданный во ВНИИТС и имеющий высокую прочность и достаточно высокую твердость.

Таблица 1 - Физико-механические свойства некоторых сверхтвердых материалов

Наименование материала	Прочность, МПа	Микротвердость
Эльбор-р	1300-2100	7000-7500
Гексанит-р	350-4200	4800-5000
АСПК (карбонадо)	1600-2200	7000-10000
СВБН-5В	9500-10930	8000-9500

Исследованиями установлено, что слоистый сверхтвердый материал СВБН, полученный при высокотемпературном синтезе в условиях высокого давления, представляет алмазный слой толщиной от 0,5 до 1 мм, соединенный в результате спекания с твердосплавной подложкой.

Исследования работоспособности различных марок СТМ при точении твердых сплавов проводились на станке 1К625. Обрабатывали вставки из твердых сплавов ВК8, ВК10, ВК15, ВК20КС диаметром 17-27 см. Обработка проводилась без охлаждения при помощи инструмента с механическим креплением специально изготовленных режущих пластин. За критерий износа резца была принята величина $h_3 = 0,3$ мм.

В таблице 2 приведены оптимальные режимы обработки твердых сплавов для различных сверхтвердых материалов применявшиеся в исследованиях.

Таблица 2-Режимы обработки

Наименование материала	Скорость v , м/мин	Подача s , мм/об	Глубина резания t , мм
Эльбор-р	9	0,11	0,5
АСПК (карбонадо)	14,5	0,11	0,5
СВБН-5В	20	0,13	0,9

Все визуальные наблюдения и контроль износа резцов осуществлялись на инструментальном микроскопе ММИ-1. Для замера сил резания и для их записи использовались динамометр УДМ и осциллограф модели К121.

В табл. 3 приведены геометрические параметры режущей части инструмента, оснащенного СТМ, которые были выбраны при испытании.

Таблица 3-Геометрия режущего инструмента

Передний угол γ , град	Задний угол α , град	Главный угол в плане ϕ , град	Вспомогательный угол в плане ϕ_1 , град	Радиус при вершине r , мм
0	7	30	10	0,2

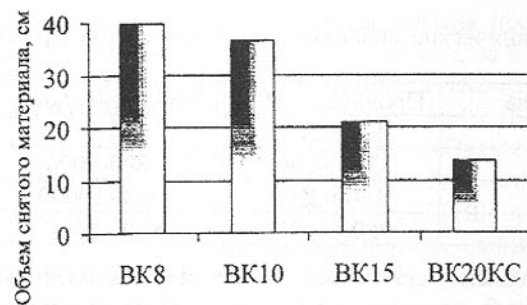


Рис.1. Объем снятого материала при точении сплава BK20KC для различных марок СТМ

При анализе данных, приведенных на рис. 2 и 3 видно, что с уменьшением процентного содержания кобальта объем снятого материала увеличивается, а силы резания возрастают. Такое увеличение объема снятого материала можно объяснить тем, что сплав BK20KC более вязкий и обработка его сопровождается более высокими температурами в результате более длительного контакта стружки и передней поверхности резца. Подтверждением этого слу-

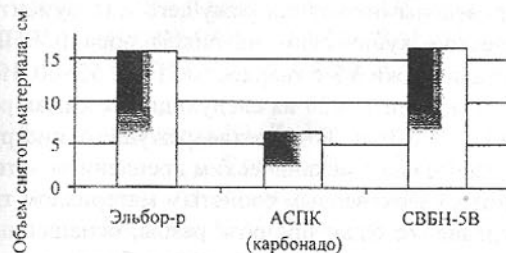


Рис.2. Объем снятого материала различных марок твердого сплава при обработке СВБН-5В

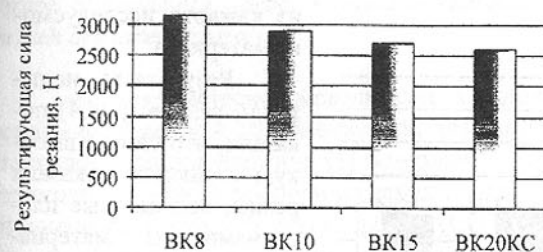


Рис.3. Сила резания при точении твердых сплавов материалом СВБН-5В

жит полученная стружка. При обработке сплава BK20KC она элементная, а при обработке сплава BK-8 – стружка скалывания. При изучении характера износа видно, что при обработке сплава BK20KC на задней грани имеются мелкие полосы, перпендикулярные к режущей кромке, что свидетельствует о начальной стадии адгезионного износа, причем выкрашивание на режущей кромке отсутствует. При обработке сплава BK8 наблюдается механическое разрушение режущей кромки, а также вырывы по задней грани. Объясняется это тем, что контакт инструмента с обрабатываемым материалом имеет релаксационный характер в виду малого содержания связи и большого содержания зерен карбида вольфрама. А так как оба материала (обрабатываемый и обрабатывающий) имеют в основе твердую составляющую (зерна карбида вольфрама и алмаза), то процесс стружкообразования при обработке BK8 определяется явлением хрупкого отрыва, а износ инструмента – механическим разрушением. Подтверждением этого может служить шероховатость обработанной поверхности. Данные эксперимента по определению шероховатости R_a приведены в табл. 4.

Таблица 4-Шероховатость обработанной поверхности

Марка сплава	R_a , мкм
BK20KC	2,1
BK15C	2,5
BK10	0,5
BK8	0,5

Дополнительно были проведены испытания режущего инструмента, оснащенного поликристаллическим кубическим нитридом бора (СВНБ) при обработке углеродистой стали марки У8 с твердостью HRC 55÷60. Испытания проводились на станке модели 16K20 на следующих режимах резания: $v=135\text{ м/мин}$, $s=0,07\text{ мм/об}$, $t=0,3\text{ мм}$. В качестве режущего инструмента использовались проходные резцы с механическим креплением четырехгранных пластин, оснащенных сверхтвердым слоистым материалом типа СВНБ-20 и СВНБ-14. В сравнение были приняты резцы, оснащенные композитами эльбор-р и гексанит-р. За критерий затупления была принята величина износа по задней поверхности, равная 0,3 мм. Геометрические параметры режущей части резцов были приняты следующие: $\alpha=11^\circ$, $\gamma=0^\circ$, $\varphi=45^\circ$, $\varphi_1=45^\circ$, $\lambda=0^\circ$, $r=1,2\text{ мм}$. В экспериментах использовали по три резца

из каждого исследуемого материала.

