

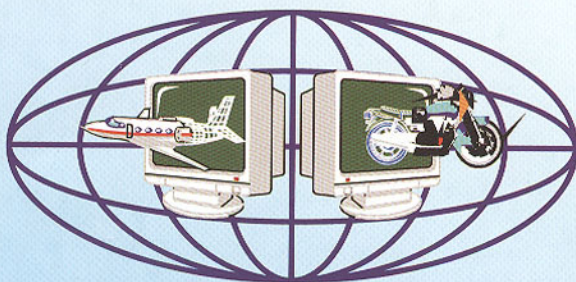


**ДОНЕЦКИЙ
НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 26



ДОНЕЦК - 2003

ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 26

ДОНЕЦК – 2003

ББК К5я54
УДК 621.01(06)

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 26. – 280 с.

ISBN 966-7907-12-0

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.

Издается при содействии Международного союза машиностроителей.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Ищенко А.Л. (секретарь, Украина), Бутенко В.И. (Россия), Бухач А. (Польша), Горобец И.А. (Украина), Калафатова Л.П. (Украина), Керекеш Т. (Румыния), Лукичев А.В. (Украина), Мальшко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Навка И.П. (Украина), Нечепас В.Г. (Украина), Новиков Н.В. (Украина), Параскив Д. (Румыния), Прутяну О. (Румыния), Седущ В.Я. (Украина), Семенченко А.К. (Украина), Скидан И.А. (Украина), Суслов А.Г. (Россия), Тока А. (Молдова), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого национального технического университета (протокол № 4 от 30.05.2003 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонНТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (062) 305-01-04, факс: (062) 305-01-04
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
<http://donntu.edu.ua>

ISBN 966-7907-12-0

© Донецкий национальный
технический университет, 2003 г.

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ ПЕРЕМЕЩЕНИЮ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУЖКИ

Нечеспаев В. Г., Гнистько А. Н. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

The outcomes of experimental definition the metallical swaft friction characteristics in conditions of a full-scale bench are adduced. The regression mathematical models of a drag coefficient to moving of a metallical swaft are designed.

Устойчивой тенденцией современного машиностроительного производства является непрерывное повышение его производительности и качества выпускаемой продукции. Это определяет актуальность поиска путей повышения эффективности технологических операций машиностроения, не требующих масштабных затрат на совершенствование основного оборудования и оснастки.

Одно из направлений реализации этой тенденции основывается на концепции комплексного использования СОТС в условиях автоматизированного производства [1]. Концепция предусматривает одновременное использование СОТС для смазки и охлаждения зоны резания, силового воздействия на обрабатываемые поверхности, отделяемую стружку и т. д. с целью повышения производительности обработки и качества поверхностей.

Моделирование систем силового воздействия СОТС на металлическую стружку с целью их оптимального проектирования предполагает установление закономерностей изменения коэффициента ее сопротивления перемещению по базирующим и обрабатываемым поверхностям. Несмотря на наличие значительного количества фундаментальных работ в области триботехники [2,3 и др.], закономерности влияния основных параметров технологических систем (шероховатости R_z , давления в теле волочения p , влажности W и т.д.) на сопротивление перемещению стружки практически не установлены. В наименьшей мере исследовано совместное влияние этих параметров.

Изложенное определяет актуальность проведения специальных исследований, направленных на установление закономерностей изменения коэффициента сопротивления перемещению стружки в области возможного изменения параметров систем комплексного использования СОТС. Конкретной целью настоящей работы является моделирование коэффициента сопротивления перемещению металлической стружки для решения задач оптимального проектирования систем комплексного использования СОТС.

Для достижения поставленной цели на специальном полноразмерном стенде [4] выполнен комплекс экспериментальных исследований. В соответствии с проведенным планированием эксперимента, исследования

выполнены в форме полнофакторного эксперимента (ПФЭ) вида 3^4 . При проведении исследований варьируемые параметры изменялись в диапазонах:

- параметр шероховатости $Rz = 1 \dots 500$ мкм ($Rz = 1, 25, 100, 300, 500$);
- давление в теле волочения $p = 0.00275 \dots 0.00975$ МПа ($p = 0.00275, 0.0055, 0.0075, 0.00975$);
- влажность W изменялась на двух уровнях (избыточное наличие и полное отсутствие воды).

С целью варьирования физико-механических свойств транспортируемого материала использовались стальная и алюминиевая спиральная стружка, имеющая форму туговой пружины разной длины и чугунная элементная стружка различного сечения. Наименование стружки дано согласно классификации, приведенной в [5]. Результаты экспериментального определения значений коэффициента сопротивления f_c представлены на рис.1, 2.

В результате проведения экспериментальных исследований установлено следующее.

1. Увеличение значения параметра шероховатости приводит к росту значения коэффициента сопротивления. Так, при изменении Rz в исследованном диапазоне $Rz = 1 \dots 500$ мкм, значения f_c (при $p = 0.0055$ МПа) изменяются в пределах 0.32...1.0 (для стали), 0.32...0.73 (для алюминия), 0.36...0.91 (для чугуна).

2. Увеличение значения давления в перемещаемом объеме стружки приводит к уменьшению значения коэффициента сопротивления (примерно в 1.8 раза). Так, при изменении p в диапазоне 0.00275...0.00975 МПа, значения f_c изменяются в пределах 0.82...0.51 (для стали), 0.73...0.41 (для алюминия), 0.91...0.51 (для чугуна).

3. Смачивание стружки приводит к существенному увеличению коэффициента сопротивления для всех типов стружки. Значения f_c (для стали, алюминия и чугуна при $Rz = 1$ мкм) возрастают: для $p = 0.00275$ МПа – примерно в 2 раза; для $p = 0.0055, 0.0075$ и 0.00975 МПа – в 2,5...3 раза.

4. Тип стружки (в исследованном диапазоне ее физико-механических свойств) оказывает менее существенное влияние на значение коэффициента сопротивления. При варьировании значений давления p , значение f_c соответственно для стали, алюминия и чугуна составляют (без смачивания): при $p = 0.00275$ МПа – 0.82, 0.73, 0.91; при $p = 0.0055$ МПа – 0.64, 0.50, 0.64; при $p = 0.0075$ МПа – 0.60, 0.47, 0.60; при $p = 0.00975$ МПа – 0.51, 0.41, 0.51. При варьировании значений параметра шероховатости Rz , значения f_c соответственно для стали, алюминия и чугуна составляют (без

смачивания): $Rz=1$ мкм – 0.32, 0.32, 0.36; $Rz=25$ мкм – 0.64, 0.50, 0.64; $Rz=100$ мкм – 0.82, 0.68, 0.82; $Rz=300$ мкм – 0.69, 0.64, 0.75; $Rz=500$ мкм – 1.0, 0.73, 0.91.

Полученные экспериментальные результаты, в целом, хорошо коррелируются с имеющимися традиционными представлениями о качественном характере протекания исследуемых процессов.

Так, в работе [5] приведены результаты экспериментального определения коэффициента трения стружки по стали в воде f_d (без варьирования и без указания значений шероховатости и давления). В соответствии с этими исследованиями соотношение значений f_d соответственно для стальной, алюминиевой и чугунной стружки составляет 1:1,12:1,24. В соответствии с нашими данными это соотношение для f_c (при $Rz = 25$ мкм) составляет 1:1,10:1,20.