Результаты испытаний резцов (рис.4) показали, что самую высокую стойкость показали резцы, оснащенные пластинами из материала СВНБ-14, и самую низкую – резцы, оснащенные пластинами из материала гексанит-р.

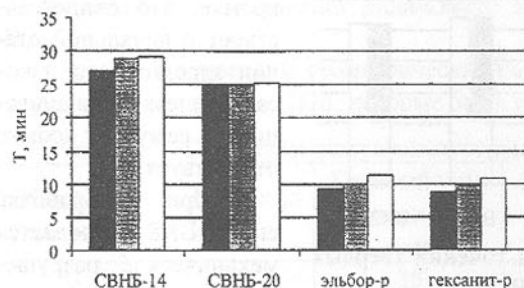


Рис.4. Результаты испытаний резцов, оснащенных СТМ

Выводы:

1. Сверхтвердый слоистый материал типа СВНБ можно применять при точении твердого сплава группы ВК;
2. Из исследуемых материалов («Эльбор-Р», «Карбонадо», и СВНБ-5В) лучшие результаты получены при использовании СВНБ-5В;
3. Силы резания, возникающие при точении, могут являться критерием для определения рациональных режимов резания, при максимальном съеме обрабатываемого твердого сплава;
4. С повышением содержания кобальта от 8 до 20 % обрабатываемость сплавов точением снижается в 2 – 3 раза;
5. Шероховатость поверхности R_a равна: при обработке сплавов ВК8, ВК10 – 0,5 мкм; ВК15, ВК20КС – 2,0÷2,5 мкм.
6. Для обработки углеродистых сталей рекомендуется применять материал СВНБ.

ИЗУЧЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ НЕРАВНОВЕСНОГО ПРОЦЕССА ПОЛИРОВАНИЯ ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ АЛЮМОСИЛИКАТОВ

Филатов Ю. Д., Горбачев Г. Ф., Сидорко В. И.,
Крамар В. Г., Скрыбин В. В.

(ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины,
ИПМ им. И. Н. Францевича НАН Украины, г. Киев)

Here are represented the results of done hydromechanical researches for the behavior of process liquid in zone of tool and detail contact in nonequilibrium polishing process of silica- and alumina-containing materials. Owing to the break of continuity, process liquid is represented as discrete set of drops, which are taken separately.

Анализ кластерной модели износа взаимопритирающихся поверхностей инструмента и обрабатываемой детали из кремнеземсодержащих материалов при полировании [1] позволяет сделать вывод о том, что интенсивность их износа пропорциональна l^2 (толщина зазора между ними, заполненного технологической средой (СОТС)). Из этого следует, что для интенсификации процесса полирования толщину l необходимо уменьшать, что может быть обеспечено за счет увеличения номинального давления прижима инструмента к детали p_a или за счет уменьшения объема (расхода) СОТС. Первый путь (интенсификация режимов) приводит к линейному росту производительности полирования обрабатываемого материала с увеличением p_a и ограничивается прочностными характеристиками инструмента. Второй путь (уменьшение расхода СОТС) обеспечивает более существенный рост производительности обработки (пропорционально l^2), но имеет недостаток, заключающийся в возможности образования «прижогов» на обрабатываемой поверхности при неконтролируемом уменьшении l .

В связи с тем, что кластерная модель износа поверхностей инструмента и обрабатываемой детали [1] разработана применительно к равновесному процессу полирования (давление внутри СОТС p_g , находящейся в зазоре между инструментом и деталью на площади их контакта, в точности равно номинальному давлению прижима инструмента к детали p_a), непосредственное применение ее к неравновесному процессу, когда $p_g \neq p_a$, в общем случае неправомерно.

Рассмотрим гидродинамическое взаимодействие плоских поверхностей инструмента и детали в процессе полирования. Схема полирования кремнезем- и глиноземсодержащих природных и искусственных материа-

лов (оптических деталей, изделий из строительных и поделочных камней, ситаллов и гранитной керамики и т.п.) такова, что фактически можно считать, что через зазор между поверхностями инструмента и обрабатываемой детали течет жидкость (СОТС). Поведение жидкости при обтекании поверхности рассмотрено в гидромеханике [2], из которой известно, что при больших числах Рейнольдса формируется пограничный слой, состоящий из ламинарного, переходного и турбулентного участков.

Для процесса полирования указанных деталей характерны следующие условия: частота вращения инструмента порядка 30 с^{-1} (около 300 об/мин), давление прижима инструмента к обрабатываемой детали $p_a = 0,05 \text{ МПа}$, диаметр инструмента $D = 0,2 \text{ м}$, в качестве СОТС используется вода (динамическая вязкость при нормальных условиях $\eta = 10^{-3} \text{ Па} \cdot \text{с}$, кинематическая вязкость $\nu = 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$). Число Рейнольдса для указанных условий течения жидкости в соответствии с формулой Блазиуса [2]: $Re_L = V \cdot L / \nu$, в которой $V \approx 3 \text{ м/с}$, $L = D = 0,2 \text{ м}$, составляет величину $6 \cdot 10^5$. Это означает, что в данном случае при $Re_L \geq Re_{кр} = 3,5 \cdot 10^5 - 10^6$ формируется переходной пограничный слой, то есть наблюдается переход от ламинарного слоя в турбулентный.

Кроме того, воспользовавшись величинами напряжения трения τ и динамической скорости u , определяемыми в соответствии с [2] формулами:

$$\tau = 0,332(\eta \cdot \rho \cdot V^3 / x)^{1/2}$$

$$u = (\tau / \rho)^{1/2}$$

где: ρ - плотность жидкости, $x = L/2$ - координата, можно получить, что $\tau = 5,5 \text{ Па}$, $u = 7,4 \cdot 10^{-2} \text{ м/с}$. Исходя из этого, с учетом основной эмпирической постоянной пристенного турбулентного течения [2] $\alpha = l \cdot u / \nu = 11,5$, можно рассчитать толщину слоя (l), при котором ламинарный подслой теряет устойчивость и осуществляется переход к турбулентному ядру. Полученное значение $l = 150 \text{ мкм}$ согласуется с величиной зазора между инструментом и обрабатываемой деталью (100 мкм), определенной экспериментально в статических условиях контакта полировального инструмента "Аквапол" с плоской поверхностью детали из стекла [3].

Другими словами, при течении жидкости через зазор между инструментом и деталью в процессе полирования (в предположении об идеальной гладкости этих поверхностей) ее поток будет турбулентным.

При учете волнистости поверхностей инструмента и обрабатываемой детали, что является необходимым при рассмотрении процесса полирования деталей из природного камня, алюмосиликатных ситаллов и гранитной керамики, к точности формы поверхностей которых не предъявляются сколь-нибудь определенные требования, в соответствии с [2] используется

безразмерный параметр $H = u \cdot h / \nu$ (h - средняя высота волнистости). Принимая во внимание, что для указанных выше деталей средняя высота волнистости может составлять величины от 200 мкм до 1 мм, находим $H = 14,8 - 74,0$. Это позволяет сделать заключение о том, что вершины бугорков неровностей поверхности располагаются либо в буферной зоне (при $H = 5 - 60$), либо проникают в турбулентное ядро потока (при H более 60).

Таким образом, исходя из гидромеханических соотношений, показано, что в условиях, в которых обычно осуществляется процесс полирования, возникают предпосылки для турбулентного течения СОТС через зазор между инструментом и обрабатываемой деталью. При уменьшении количества СОТС возникают условия для сильной завихренности потока жидкости и, вследствие, понижения давления из-за больших местных скоростей в ее потоке, наблюдается явление гидродинамической кавитации.

Определяя число Эйлера (число естественной кавитации) в соответствии с [2]:

$$\Omega = 2(p_n - p_v) / \rho \cdot V^2$$

где: p_n - давление жидкости в невозмущенном потоке, равное давлению внутри жидкости в равновесном процессе полирования,

p_v - давление насыщенного пара в камере,

можно рассмотреть два возможных случая. В первом случае, когда $\Omega > 0$, то есть $p_n > p_v$, силы действуют со стороны жидкости на камеру, жидкость находится в равновесии, граница камеры выпуклая в сторону жидкости. Каверна возникает и располагается в области минимального давления, то есть максимальных скоростей (на границе области). Во втором случае, когда $\Omega < 0$ ($p_n < p_v$), граница камеры должна быть вогнутая по отношению к жидкости и давление газа в камере должно быть больше, чем давление окружающей среды. Поскольку существование таких парогазовых полостей невозможно, а камеры должны располагаться в зоне пониженных скоростей, то есть уходить с границ области, естественно допустить, что образующиеся в крайних зонах инструмента (максимум скорости) камеры двигаются в направлении центральных зон (минимум скорости), сокращаются и схлопываются.

Из указанного следует, что при неравновесном процессе полирования в жидкости возникают разрывы сплошности, первоначально непрерывная водяная пленка в зазоре инструмента и обрабатываемой детали превращается в дискретный набор капель. Это приводит к изменению условий взаимодействия СОТС с поверхностями инструмента и обрабатываемой детали, изменяет тепловой режим процесса полирования, повышает его эффективность.

Рассматривая гидродинамическую схему контакта поверхностей инструмента и обрабатываемой детали применительно к неравновесному

процессу полирования по аналогии с [1], определяя радиус искривления поверхности отдельной капли СОТС из геометрических соображений, можно показать, что давление жидкости под искривленной поверхностью капель, находящихся в зазоре толщиной l между элементарными участками контактирующих поверхностей, определяется формулой:

$$p_g = -(R \cdot T / l^2) \{ (\sin \vartheta_1 + \sin \vartheta_2) / \lg[(\vartheta_1 + \vartheta_2) / 2] \}^2,$$

где: $T = \sigma (\cos \vartheta_1 + \cos \vartheta_2) - 2\eta \cdot V$,

R - радиус пятна контакта, ϑ_1, ϑ_2 - углы смачивания СОТС поверхностей детали и инструмента; σ - коэффициент поверхностного натяжения СОТС; V - скорость относительного перемещения инструмента и детали.

С другой стороны, можно получить, что при произвольном числе пятен контакта k справедливо соотношение: $p_g/p_a = (R_2/R)^2 k^{-1}$ ($R_2 = D/2$ - радиус инструмента), из которого следует, что при любых условиях $p_g > p_a$.

При выводе уравнения, определяющего число кластеров, отрывающихся с поверхностей обрабатываемой детали и инструмента $n_{кл}$ [1], учтено, то обстоятельство, что величина ξ (отношение энергии связи $E_{св}$ к энергии кластера $E_{кл}$) в неравновесном процессе полирования может заметно отличаться от 1, и показано, что:

$$n_{кл} = (\omega_{123} \cdot S / 4\pi^3 \cdot l^2) \xi \exp[-\xi] \cdot t,$$

где: ω_{123} - константа Лифшица, S - номинальная площадь контакта, t - время полирования.

Учитывая, что при $l = l_0$, $p_g = p_a$ и $n_{кл} = n_{кл}^0$ (равновесный процесс), для числа кластеров, отрывающихся с поверхности в неравновесном процессе полирования, получено уравнение: $n_{кл} = n_{кл}^0 \cdot \xi (l_0/l)^2$, в котором l определяется из выражения для p_g .