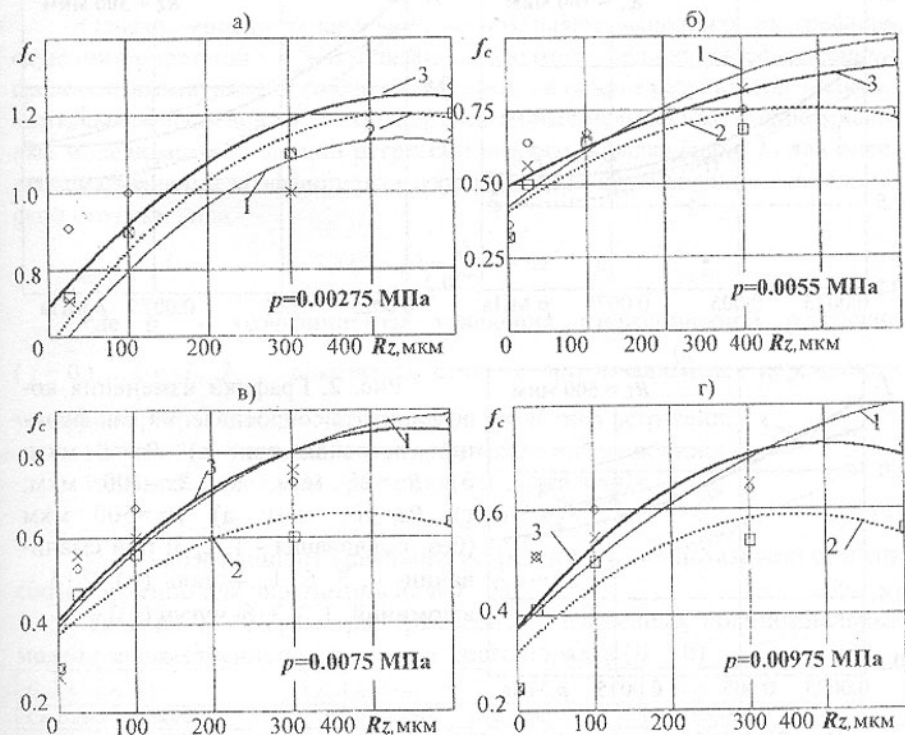


Рис. 1. Графики изменения коэффициента сопротивления как функции параметра шероховатости ($W=0\%$) при давлениях: а) $p=0.00275$ МПа; б) $p=0.0055$ МПа; в) $p=0.0075$ МПа; г) $p=0.00975$ МПа (1-сталь (x); 2 - алюминий (□); 3 - чугун (◇))

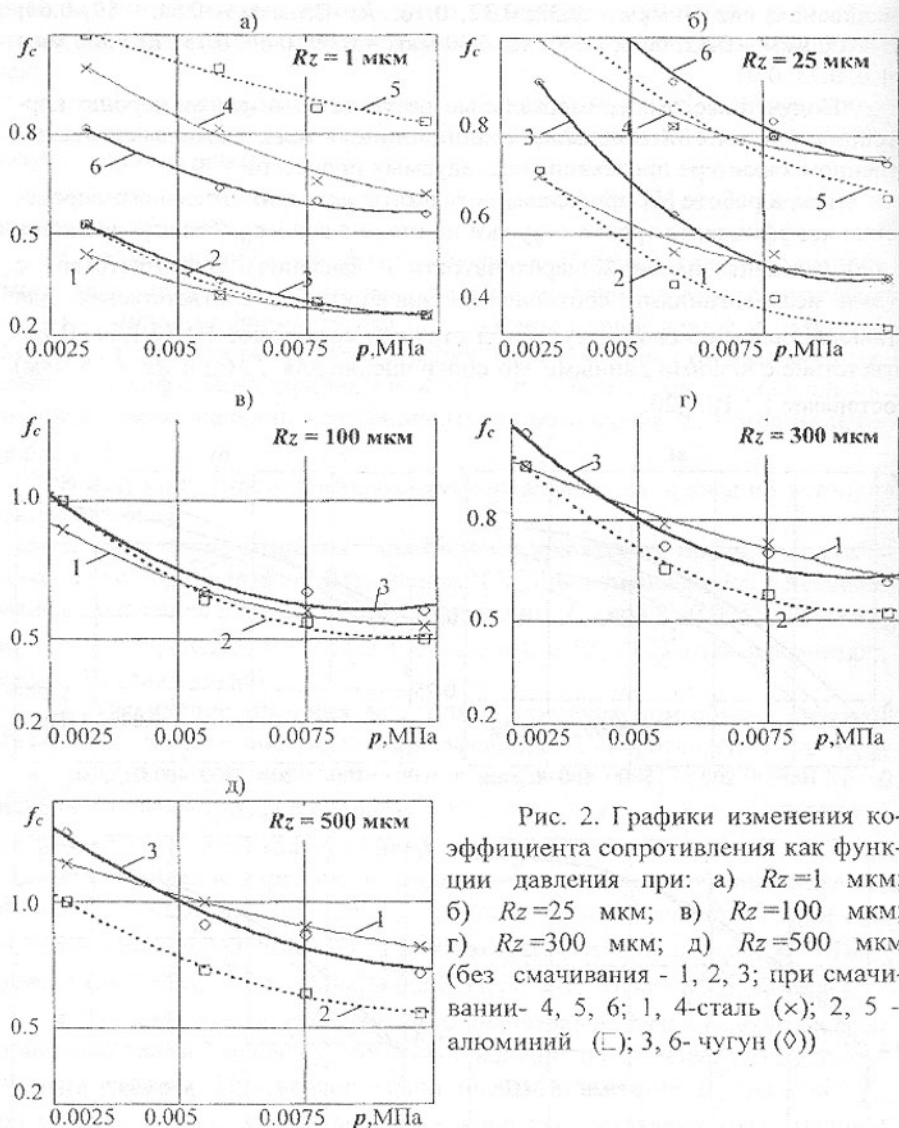


Рис. 2. Графики изменения коэффициента сопротивления как функции давления при: а) $Rz=1 \text{ мкм}$; б) $Rz=25 \text{ мкм}$; в) $Rz=100 \text{ мкм}$; г) $Rz=300 \text{ мкм}$; д) $Rz=500 \text{ мкм}$ (без смазывания - 1, 2, 3; при смазывании- 4, 5, 6; 1, 4-сталь (x); 2, 5 - алюминий ($\square$); 3, 6- чугун ($\diamond$))

В работе [6] на основе экспериментальных исследований, выполненных на специальной машине трения по схеме шаровой индентор-плоский образец, получена зависимость для коэффициента трения стали по стали

$$f_m = 0,148 Ra^{0,08} v^{-0,09} (0,1N)^{-0,06}$$

Из неё следует, что изменение параметра шероховатости в 30 раз приводит к изменению коэффициента трения в 2 раза, а изменение условий трения в 100 раз приводит к изменению коэффициента трения в 1,6 раза. Кроме того, из зависимости следует, что увеличение нагрузки приводит к снижению коэффициента трения.

Изложенное позволяет сделать следующие выводы:

- полученные экспериментальные данные отражают исследуемые процессы с достаточной степенью достоверности;
- среди исследованных варьируемых параметров наиболее весомыми являются шероховатость R_z , давление p и влажность W .

Наиболее удобной для практического использования формой представления функциональной связи между исследуемыми параметрами является зависимость

$$f_c = F(R_z, p, W). \quad (1)$$

Однако, модели такого вида не позволяют выполнить их графическую интерпретацию и визуализацию. Поэтому, используя современные средства автоматизации создания моделей, на основе результатов экспериментальных исследований созданы трехмерные нелинейные полиномиальные модели множественной регрессии второго порядка (табл. 1) для определения значений коэффициента сопротивления перемещению металлической стружки вида

$$f_c = F(R_z, p) = \sum_{j=0}^k b_j \cdot R_z^{I_j} \cdot p^{J_j},$$

где b_j - коэффициенты уравнения множественной регрессии ($j = 0, 1, \dots, k$); I_j, J_j - показатели степени при независимых переменных уравнения регрессии; k - число членов уравнения регрессии.