Зависимость $n_{кл}$ от l имеет две характерные области: 1 - при $l > l_0$ - это равновесный процесс полирования, при увеличении $p_a = p_g$ (уменьшении l), $n_{кл}$ и, соответственно, интенсивность износа контактирующих поверхностей возрастает; 2 - при $l < l_0$ - это процесс полирования неравновесный, $n_{кл}$ возрастает при увеличении p_g , даже при $p_a = \text{const}$.

Таким образом, на основе кластерной модели показано, что в неравновесном процессе полирования интенсивность износа поверхностей обрабатываемой детали и инструмента пропорциональны l^2 , определяются условиями их контактирования и физико-химическими свойствами СОТС. Интенсификация процесса съема обрабатываемого материала может осуществляться не только за счет оптимизации состава полировального инструмента [4] и повышения режимных параметров (например p_a), а и за счет уменьшения l .

При уменьшении количества СОТС, попадающей в зазор между инструментом и деталью, независимо от давления прижима (даже при $p_a = \text{const}$), жидкостная прослойка между контактирующими поверхностями

обязательно разорвется на определенное количество "капель" в пределах пятен контакта, а локализируются пятна в местах с $\min l$ ($\max p_g$). Именно в тех местах контакта, где l минимальна ("касание" вершин микронеровностей поверхностей), и происходят элементарные акты износа - отрыв кластеров.

Список литературы: 1. Филатов Ю. Д. Научные основы прецизионного полирования поверхностей деталей из кремнеземсодержащих материалов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук. - Киев. - 1996. - 35 с. 2. Шашин В. М. Гидромеханика. - М.: Высшая школа. - 1990. - 384 с. 3. Филатов Ю. Д., Рогов В. В. Новое в исследовании процесса полирования стекла инструментом со связанным полировальным порошком на основе диоксида цезия. - Киев. - 1993. - 32 с. (Препр./ АН Украины. ИСМ им. В. Н. Бакуля). 4. Филатов Ю. Д. Полирование поверхностей деталей из природного камня // Вісник ЖІТІ / Технічні науки. - 1999. - № 10. - С. 90 - 92.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ОПТИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Филонов И.П., Маляренко А.Д., Митенков М.В.
(БГПА, г. Минск, Беларусь)

The article deals with a problem of polishing glass intensification.

В настоящее время на финишных операциях обработки оптических деталей средней точности в большинстве случаев применяются в качестве полировального материала пекоканифольные и биомно-полистерные смолы различных составов. Применение указанных полировальных материалов не позволяет существенно интенсифицировать процесс полирования по причине нестабильности их физико-механических свойств. Кроме того, управление процессом обработки требует высокой квалификации и опыта у обслуживающего персонала.

Использование на доводочных операциях инструментов с пленочными пенополиуретановыми подложками позволяет интенсифицировать процесс окончательной обработки прецизионных оптических поверхностей [1] и стабилизировать получаемые параметры точности.

Проведенные ранее нами исследования [2] позволили установить, что процессом полирования можно успешно управлять за счет изменения температуры в зоне обработки, при этом был замечен рост производительности обработки.

Одним из путей дальнейшей интенсификации процессов доводки, по мнению авторов, является применение на стандартном оборудовании и режимах прогрессивных способов обработки и инструмента, которые обеспечивали бы получение заданных точностных и качественных характеристик в кратчайшие сроки, не требовали бы дополнительных, дорогостоящих подготовительных и наладочных операций, а также позволили бы повысить стабильность, качество и производительность формообразования.

Целью проведенных исследований был поиск оптимальных конструкций притиров, работающих в условиях изменения термического режима доводки.

Для решения данной задачи были проведены экспериментальные исследования по изучению влияния конструкции притира на точность обработки оптических деталей и время, необходимое для снятия матового слоя при изменении температуры технологической среды.

Объектом исследований служили притиры с сужающимся от центра к краю профилем из бронзы БрОЦС 4-4-4 ГОСТ 5017-74 с одним и двумя продольными осевыми разрезами. На внутреннюю поверхность корпусов притиров наклеивались полировальные подложки из пенополиуретана ППМ-1-1 ТУ ОП.004 толщиной 1 мм. Форма полировальных подложек проектировалась в соответствии с рекомендациями [2].

Точность формы полированных поверхностей обработанных при температуре полировальной суспензии 22 °С составляла $N=3..5$, $\Delta N=0,3..0,5$ интерференционных кольца. Контроль осуществлялся при температуре 19-20 °С с помощью рабочего пробного стекла.

В процессе исследования осуществлялась обработка выпуклых сферических поверхностей радиусом 39,02 мм оптических линз диаметром $57^{+0,3}$ мм из стекла ЛК7, закрепленных в приспособлениях на слое смолы эластичным методом.

Предварительное шлифование заготовок осуществляли на стальной "чашке" электрокорундом белым М10 с содержанием основной фракции ~95%, соотношением Т:Ж в шлифовальной суспензии 1:3. Суспензию подавали в зону шлифования вручную через каждые 50 с. Отклонение формы заготовки от эталона по стрелке прогиба h выдерживалось в пределах $h=4^{+0,5}$ мкм. Контроль качества шлифования осуществлялся визуальным методом при помощи лупы шестикратного увеличения на отсутствие царапин, выколок и равномерность микрорельефа.

Шлифование и доводку оптических поверхностей осуществляли на станке модели 6ШП-100М. Параметры настройки станка и режимы обработки в процессе экспериментальных исследований следующие: частота вращения детали 360 об/мин.; частота качания инструмента по детали 40

дв.х./мин.; размах качания поводка инструмента 45 мм; время полирования одной детали 25 мин.; давление в зоне обработки 0,013 МПа.

Для доводки использовался полировальный порошок ПФ-0 ТУ 95.1161-83 в виде взвеси в воде. Концентрация суспензии (Т:Ж) составляла 1:40. Подача суспензии в зону обработки осуществлялась автоматически модернизированным циркуляционным питателем ПАС-30Т с расходом 2..6 л/мин. Температура суспензии регулировалась в диапазоне от 16 до 40 °С с точностью $\pm 0,5$ °С.

Точность формы обработанной поверхности контролировалась интерферометрическим методом с помощью пробного стекла. Величину схода мата контролировали через каждые 2 минуты обработки с помощью лупы шестикратного увеличения.

В результате исследований установлено, что конструкция притира оказывает влияние на стабильность получения заданных точностных показателей поверхности и время, необходимое для снятия матового слоя при изменении температуры технологической среды вследствие различных термодформаций корпусов притиров.

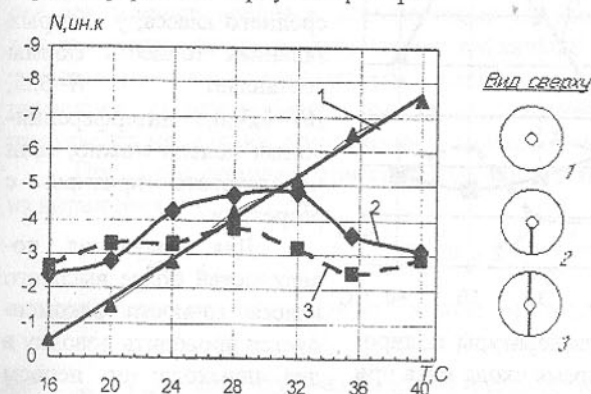


Рис. 1. Влияние температуры полировальной суспензии на общую погрешность формы при обработке притирами: 1 - без разрезов; 2 - с одним разрезом; 3 - с двумя продольными осевыми разрезами.

общей погрешности формы находилось в интервале $N=2..5$ интерференционных кольца с выраженным максимумом ($N=5$ колец) при температуре 30 °С.

Меньший интервал изменения интерференционных колец в этом диапазоне температур ($N=2,5..4$ кольца) был замечен для притира с двумя

Если у инструмента без разрезов (кривая 1 рис. 1) изменение общей погрешности формы на одно интерференционное кольцо происходит линейно через 3,5 °С ($\Delta N=0,3$), то, как показали результаты исследований, у притиров с разрезами линейности не наблюдалось.

У притира с одним разрезом (кривая 2 рис. 1) на всем диапазоне температур изменение

разрезами (кривая 3 рис.1). Максимальная погрешность - 4 интерференционных кольца наблюдалась при температуре 28°C. Местная погрешность формы ΔN для притиров с разрезами колеблется от 0,3 до 0,5 интерференционных кольца.

При проведении исследований было замечено, что время обработки необходимое для снятия матового слоя меньше, если использовать притиры с разрезами. Это иллюстрируется рисунком 2, причем разница на температурах больших 30°C достигает 4-5 минут.

Такое действие можно объяснить наложением колебаний в процессе обработки из-за неравномерной термодформаций корпусов притиров с разрезами, что также может объяснить нелинейные зависимости общих погрешностей формы от температуры полировальной суспензии.

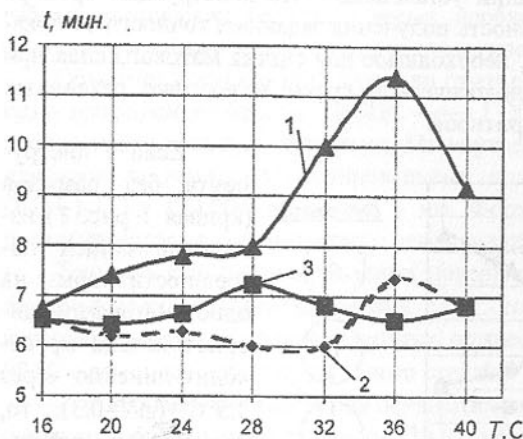


Рис. 2. Влияние температуры полировальной суспензии на время схода мата при обработке притирами: 1 - без разрезов; 2 - с одним разрезом; 3 - с двумя продольными осевыми разрезами.

Для получения заданных точностных характеристик необходимо регулировать температуру полировальной суспензии в зоне обработки.

Список литературы: 1. Обработка одиночных линз с использованием пенополиуретановых полировальников/ С.М. Бусарнова, С.К. Мамонов, А.С. Нехочен, В.И. Панфилов и В.Е. Федин // Оптико-механическая промышленность. - 1990.- №6 - с. 55 2. Маляренко А.Д., Филонов И.П. Техно-

логические основы формообразования оптических поверхностей. - Мн.: ВУЗ-ЮНИТИ БГПА, 1999. - 212 с.

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ В ПЕРЕМЕННОЕ СИНУСОИДАЛЬНОЕ

Фролов В.А., Катаев В.Ф.

(ВИ(ф) ЮРГТУ (НПИ), г. Волгодонск, Россия)

The device which transforms constant voltage into alternating voltage with high efficiency is presented in this article.

Для ряда изделий машиностроительных предприятий требуются преобразователи постоянного напряжения в переменное, таких как: автономные мини электростанции, гелиоэлементы и т.д.

В настоящее время для потребителей электрической энергии наиболее приемлемым является использование синусоидального напряжения, для получения которого существуют различные методы, например: использование силовых транзисторов в линейном режиме, выделение первой гармоники из одноуровневого импульсного напряжения, многоуровневая импульсная модуляция, широтно-импульсная модуляция (ШИМ) [1].