На рис. 3 представлена их графическая интерпретация.

Искомые модели (1) представлены также в виде

$$f_c = F'(R_z, p) = c \cdot R_z^{k_1} \cdot p^{k_2}, \quad (2)$$

где c - коэффициент уравнения регрессии; k_1, k_2 - показатели степени соответственно для параметров R_z и p .

Таблица 1 - Параметры трехмерных нелинейных полиномиальных модели множественной регрессии второго порядка ($W = 0$)

j	I_j	J_j	b_j	j	I_j	J_j	b_j	j	I_j	J_j	b_j
Стальная стружка				Алюминиевая стружка				Чугунная стружка			
0	1	1	-0,039	0	1	1	-0,04	0	1	1	-0,057
1	0	2	$3,949 \cdot 10^{-3}$	1	0	2	$8,709 \cdot 10^{-3}$	1	0	2	$7,642 \cdot 10^{-3}$
2	0	1	-81,846	2	0	1	-156,587	2	0	1	-143,007
3	0	0	0,775	3	0	0	1,02	3	0	0	1,039
4	1	0	$2,249 \cdot 10^{-3}$	4	1	0	$-2,179 \cdot 10^{-3}$	4	1	0	$2,459 \cdot 10^{-3}$
5	2	0	$-1,958 \cdot 10^{-6}$	5	2	0	$-2,726 \cdot 10^{-6}$	5	2	0	$-2,456 \cdot 10^{-6}$

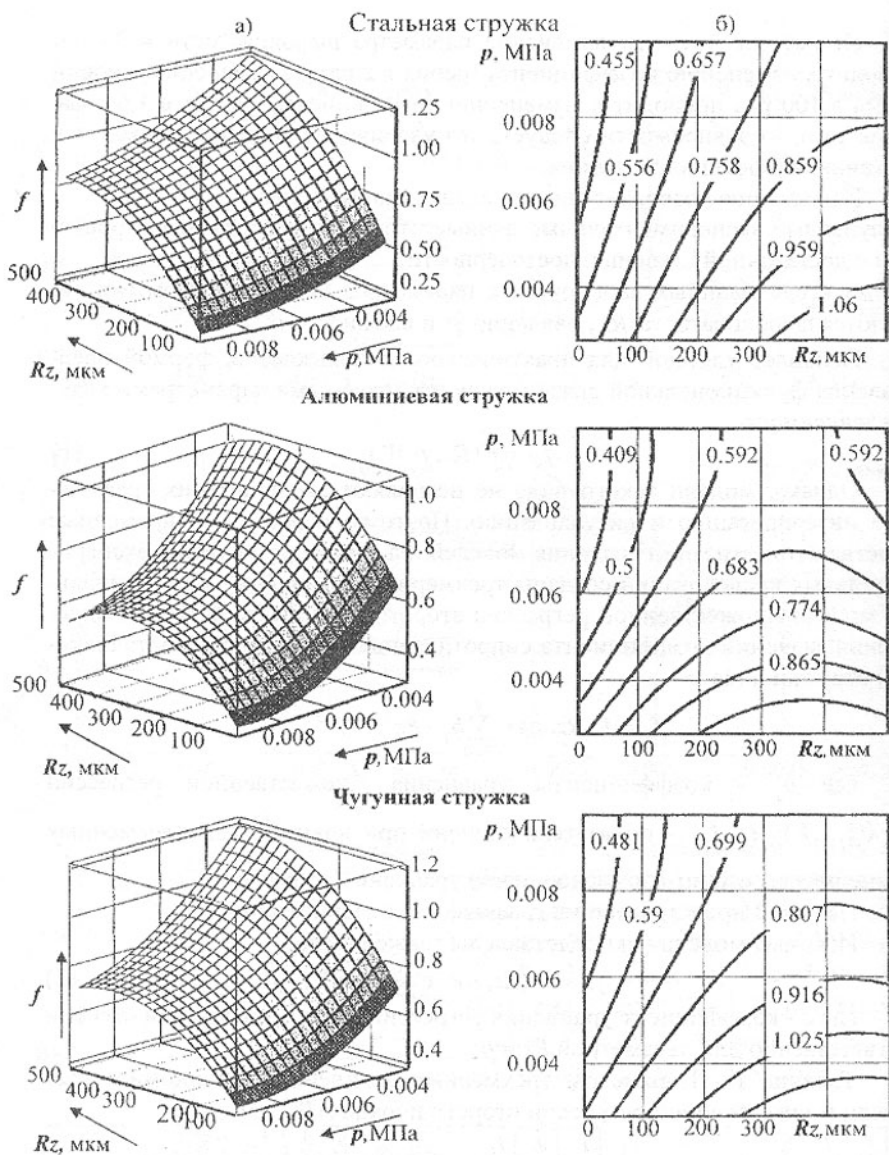


Рис. 3. Графическая интерпретация трехмерных моделей множественной регрессии изменения коэффициента сопротивления перемещению стружки для значения влажности $W=0\%$ (а – графики поверхностей; б – карты линий уровней)

Модели вида (2), отвечая требованиям адекватности, обладают большей наглядностью и компактностью, имеют приемлемую для инженерных расчетов погрешность.

$$W = 0 \%$$

Стальная стружка

$$f_c = 0,057 \cdot Rz^{0,168} \cdot p^{-0,334} \quad \Delta_{cp} = 5,04 \% \quad \Delta_{max} = 10,4 \%$$

Алюминиевая стружка

$$f_c = 0,026 \cdot Rz^{0,123} \cdot p^{-0,501} \quad \Delta_{cp} = 4,1 \% \quad \Delta_{max} = 12,1 \%$$

Чугунная стружка

$$f_c = 0,034 \cdot Rz^{0,151} \cdot p^{-0,46} \quad \Delta_{cp} = 5,35 \% \quad \Delta_{max} = 11,7 \%$$

Выводы.

1. Установлено влияние варьирования основных параметров систем силового воздействия СОТС на значения коэффициента сопротивления перемещению металлической стружки. Наибольшее влияние оказывает варьирование параметра шероховатости (увеличение f_c примерно в 3 раза). Существенное влияние оказывает также смачивание (увеличение f_c в 2 – 3 раза). Наименьшее влияние из рассмотренных параметров оказывает изменение давления в перемещаемом объеме стружки (уменьшение f_c примерно в 1.8 раза).

2. Максимальное изменение значений f_c в исследованном диапазоне варьирования параметров составляет 0.23...1.36, то есть, примерно в 6 раз.

3. Разработанные регрессионные модели изменения коэффициента сопротивления перемещению металлической стружки качественно хорошо коррелируются с известными в триботехнике закономерностями изменения кинематического коэффициента трения металла по металлу и адекватно устанавливают соответствующие количественные соотношения в исследованном диапазоне возможного изменения параметров системы силового воздействия СОТС.

4. Наиболее приемлемыми для практического использования, с целью решения поставленных задач, являются полиномиальные нелинейные модели множественной регрессии 2-ого порядка, обеспечивающие достаточную степень адекватности и точности. Модели более высоких порядков являются существенно более громоздкими, а модели более низких порядков не обеспечивают необходимую степень адекватности и точности.

Таким образом, полученные модели могут быть использованы для решения широкого круга задач, связанных с оптимальным проектированием систем комплексного использования СОТС. Для решения этих задач

необходима также разработка математических моделей функционирования основных подсистем и модулей комплексной системы.