При использовании первого метода мощность нагрузки определяется из выражения:

$$P_n = \frac{U_{nm} I_{nm}}{2} = \frac{U_{ax \min} I_{nm}}{2},$$

а потребляемая мощность при максимальном входном напряжении

$$P_{ax \max} = U_{ax \max} I_{n.c.p} = (2/\pi) E_U U_{ax \min} I_{nm},$$

где U_{nm} и I_{nm} - амплитуда напряжения и тока нагрузки;

$I_{n.c.p}$ - среднее значение тока нагрузки;

$U_{ax \max}$ и $U_{ax \min}$ - максимальное и минимальное входное напряжение,

E_U - кратность изменения входного напряжения, причем

$$E_U = \frac{U_{ax \max}}{U_{ax \min}}$$

минимальный КПД инвертора

$$\eta_{\min} = \frac{P}{P_{ax \max}} = \frac{\pi}{4 E_U}$$

Например, при кратности $E_U = 2$ КПД $\eta_{\min} = 0,39$, т.е. в силовых транзисторах рассеивается более 60% потребляемой мощности. В связи с

этим применение инверторов данного вида в преобразовательной технике ограничено малой мощностью и узким диапазоном изменения входного напряжения. Второй метод обладает более высоким КПД, однако для получения чисто синусоидального напряжения требуется фильтр с высокими энергетическими характеристиками. Третий метод усложняет конструкцию выходного трансформатора, требует большое количество коммутаторов, поэтому преобразователь имеет большие габариты и вес. Четвертый метод имеет более сложную схемотехнику блока управления, но несмотря на это обладает меньшей трудоемкостью изготовления, малыми габаритами, большой надежностью.

На рис. 1. Представлена структурная схема преобразователя с ШИМ. Устройство преобразует постоянное напряжение вырабатываемое ИП переменное синусоидальное напряжение 220 В частотой 50 Гц.

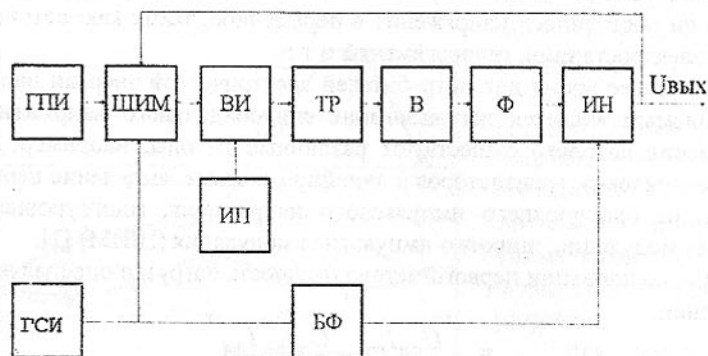


Рис. 1. Структурная схема преобразователя.

ГПИ – генератор прямоугольных импульсов;
ШИМ – широтно-импульсный модулятор;
ВИ – высокочастотный инвертор;
ТР – трансформатор;
В – выпрямитель;
Ф – фильтр;
ИН – инвертор низкочастотный;
ИП – источник питания постоянного тока;
ГСИ – генератор синусоидальных импульсов;
БФ – блок формирования управляющих импульсов.

В блоке ШИМ формируется высокочастотный импульсный сигнал, модулируемый синусоидальным напряжением частотой 100 Гц вырабатываемый ГСИ. Для получения стабилизированного напряжения на выходе, используется обратная связь по напряжению. ВИ преобразует постоянное напряжение в переменное высокой частоты, ТР – производит повышение

напряжения, В – выпрямляет переменное напряжение в пульсирующее постоянное напряжение, Ф – фильтрует высокую частоту, ИН – формирует из пульсирующего напряжения переменное частотой 50 Гц. БФ – формирует сигнал для управления тиристорами ИН. Для повышения мощности преобразователя силовые транзисторы ВИ и ТР соединяются последовательно – параллельно (рис. 2), такая схема соединения позволяет использовать маломощные недорогие биполярные транзисторы, улучшает условия работы трансформатора.

Осциллограммы поясняющие работу преобразователя представлены на рис. 3.

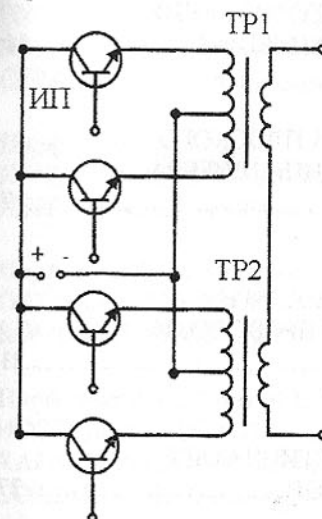


Рис. 2. Схема последовательно-параллельного соединения транзисторов ВИ и трансформатора ТР.

В настоящее время изготовлен опытный образец преобразователя, КПД которого 88% при мощности в нагрузке 3,5 кВт.

Список литературы: 1. Моин В.С. Стабилизированные транзисторные преобразователи. – М.: Энергомиздат, 1986. – 376 с.

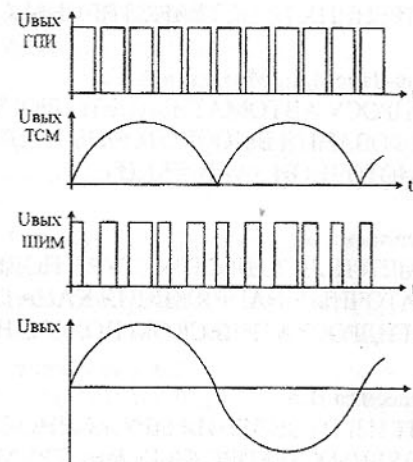


Рис. 3. Осциллограммы.