Список литературы: 1. Нечепаев В.Г. Системный подход к использованию СОЖ в автоматизированном производстве // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Сб. научных статей. – Краматорск: ДГМА, 1997. Вып. 7. – С.79-84. 2. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с. 3. Костецкий Б. И., Носовский И. Г., Бершадский Л. И., Караулов А. К. Надежность и долговечность машин – К.: Техніка, 1975. – 408 с. 4. Нечепаев В.Г., Гнисько А.Н. Предпосылки и методика определения характеристик трения сыпучих материалов, перемещаемых механо-гидродинамическими системами транспортирования // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2001. Вып. 17. – 270 с. 5. Куприн А. И., Тихонцов А. М. Гидротранспорт стружки. – М.: Машиностроение. – 1978. – 80 с. 6. Сулов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с.

Слано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ МАШИН, СОДЕРЖАЩИХ КОНВЕКТИВНЫЕ УЗЛЫ, С ПРИМЕНЕНИЕМ КОМПЬЮТЕРОВ

Павлыш В.Н., Перинская Е.В. (ДонНТУ, г. Донецк Украина)

The results of mathematical modeling of processing of mashines with details of convective type are describing. Numerical values of main paramuters are obtained by digital models.

На ряде промышленных предприятий, в частности, на предприятиях стройматериалов, химической технологии и др., важную роль играет продукция, производимая с помощью машин и аппаратов, работающих в режиме перемешивания смесей, содержащих жидкую и твердую фазы. Главным требованием, стоящим перед результатами работы таких машин, является обеспечение качественного протекания процесса перемешивания, т. е. получение смесей с максимально однородным составом во всем рабочем объеме аппарата. В связи с этим стоит общая проблема расчета оптимальных параметров рассматриваемых аппаратов, что непосредственно связано с важной практической задачей повышения производительности и качества продукции. Решение этой проблемы возможно лишь на основе применения математического моделирования с использованием компьютеров.

Значительный вклад в решение задачи математического моделирования рассматриваемых машин внесли отечественные и зарубежные исследователи и научные учреждения [1]...[7]. В частности, серьезные результаты получены в области технологических процессов под руководством акад. В.В.Кафарова.

Вместе с тем, ранее не была решена проблема построения полной математической модели процесса с учетом всех требований технологии и особенности конструкции. В работе [8] приведены варианты математических моделей процесса и впервые предложена методика моделирования влияния работы конвективного узла на конечный результат. Модель представляет собой краевую задачу для системы уравнений в частных производных, решение которой возможно лишь путем использования численных методов на компьютере.

Целью данной работы является численное решение краевой задачи, описывающей процесс работы машин, снабженных узлом перемешивания, и расчет основных технологических параметров.

Постановка задачи выглядит следующим образом.

Рассматривается осевое сечение рабочего объема аппарата (рис. 1).

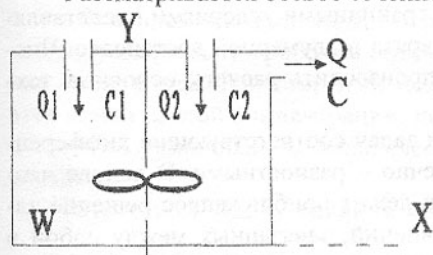


Рис. 1. Схема осевого сечения аппарата

Обозначим величины, входящие в уравнения:

Q_1, C_1 — расход и концентрация первой исходной компоненты; Q_2, C_2 — соответственно второй компоненты; Q, C —расход и концентрация результирующего продукта ($Q=Q_1+Q_2$); W —объем рабочей области аппарата; T —время работы аппарата над производством очередной партии продукции; ω — скорость вращения

лопасти; h, l — характерные размеры аппарата; G — области изменения координат, ∂G — граница области; D_L, D_H , — продольный и поперечный коэффициент диффузии; ν — коэффициент вязкости раствора.

Каждая частица, находящаяся в рабочем объеме, обладает вектором скорости $\vec{V} = v_x \vec{i} + v_y \vec{j}$, причем рассматриваем нормированные пространственные переменные:

$$\begin{aligned} \text{rot} \vec{V} &= \mu(x, y); \quad (x, y) \in G \\ \text{div} \vec{V} &= 0; \end{aligned} \quad (1)$$

граничное условие: $\vec{V}_n(x, y) = 0, \quad (x, y) \in \partial G$

Функция влияния лопасти задается в виде:

$$\mu(x, y) = \frac{\omega}{v(l^2 x^2 + h^2 y^2)}, \quad x \neq 0, y \neq 0, \quad \mu(0,0) = \omega \quad (2)$$

Введя функцию тока $\Psi(x, y)$, получим уравнение:

$$\frac{1}{l^2} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial x^2} + \frac{1}{h^2} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial y^2} = \mu(x, y), \quad (x, y) \in G \quad (3)$$

граничное условие: $\Psi(x, y) = 0, \quad (x, y) \in \partial G$

Связь вектора скорости и функции тока:

$$v_x = \frac{\partial \Psi}{\partial y}; \quad v_y = -\frac{\partial \Psi}{\partial x}$$

Концентрация твердой фазы $C(t, x, y)$ является решением уравнения:

$$\frac{1}{T} \frac{\partial C}{\partial t} = -\frac{1}{lh} \frac{\partial \Psi}{\partial y} \frac{\partial l}{\partial x} + \frac{1}{lh} \frac{\partial \Psi}{\partial x} \frac{\partial C}{\partial y} + \frac{D_L}{l^2} \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{D_H}{h^2} \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} + \frac{Q_1 C_1 + Q_2 C_2 - QC}{W}, \quad (x, y) \in G, \quad t > 0 \quad (4)$$

начальное условие: $C(0, x, y) = C_0$;

граничные условия: $C_x(t, x, y) = 0, C_y(t, x, y) = 0, (t, x, y) \in \partial G * [0, T]$

Система (2)-(4) с начальными и граничными условиями представляет собой математическую модель аппарата в двумерной постановке. Численная реализация модели позволит производить расчеты основных технических параметров.

При численном решении краевых задач соответствующие дифференциальные уравнения заменяются конечно - разностными. В основе численной реализации двумерной модели лежит приближенное решение эллиптического и параболического уравнений, завязанных между собой в систему двух уравнений в частных производных. Наша задача содержит две неизвестные функции $C(t, x, y)$ и $\Psi(x, y)$.

Заменяем непрерывную область $G * [0, T]$ дискретной «сеточной» моделью: $x_i = x_0 + ih_x, i = 0, 1, \dots, m$;

$y_j = y_0 + jh_y, j = 0, 1, \dots, n$;

$t_k = k \cdot \tau, k = 0, 1, \dots, p$;

h_x, h_y, τ - соответственно шаг по x, y, t ;

$C(t_k, x_i, y_j) = C_{i,j}^k; \quad \Psi(x_i, t_j) = \Psi_{i,j}$

Получаем конечно - разностные соотношения для функции тока:

$$\Psi_{i,j} = \frac{1}{4} (\Psi_{i-1,j} + \Psi_{i+1,j} + \Psi_{i,j-1} + \Psi_{i,j+1}) \quad (5)$$

$i = 1, \dots, m-1; j = 1, \dots, n-1$;

$\Psi_{0,j} = \Psi_{m,j} = 0; \Psi_{i,0} = \Psi_{i,n} = 0$

Далее, вначале на шаге $(k+0,5)$ решается система:

$$\begin{aligned} \frac{D_L}{l^2 \cdot h_x^2} \cdot C_{i-1,j}^{k+0.5} - \left(\frac{2}{\tau \cdot T} - \frac{V_x}{l \cdot h_x} + \frac{2 \cdot D_L}{l^2 \cdot h_x^2} \right) \cdot C_{ij}^{k+0.5} + \left(\frac{D_L}{l^2 \cdot h_x^2} - \frac{V_x}{l \cdot h_x} \right) C_{i+1,j}^{k+0.5} = \\ = \left(\frac{V_y}{h \cdot h_y} - \frac{D_H}{h^2 \cdot h_y^2} \right) \cdot C_{ij+1}^k + \left(\frac{2 \cdot D_H}{h^2 \cdot h_y^2} - \frac{2}{\tau \cdot T} - \frac{V_y}{h \cdot h_y} \right) \cdot C_{ij}^k - \frac{D_H}{h^2 \cdot h_y^2} \cdot C_{ij-1}^k + f \end{aligned} \quad (6)$$

Затем на $(k+1)$ шаге – такая система:

$$\begin{aligned} \frac{D_H}{h^2 \cdot h_y^2} \cdot C_{ij-1}^{k+1} - \left(\frac{2}{\tau \cdot T} - \frac{V_y}{h \cdot h_y} + \frac{2 \cdot D_H}{h^2 \cdot h_y^2} \right) \cdot C_{ij}^{k+1} + \\ + \left(\frac{D_H}{h^2 \cdot h_y^2} - \frac{V_y}{h \cdot h_y} \right) \cdot C_{ij+1}^{k+1} = \left(\frac{V_x}{2 \cdot h_x} - \frac{D_L}{l \cdot h_x^2} \right) C_{i-1,j}^{k+0.5} + \\ + \left(\frac{2 \cdot D_L}{l^2 \cdot h_x^2} - \frac{2}{\tau \cdot T} - \frac{V_x}{l \cdot h_x} \right) \cdot C_{ij}^{k+0.5} + \frac{D_L}{l^2 \cdot h_x^2} \cdot C_{i+1,j}^{k+0.5} + f \end{aligned} \quad (7)$$

В результате от уравнений математической физики (2) – (4) мы переходим к решению системы алгебраических уравнений (5) – (7).

Решением системы является распределение концентрации конечного продукта (смеси) в рабочем объеме аппарата $C(x,y)$ в любой момент t , в том числе в заданный конечный момент T . По результатам расчетов строятся линии равной концентрации, по виду которых можно делать выводы о влиянии различных технологических параметров на результат работы аппарата.

Рассмотрим задачу влияния координат источников исходных смесей

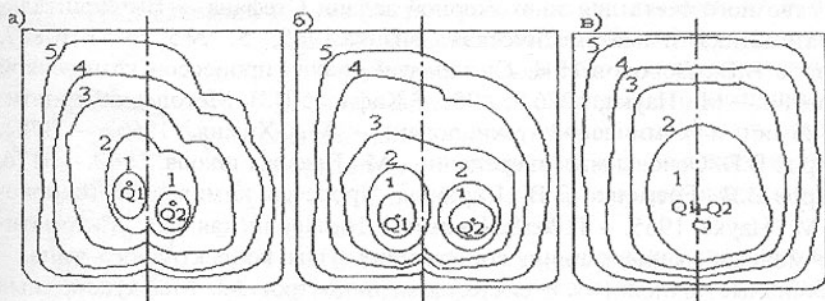


Рис. 2. Распределение концентраций твердой фазы в зависимости от положения источников исходных смесей: а) несовпадающие случайные координаты; б) несовпадающее симметричное положение; в) расположение в общей точке. Линия 1 соответствует 70%, шаг построения-10%

на распределение концентраций твердой фазы конечного продукта.

Зададим скорость вращения постоянной во всех точках сечения (идеализированный вариант) и равной 0,7 (в безмерных величинах). Рассмотрим результаты моделирования для различных положений точек с сосредоточенной концентрацией C_1 и C_2 (расходы $Q_1=25$, $Q_2=40$).

На рис. 2 приведены линии равного уровня концентрации C для трех вариантов. Как показывают результаты, наиболее равномерное распределение достигается, когда оба источника находятся в одной точке. Физически это объясняется тем, что расположение в разных точках из-за разной величины Q_1 , Q_2 их произведения на концентрацию имеет разное значение: $Q_1 C_1=6642,5$; $Q_2 C_2=40 \cdot 210=8400$

Следовательно, влияние на результат оказывается разное, и кривые искажаются. При задании источника в одной точке влияние оказывается суммарное и на всем сечении одинаковое. Следовательно, результаты расчетов позволяют принять рекомендацию для проектировщиков машин пробного типа располагать источники исходных смесей в общей точке рабочего объема.

Таким образом, разработана математическая модель процесса работы машин конвективного типа и проведена ее реализация средствами численного анализа на ПЭВМ. Результаты работы позволяют производить исследования и расчет оптимальных параметров при проектировании и производстве машин.

Список литературы: 1. Carabedian P.R., Lewy H., Schiffer M., Aerially symmetric cavitation flow. Ann. of Math., 1952, 56, 560-602. 2. Friedrichs K.O. Uber ein Minimumproblem fur Potentialströmungen mit freier Rande. Math. Ann., 1933, 109. 3. Самарский А.А., Моисеенко Б.Д. Экономическая схема сквозного счета для многомерной задачи Стефана. – Вычислительная математика и математическая физика. 1965, 5, №5, с. 816-827. 4. Кафаров В.В., Дорохов И.Н. Системный анализ процессов химической технологии. – М.: Наука, 1976. – 498с. 5. Кафаров В.В. Методы кибернетики в химии и химической технологии. – М.: Химия, 1968. – 378с. 6. Кафаров В.В. Основы массопередачи. – М.: Высшая школа, 1962. – 317с. 7. Кафаров В.В., Еременко В.В., Бирюков. Процессы химической технологии. – М.: Наука, 1965. – 417с. 8. Павлыш В.Н., Перинская Е.В. Математическое моделирование машин, содержащих узлы конвективного типа. – прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов, вып.21. Донецк, 2002, с.178-184.

Сдано в редакцию 29.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ТОЛСТОСТЕННЫЕ СОСУДЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПИЩЕВЫХ ПРОДУКТОВ

Петрова Ю.Н. (ДонГУЭТ, г. Донецк, Украина)

It is considered the strengthening of thick cylinders can be made by coiling of steel ropes of a large effort.

В последнее десятилетие в области производства и переработки продовольствия возник качественно новый путь получения и сохранения пищевых продуктов, заключающийся в использовании высокого давления. Процесс усиленно изучается в настоящее время, уже имеется определенное количество работ ученых ведущих стран мира, свидетельствующих о перспективности данного научного направления [1-3]. Основная задача этой технологии состоит в том, чтобы получить полноценную, высоко привлекательную пищу с неповрежденным ферментно-витаминным комплексом и длительным сроком хранения.

Однако, мировой объем продажи продуктов, обработанных высоким давлением, пока небольшой. Это обусловлено известными трудностями, среди которых фигурируют такие, как не изученность процесса, необходимость поддерживать довольно высокие давления порядка 500-1000 МПа, сложность создания непрерывных циклов, проблема герметизации оборудования и упаковочных материалов и другие.

Исследователи при конструировании аппаратов сверхвысокого давления не всегда пользуются современными методами их расчета. Вследствие этого сосуды нередко создаются неоправданно громоздкими или недостаточной прочности.

Поэтому на современном этапе развития технологий с применением сверхвысоких давлений весьма актуальной является проблема по использованию известной задачи Ляме [4] с применением упрочнения сосуда методом автофретажа или за счет создания дополнительного внешнего давления. Для этого нужно разработать теорию определения дополнительного высокого давления за счет навивки канатов, стальной высокопрочной или полимерной ленты.