СОДЕРЖАНИЕ

Михайлов А.Н. К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПАРАМЕТРОВ МАРШРУТИЗАЦИИ ИЗДЕЛИЙ В РАЗВЕТВЛЯЮЩИХСЯ ПОТОЧНО- ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ НА БАЗЕ МНОГОМЕРНОЙ АЛГЕБРЫ ГРУПП.....	3
Михайлов А.Н., Рыбина С.А. АНАЛИЗ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВНУТРЕННИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ.....	11
Мовла-Заде В.З., Мамедов А.С. К ВОПРОСУ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ ВЫСОКОТОЧНЫХ ПЛИТ ТИПА ШИБЕРА ПРЯМОТОЧНОЙ ЗАДВИЖКИ.....	17
Мускальски З. ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ СТРУКТУРА ПОВЕРХНОСТИ И ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ КАНАТНОЙ ПРОВОЛОКИ ПРИ ГИДРОСТАТИЧЕСКОМ ВОЛОЧЕНИИ.....	21
Настасенко В.А. ОПЫТ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРУЖИННО-ПЛАСТИНЧАТЫХ ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБОРЕЗНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ.....	27
Невмержицкая Г.В. УЧЕТ КИНЕМАТИКИ БУКСОВОГО ПОДШИПНИКА ПРИ РАСЧЕТЕ НАГРУЖЕННОСТИ ТОЧЕК ЕГО ДЕТАЛЕЙ.....	32
Нечепасев В.Г., Величко Д.С. СИНТЕЗ ШНЕКОВЫХ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ КАК МЕХАТРОННЫХ АДАПТИВНЫХ СИСТЕМ.....	36
Овчинников Е.В. НАНОКОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА БАЗЕ ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНА.....	41

Овчинников Е.В., Струк В.А., Кравченко В.И., Федоров Д.И., Авдечик С.А., Струк О.В. ТОНКОСЛОЙНЫЕ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫЕ ПОКРЫТИЯ.....	46
Осокин В.В., Жидков В.В., Селезнева Ю.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ТЕПЛОПРИТОКОВ НА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БХП «НОРД-428».....	50
Павлыш В.Н., Шамаев В.В., Кулиш Е.В. ЭКОНОМИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ В РАЗРАБОТКЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИ БЕЗОПАСНОЙ СТРАТЕГИИ И ПРОГРАММ РАЗВИТИЯ ПРОИЗВОДСТВА.....	56
Парфенюк А.С. КОНЦЕПЦИЯ КРУПНОМАСШТАБНОЙ КОМПЛЕКСНОЙ ПЕРЕРАБОТКИ ТВЕРДЫХ УГЛЕРОДИСТЫХ ПРОМБЫТОТХОДОВ.....	60
Парфенюк А.С., Антонюк С.И., Топоров А.А., Каримов А.И. О СОЗДАНИИ НОВОЙ ТЕХНИКИ ДЛЯ КОМПАУНДИРОВАНИЯ ПРОМБЫТОТХОДОВ.....	66
Парфенюк А.С., Ковтун С.В., Мельниченко А.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНЫХ И СДВИГОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДЫХ ОТХОДОВ ДЛЯ СОЗДАНИЯ ПЕРЕРАБАТЫВАЮЩЕЙ ТЕХНИКИ.....	70
Пасичный О. О. КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ДОВОДКИ ШАРОВ.....	72
Петраков Ю.В., Субин А.А. РАСЧЕТ ПРИПУСКА ПОД ОПЕРАЦИЮ ШЛИФОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ВИНТОВЫХ КАНАВОК.....	76
Пилипенко О.И., Кришук Н.Г., Козар И.Ф., Максименко В.А. КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПЕРЕДАЧ ЗАЦЕПЛЕНИЕМ.....	80

Пищулина Е.В., Цыганаш В.Е. КРИТЕРИАЛЬНАЯ ОЦЕНКА КАЧЕСТВА УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ РЕЖИМОМ ПЕЧИ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ПЕРЕПЛАВА	85
---	----

Поздєєв С.В., Дубровська Г.М., Канашевич Г.В., Юрінець Р.В. ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СПАДКОВОСТІ ДИЕЛЕКТРИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ МЕТОДОМ ЕЛІПСОМЕТРІЇ ПІСЛЯ ЕЛЕКТРОННО-ПРОМЕНЕВОЇ ОБРОБКИ.....	90
---	----

Полтавец В.В., Матюха П.Г. МОДЕЛЬ ЗЕРНА НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ	94
--	----

Польшаков В.И., Кузьменко А.В., Захаренко В.С. ОСНОВНЫЕ ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И КАЧЕСТВА ШЛИФОВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ	98
--	----

Полянсков Ю.В., Кузнецова Л.В. ПРИМЕНЕНИЕ ПРОГРЕССИВНЫХ ИНФОРМАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ ПРЕДПРИЯТИЯ.....	103
---	-----

Полянсков Ю.В., Николаев А.В. КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЯ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ГИДРОПРИВОДА	106
--	-----

Пономарьов Л.Л. ГАЗОГЕНЕРАТОР ДЛЯ ОДЕРЖАННЯ ГЕНЕРАТОРНОГО ГАЗУ ІЗ ВУГІЛЛЯ.....	110
--	-----

Попова Е.Г. ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ВЫСОКОХРОМИСТЫХ СПЛАВАХ ДЛЯ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ	115
---	-----

Постольник Ю.С., Огурцов А.П. КОМПЛЕКСНЫЙ АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОБЪЕКТОВ, ПОДВЕРГАЕМЫХ СИЛОВОМУ И ТЕПЛОВОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ	119
--	-----

Проволоцкий А. Е., Вишняков А. П. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ	124
---	-----

Проволоцкий А.Е., Паршин Ю.И. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ СТАЛЕЙ ТИПА 38ХНЗМФА.....	128
---	-----

Проволоцкий А.Е., Паршина Е.А. ПОВЫШЕНИЕ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ХРОМОНИКЕЛЕМОЛИБДЕНОВЫХ СТАЛЕЙ	131
--	-----

Равская Н.С., Бабенко А.Е., Боронко О.А., Парненко В.С. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ПРОГРЕССИВНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ДИСКОВЫХ ПИЛ С НЕРАВНОМЕРНЫМ ШАГОМ ЗУБЬЕВ.....	134
---	-----

Руденко С.П. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС АВТОТРАКТОРНЫХ ТРАНСМИССИЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ НА КОНКРЕТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	137
--	-----

Рыкунич Ю.Н., Стрельников В.П. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА ПНЕВМОГИДРОАРМАТУРЫ	142
--	-----

Сагайда И.М., Левит В.В., Сагайда П.И. ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ СИСТЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ КОМПЛЕКСОМ ПОДГОТОВКИ КЕРАМИЧЕСКОЙ МАССЫ	148
--	-----