В отличие от существующих способов вывода расчетных формул методами теории упругости предлагается простой, удобный для использования в учебном процессе, следующий вывод. Рассматривается уравнение равновесия элемента $pd\theta \cdot dr$, которое принимает вид (рис.1).

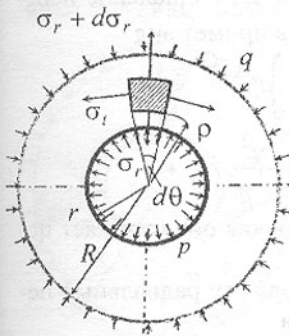


Рис. 1.

$$(\sigma_r + d\sigma_r)(\rho + d\rho)d\theta - \sigma_r \rho d\theta - 2\sigma_t d\rho \sin \frac{d\theta}{2} = 0, \text{ т.е.}$$

$$\sigma_r - \sigma_t + \rho \frac{d\sigma_r}{d\rho} = 0. \quad (1)$$

Сложив это уравнение с инвариантом напряжений $\sigma_r + \sigma_t = 2C$, найдем зависимость

$$2\sigma_r + \rho \frac{d\sigma_r}{d\rho} = 2C.$$

Умножая эту зависимость на ρ , получим дифференциальное уравнение $\frac{d}{d\rho}(\rho^2 \sigma_r) = 2C\rho$, интегрирование которого дает радиальное напряжение $\sigma_r = C + B/\rho^2$, а из инварианта напряжений получаем кольцевое напряжение $\sigma_t = C - B/\rho^2$. Из граничных условий $\sigma_r(r) = -p$ и $\sigma_r(R) = -q$ находим постоянные интегрирования:

$$C = \frac{pr^2 - qR^2}{R^2 - r^2}, \quad B = \frac{(q - p)R^2 r^2}{R^2 - r^2}. \quad (2)$$

С учетом этих постоянных получаем известную формулу Ляме для напряжений

$$\sigma_{r,t} = \frac{pr^2 - qR^2}{R^2 - r^2} \pm \frac{(q - p)R^2 r^2}{(R^2 - r^2)\rho^2}. \quad (3)$$

При наличии продольного напряжения $\sigma_x = p \frac{\eta^2}{1 - \eta^2}$, где η — отношение внутреннего радиуса цилиндра к внешнему, возникает объемное напряженное состояние с модулем упругости в радиальном направлении E_r , в кольцевом направлении E_t и продольном E . Радиальное перемещение с использованием обобщенного закона Гука примет вид

$$\begin{aligned} u &= \int \varepsilon_r d\rho = \int \left(\frac{\sigma_r}{E_r} - \mu \frac{\sigma_t}{E_t} - \mu \frac{\sigma_x}{E} \right) d\rho = \\ &= \int \left(C + \frac{B}{\rho^2} \right) \frac{d\rho}{E_r} - \mu \int \left(C - \frac{B}{\rho^2} \right) \frac{d\rho}{E_t} - \mu p \int \frac{\eta^2}{1 - \eta^2} \frac{d\rho}{E} + A. \end{aligned}$$

Постоянная интегрирования A равна нулю, так как она отражает перемещение поперечного сечения как жесткого диска.

Подставляя сюда постоянные (2), получаем формулу радиальных перемещений для цилиндра из ортотропного материала

$$u = \frac{pr^2 - qR^2}{R^2 - r^2} \frac{E_t - \mu E_r}{E_t E_r} \rho - \frac{(q - p)R^2 r^2}{(R^2 - r^2)\rho} \frac{E_r + \mu E_t}{E_r E_t} - \mu p \frac{r^2}{R^2 - r^2} \frac{\rho}{E}. \quad (4)$$

Для изотропного материала, когда модули упругости одинаковы, эта формула примет вид

$$u = \frac{1-\mu}{E} \frac{pr^2 - qR^2}{R^2 - r^2} \rho - \frac{1+\mu}{E} \frac{(q-p)R^2 r^2}{(R^2 - r^2)\rho} - p \frac{\rho}{E} \mu \frac{r^2}{R^2 - r^2}. \quad (5)$$

В частном случае, при наличии только внутреннего давления p напряжения и радиальные перемещения вычисляются по формулам (рис.2):

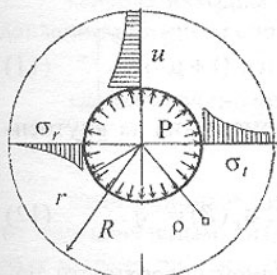


Рис.2.

$$\sigma_{r,t} = \frac{pr^2}{R^2 - r^2} \left(1 \mp \frac{R^2}{\rho^2} \right), \quad (6)$$

$$u = \frac{pr^2}{R^2 - r^2} \frac{\rho}{E} \left[1 - \mu + (1 + \mu) \frac{R^2}{\rho^2} \right]. \quad (7)$$

Отсюда получаем напряжения и радиальные перемещения на внутренней и наружной поверхности цилиндра:

$$\sigma_t(r) = p \frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2}, \quad \sigma_t(R) = p \frac{\eta^2}{1 - \eta^2}, \quad \sigma_r = -p, \quad (8)$$

$$u(r) = \frac{pr}{E} \left(\frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2} + \mu \right), \quad u(R) = 2 \frac{pr}{E} \frac{\eta^2}{1 - \eta^2}. \quad (9)$$

Расчетное напряжение у внутренней поверхности цилиндра по третьей теории прочности равно

$$\sigma_{расч} = \sigma_t - \sigma_r = 2 \frac{p}{1 - \eta^2}. \quad (10)$$

Из формул видно, что напряжения по толщине цилиндра распределяются весьма не равномерно, а расчетное напряжение (10) увеличением толщины цилиндра невозможно снизить меньше удвоенного давления, даже если толщину цилиндра увеличить до бесконечности. Это значит, что при давлении в 6 тыс. атм. (600 МПа) нужно применять высокопрочную сталь с пределом текучести около 1200 МПа, при толщине цилиндра в десять раз превышающей внутренний радиус. Выход из такой ситуации известен в применении многослойных цилиндров, изготовленных путем прессовых посадок или с использованием автофретажа, когда предварительным внутренним давлением цилиндр деформируется так, чтобы пластические деформации распространились до половины

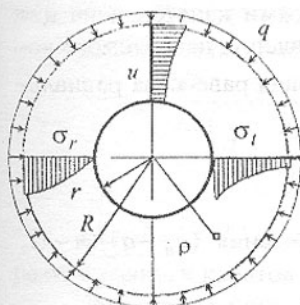


Рис. 3.

толщины цилиндра. Этого эффекта можно добиться путем создания наружного давления навивкой стального высокопрочного каната (троса) или полимерной ленты.

Рассмотрим напряженно-деформированное состояние цилиндра от внешнего давления q , рис.3. В этом случае расчетные формулы напряжений и перемещений имеют следующий вид:

$$\sigma_{r,r} = -\frac{qR^2}{R^2 - r^2} \left(1 + \frac{r^2}{\rho^2} \right), \quad u = -\frac{qR^2}{R^2 - r^2} \frac{\rho}{E} \left[1 - \mu + (1 + \mu) \frac{r^2}{\rho^2} \right]. \quad (11)$$

Отсюда находим расчетные напряжения и перемещения на внутренней и наружной поверхности цилиндра, принимая

$$\sigma_t(r) = -q \frac{2}{1 - \eta^2}, \quad \sigma_t(R) = -q \frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2}, \quad \sigma_r(R) = -q. \quad (12)$$

Суммарные кольцевые напряжения на внутренней поверхности цилиндра от внутреннего давления p и наружного $q = \xi p$ будут равны:

$$\sigma_t(R) = p \frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2} - \xi p \frac{2}{1 - \eta^2}. \quad (13)$$

С учетом радиального напряжения $\sigma_r = -p$ расчетное напряжение по третьей теории прочности у внутренней поверхности цилиндра

$$\sigma_{расч} = \sigma_t - \sigma_r = p \left(\frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2} - \xi + 1 \right). \quad (14)$$

Расчетное напряжение по энергетической теории прочности

$$\sigma_{расч} = \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_r^2 + \sigma_x^2 - \sigma_t \sigma_r - \sigma_r \sigma_x - \sigma_x \sigma_t}. \quad (15)$$

Упрочнение цилиндра можно осуществить навивкой каната или высокопрочной проволоки, растянутой нагрузкой Q .

При навивке n -го слоя канатов на цилиндр некоторая часть нагрузки от этого слоя воспринимается ранее навитыми слоями канатов и на цилиндр передается давление q несколько меньше давления навиваемого каната q_n . Давление на цилиндр можно найти из условия равенства радиального перемещения у поверхности цилиндра

$$u = \frac{qR}{E} \left(\frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2} - \mu \right) = \frac{qR}{E} k_0$$

и нижнего слоя канатов от усредненного давления $(q_n - q)/(n - 1)$, т.е. из равенства

$$\frac{qR}{E} k_0 = \frac{(q_n - q)}{E_\kappa F_\kappa} \frac{tR}{n - 1}.$$

Здесь коэффициент радиального перемещения на наружной поверхности цилиндра k_0 без учета продольного напряжения и внутреннего давления вычисляется по формуле

$$k_0 = \frac{1 + \eta^2}{1 - \eta^2} - \mu. \quad (16)$$

Отсюда находим зависимость между давлением n -го слоя канатов и давлением нижнего слоя

$$q_n = q(1 + k_0 \lambda (n - 1)), \quad (17)$$

где обозначено через

$$\lambda = \frac{E_\kappa F_\kappa}{ERt}. \quad (18)$$

Если длинный цилиндр загрузить односторонней навивкой канатов, то под начальным витком канатов радиальное перемещение будет в два раза меньше перемещения от навивки по всей длине. За счет деформации цилиндра $qRk_0/2E$ и поперечного сжатия ранее навитых слоев канатов $(q_n + q)d_\kappa(n-1)/2E_\kappa$ начальный виток n -го слоя получит радиальное перемещение и напряжение в растянутом силой Q навиваемом канате с шагом навивки t несколько уменьшится, принимая значение

$$\sigma = \frac{Q}{F_\kappa} - \frac{E_\kappa}{R} \left[\frac{qR}{E} k_0 + \frac{q_n + q}{2E_n R} d_\kappa (n - 1) \right] = \frac{q_n R t}{F_\kappa}.$$

Отсюда с учетом (17), (18) получаем давление на цилиндр от n -ного слоя канатов

$$q_n = \frac{Q}{Rt} \frac{1}{1 + \lambda \left[\frac{E}{E_n} \frac{d}{R} (n - 1) \left(1 + k_0 \frac{\lambda}{2} (n - 1) \right) + k_0 (n - 0,5) \right]}. \quad (19)$$

Если учесть переменный радиус навивки канатов то в условии совместности деформаций нужно вместо постоянного радиуса цилиндра R подставить $R + d_\kappa(n + 0,5)$ кроме первого слагаемого в скобках, вследствие чего вместо (19) получим:

$$q_n = \frac{Q}{Rt} \frac{1}{\left(\bar{d} + \frac{E}{E_n} \lambda \frac{d}{R} \frac{n - 1}{2\bar{d}} \right) (1 + \lambda k_0 (n - 1)) + \lambda \left(\frac{k_0}{2\bar{d}} + \frac{E}{E_n} \frac{d}{R} \frac{n - 1}{2\bar{d}} \right)}, \quad (20)$$

где $\bar{d} = 1 + d_\kappa(n - 0,5)/R$ - коэффициент, учитывающий переменный радиус навивки канатов.

Данные расчета допускаемого внутреннего давления для толсто-стенного цилиндра с наружным диаметром 273 мм и толщиной стенки 40

мм (ГОСТ8732-78), подкрепленного навивкой стальной проволокой диаметром 2 мм с различным количеством слоев намотки, приведены в таблице 1. Материал цилиндра Сталь 45ХН2МФА (ГОСТ 4543-71) с пределом текучести $\sigma_T = 1830$ МПа

Таблица 1

Предел текучести проволоки σ_T , МПа	Количество слоев проволоки, n	Расчетные напряжения $\sigma_{расч}^{IV}$, МПа	Допускаемое внутреннее давление [P], МПа
700	10	1509,46	500
	15	1788,87	600
800	12	1784,95	600
	38	1808,22	700
1000	8	1814,94	600
	26	1808,92	700
1200	7	1796,36	600
	20	1804,45	700
1400	6	1790,97	600
	16	1807,56	700
	33	1816,42	800

Приведенные расчеты показали, что камеры, подкрепленные навивкой высокопрочной стальной проволокой, способны выдерживать сверхвысокое рабочее давление, стерилизующее продукт.

Предварительно навитая проволока при загрузке цилиндра внутренним давлением будет создавать дополнительное давление, что будет учтено в последующих публикациях автора.

Список литературы: 1. Cheftel J.C. Review: High pressure, microbial inactivation and food preservation // Food Sci., Technol. Int. -1995.- №1. - P.75-90. 2. Сукманов В.А., Хазипов В.А., Гаркуша В.Б. Проблемы и перспективы использования высокого давления в пищевых технологиях // Пищевая промышленность. - 2000.- №2-3.- С.6-10. 3. Thacur B.R., Nelson P.E High pressure processing and preservation of foods // Food Reviews Int. - 1998. - № 14.- P.427- 447. 4. Писаренко Г.С. Сопротивление материалов.- К.: Вища школа, 1979.-694с.

Слано в редакцию 29.05.03
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ ПОДВИЖНОГО СОЕДИНЕНИЯ В УСЛОВИЯХ СМЕШАННОЙ СМАЗКИ

Польский Е.А., Бурченков А.В., Сорокин С.В. (БГТУ, г. Брянск, Россия)

In this work questions of modeling of the wear-out process a vapour (pair) of friction-slides of nodes of details of machines at mixed lubricant are considered.

В зависимости от характера смазки деталей машин различают 4 вида трения: без смазочного материала, граничное, гидродинамическое (жидкостное) и смешанное. В первом случае контактируют несмазываемые поверхности, покрытые окисными пленками и тончайшими слоями молекул газов и воды, адсорбированными из окружающей среды. Во втором случае, помимо перечисленных пленок, присутствуют молекулы смазочных материалов в виде тонкого слоя толщиной в несколько молекул, которые прочно связаны с поверхностью. В третьем случае слой жидкой смазки полностью разделяет сопряженные поверхности. Смешанное трение наиболее полно отражает процессы, происходящие в паре трения. Данный вид трения присутствует практически во всех сопряжениях, но различные его элементы наблюдаются в определенных зонах контакта в различные моменты времени. Смешанное трение является наиболее сложным и с точки зрения его моделирования. Исходя из этого, можно сделать вывод, что создание модели трибосистемы в условиях смешанной смазки является актуальной задачей в машиностроении.

Понятие «модель трибосистемы» может быть определено как некоторая логико-математическая структура, имеющая систему переменных, соответствующих элементам трибосистемы. Данные элементы трибосистемы могут быть классифицированы как её основные подсистемы: прочностная подсистема; динамическая подсистема; подсистема контактирования; подсистема трения и изнашивания; термодинамическая подсистема.