Саленко О.Ф. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ ФОРМУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ МІКРОГЕОМЕТРІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ГІДРОСТРУМЕНЕВІЙ ОБРОБЦІ	152
--	-----

Самсонов А.И., Золотухин В.А., Беленький А.В., Фомин Г. Ж. РЕСУРСОБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ УТИЛИЗАЦИИ РТУТЬСОДЕРЖАЩИХ СЕРЕБРЯНОЦИНКОВЫХ АККУМУЛЯТОРОВ С ПОЛУЧЕНИЕМ ПРОВОЛОКИ СЕРЕБРЯНЫХ ПРИПОЕВ	155
--	-----

Семенович О.В., Куликов И.С.
КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ
ТЕРМОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
В СТЕРЖНЕВЫХ ТВС
ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА.....159

Серга Г.В., Иванов А.Н., Ляу А.В.
ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
НА БАЗЕ ВИНТОВЫХ РОТОРОВ – ГЕНЕРАТОРОВ
НИЗКОЧАСТОТНЫХ КОЛЕБАНИЙ БОЛЬШИХ АМПЛИТУД.....163

Серов В.В., Кусакин Н.А., Майстер А.И.,
Хейфец М.Л., Пальвинский С.В.
СИСТЕМНЫЕ ОСНОВЫ УПРАВЛЕНИЯ
КАЧЕСТВОМ ПРОДУКЦИИ, РАБОТ И УСЛУГ167

Сетлак Г.
ЭКСПЕРТНАЯ СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ РЕШЕНИЙ
ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ГИБКИХ СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ.....172

Скворцов А. И., Кондратов В. М.
ПЕРСПЕКТИВНЫЕ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЕ
ДЕМПФИРУЮЩИЕ СПЛАВЫ.....176

Снеговский Ф.П.
ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА СМАЗКИ МАШИН,
РАЗВИТИЕ, ПЕРСПЕКТИВЫ180

Соловьев Г.И., Сытник А.Ф., Кублицкий Е.В.
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД
ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ УСИЛИВАЮЩЕЙ КРЕПИ.....186

Стрельников В.Н.
ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ГЕНЕРАТОРА ВОЛН С ГИБКИМ КОЛЕСОМ.....191

Стрельников В.Н., Панков В.А., Севостьянов С.В.
О ПРИМЕНЕНИИ ВОЛНОВЫХ РЕДУКТОРОВ
В ТЯЖЕЛОМ МАШИНОСТРОЕНИИ.....199

Струк В.А., Овчинников Е.В., Мамончик А.И., Беляй А.С.
ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ
РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ, МОДИФИЦИРОВАННЫХ
ФТОРСОДЕРЖАЩИМИ ОЛИГОМЕРАМИ И ПОЛИМЕРАМИ.206

Струтинский В.Б., Даниленко О.В., Чабан С.А.
МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВИПАДКОВИХ ПРОЦЕСІВ
ПОЗИЦІЮВАННЯ ПРИВОДА МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ВЕРСТАТА.....210

Сусин А.А.
КАЧЕСТВО ЦЕМЕНТОВАННЫХ СТАЛЕЙ И
ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС
ЭНЕРГОНАСЫЩЕННОЙ АВТОТРАКТОРНОЙ ТЕХНИКИ214

Суслов А.Г., Финатов Д.Н.
АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ
РАБОЧЕЙ СИЛЫ ТОКА ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКЕ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС219

Тамаркин М.А., Азарова А.И.
ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ИНТЕНСИВНОСТИ
ИЗМЕНЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ
СВОБОДНЫМИ АБРАЗИВАМИ224

Тока А., Рушика И., Стронча А., Гончар С.
О РОЛИ ПРИНЦИПОВ СОВПАДЕНИЯ БАЗ И ПОСТОЯНСТВА
БАЗ В ПРОЦЕССЕ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ РАЗМЕРОВ228

Томчук В.И., Веселовская Н.Р.
СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИМИ
РЕШЕНИЯМИ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО ПРОЦЕССА233

Турманидзе Р.С., Амиридзе М.Н., Самхарадзе Л.Т.
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИИ ИНСТРУМЕНТА
НА НАДЕЖНОСТЬ ЗАХВАТА И УДЕРЖАНИЯ КРИСТАЛЛА.....238

Улашкин А.П., Решетникова О.В.
АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ПОДСИСТЕМА
ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ
ДЕТАЛЕЙ НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТП240

Федоров В. П., Нагоркин М. Н., Ковалева Е. В., Моргаленко Т. А.
К ВОПРОСУ ВЫБОРА И МЕТРОЛОГИЧЕСКОГО
ОБЕСПЕЧЕНИЯ СИСТЕМЫ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА
ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН245

Федотьев Н.А., Шаповал А.Н., Федотьев А.Н.
ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СВЕРХТВЕРДЫХ СЛОИСТЫХ
МАТЕРИАЛОВ В ИНСТРУМЕНТАЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ250

**Филатов Ю.Д., Горбачев Г.Ф.,
Сидорко В.И., Крамар В.Г., Скрябин В.В.**
ИЗУЧЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ
НЕРАВНОВЕСНОГО ПРОЦЕССА ПОЛИРОВАНИЯ
ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ АЛЮМОСИЛИКАТОВ255

Филонов И.П., Маляренко А.Д., Митенков М.В.
ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ
ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ОПТИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ.....259

Фролов В.А., Катаев В.Ф.
ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ В
ПЕРЕМЕННОЕ СИНУСОИДАЛЬНОЕ.....263

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов
Донецкого государственного технического университета
«Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
 - рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
 - акт экспертизы (один экземпляр);
 - дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.
- Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. **Название** печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через пустую строку строчными буквами – **фамилии и инициалы** авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название *организаций*, название *городов, стран* (через запятую, центрировать). Через пустую строку – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять размерами не менее 60x60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы номеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2 - Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. **Список литературы** должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.