Прочностная подсистема. Одним из важных факторов, существенно влияющих на износостойкость, величину износа и форму изношенных поверхностей, является давление. Знание реальной эпюры силового взаимодействия деталей пар трения позволяет повысить достоверность расчетов при обеспечении наработки узла на отказ. Для пары трения «вал-втулка» в рамках рассматриваемой модели решаются следующие вопросы: определение сближения в цилиндрическом стыке за счет собственной деформации вала и втулки, определение контактной равнодействующей давления в цилиндрическом стыке, описывается закон распределения нагрузки вдоль втулки, определяется зависимость давления от приложенной нагрузки. Перечисленные задачи решаются при следующих допущениях: жесткий вал

распределяет давления на упругодеформируемую втулку, что, в частности, реализуется при изготовлении последней из металлополимерных материалов.

Динамическая подсистема. Известно, что все материалы в большей или меньшей степени обладают вязкоупругостью и вязкопластичностью. Это свойство материалов, приводящее к изменению фактической площади контакта (ФПК) в зависимости от температуры и времени, описывается с помощью реологических моделей. В рамках рассматриваемой модели используется модель Кельвина-Фойгта, отражающая свойства реальных тел.

Подсистема контактирования. Первичной проблемой при изучении трения является контактирование соприкасающихся поверхностей. В понятие контактирования входит взаимодействие поверхностей, принадлежащих твердым телам, под действием относительного смещения и сжимающих сил с учетом их отклонения от идеальной формы и влияния среды (газы и смазочные материалы), присутствующей в зоне контакта.

Для решения задачи контактирования двух твердых тел необходимо представить модель поверхности, максимально приближенную к реальной поверхности и при этом имеющую минимальный набор входных параметров. Построение пространственной модели производится на основе стержневых конечных элементов.

В качестве исходных параметров используются как стандартизованные параметры (среднее арифметическое отклонение профиля от средней линии — R_a ; средний шаг неровностей профиля по средней линии — S_m ; ГОСТ 2789-73), так и пока не стандартизованные параметры волнистости (в продольном и поперечном направлении: средняя арифметическая высота волн по средней линии — W_a , W_z ; шаг волны по средней линии — Sw_a , Sw_z).

Общее уравнение профиля имеет следующий вид:

$$Y = \Delta + k_{Ra} \cdot Ra \cdot \sin(R) + Wa \cdot \sin(W); \quad (1)$$

где: Δ — параметр, отражающий влияние радиального биения и других отклонений формы на профиль поверхности (1-5 мкм); k_{Ra} — коэффициент, отражающий вероятность изменения средне арифметического отклонения профиля от средней линии по закону нормального распределения, $\sin(R)$, $\sin(W)$ — значение синуса текущей (i -ой) координаты профиля.

Разбиение профиля на стержневые конечные элементы производится в зависимости от поверхностной твердости материала и требуемой точности расчета.

Контактные деформации будут происходить, если выполняется условие:

$$\sigma \geq P_i, \quad (2)$$

$$\text{где: } \sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \frac{y_n \cdot dy}{l}; P_i = \frac{P}{L \cdot dx \cdot n};$$

где: E - модуль упругости, МПа; ε - относительное удлинение; y_n - число итераций контактных деформаций; dy - шаг элементарного сближения, мм; l - толщина элемента, мм; P - общая нагрузка, Н; L - длина контакта, мм; dx - шаг разбиения, мм; n - число элементов, вступивших в контакт.

Подсистема трения и износа. Процесс трения в значительной мере предопределяет износостойкость контактирующих деталей. Износостойкость характеризуется способностью поверхностных слоев деталей сопротивляться разрушению при трении скольжения, трении качения, а также при микроперемещениях, обусловленных воздействием вибраций (фреттинг-процесс). Износ деталей машин приводит к потере точности, понижению КПД, понижению прочности, увеличению динамических нагрузок, которые являются следствием увеличения зазоров в сопряжениях, повышению шума. Износ является причиной выхода из строя подавляющего большинства машин (до 80%) и их деталей. Создание узлов с минимальными потерями на трение равносильно высвобождению огромных ресурсов рабочей силы и различных материальных затрат, в том числе ремонтных предприятий, которые в среднем по машиностроению составляют не менее 60-80% основного производства [1, 3, 6, 8].

С практической точки задача установления связей и количественных соотношений между эксплуатационными показателями и параметрами качества поверхностного слоя весьма важна и актуальна.

При решении задачи определения взаимосвязи интенсивности изнашивания и параметров состояния поверхностей трения используется зависимость для расчета величины интенсивности изнашивания, предложенная Сусловым А.Г. [4]:

$$I_h = \frac{2.5 \pi \nu^{1/2} p^{7/6}}{n \lambda (\nu + l) t_m^{3/2} (k \sigma_T)^{2/3}} \sqrt{\frac{30(1 - \mu^2)(2\pi R_a W_z H_{max})^{1/3}}{E s_m}}, \quad (3)$$

где R_a - среднее арифметическое отклонение профиля, мкм; R_z - высота неровностей по 10-ти точкам, мкм; W_z - средняя высота волнистости по десяти точкам, мкм; H_{max} - максимальная величина макроотклонений формы поверхности, мкм; t_m - относительная опорная длина профиля на уровне средней линии; s_m - средний шаг неровностей, мкм; λ - коэффициент, учитывающий знак и значение остаточных напряжений; σ_T - величина остаточных напряжений, МПа; k - коэффициент упрочнения; p - давление, МПа; n - число циклов воздействия до разрушения поверхностного слоя; E , μ - механические свойства материала заготовки.

Данная формула показывает, что износостойкость деталей машин характеризуется комплексным состоянием поверхностей трения. Несущая способность поверхности деталей, их коэффициент трения и интенсив-

ность изнашивания при трении скольжения наряду с шероховатостью определяются макроотклонением, волнистостью и физико-механическими свойствами (микротвердость и остаточные напряжения). Достижение так называемой равновесной шероховатости, зависящей только от условий трения, возможно после длительного процесса работы узла трения, когда будут стабилизированы все параметры состояния поверхностного слоя контактирующих деталей.

Это указывает на необходимость введения понятия равновесное состояние поверхностного слоя контактирующих деталей и соответствующей ей оценки. Впервые понятие и оценка равновесного состояния поверхностного слоя деталей были даны в работах Э.В. Рыжова, А.Г. Суслова и др.

Разрешив уравнение (3) относительно параметров состояния поверхностного слоя, а также принимая во внимание требования по возможности метрологического контроля, технологического управления и приоритетность параметров качества влияющих на износостойкость, учитывая, что

$$I_h \cdot C_M = C_R, \quad (4)$$

где C_R — комплексный параметр, характеризующий зависимость интенсивности изнашивания поверхности от параметров качества поверхностного слоя:

$$C_R = \frac{(WzH \max)^{1.6}}{s_m^{1.2} \lambda (k\sigma_T)^{2.3}} Ra^{2.3} (Rp - Ra)^{1.2}, \quad (5)$$

C_M — комплексный параметр, зависящий от механических свойств материала контактирующей детали:

$$C_M = \frac{n}{43.47 (\pi p)^{7.6}} \sqrt{\frac{E}{1 - \mu^2}}, \quad (6)$$

Таким образом, при обеспечении равных значений составляющих комплексного параметра C_M , (одинаковые свойства материалов, одинаковая схема нагружения, равные условия работы узлов трения и т.д.) для обеспечения равновесного состояния поверхностного слоя и, как следствие, максимального сокращения периода приработки достаточно варьировать параметрами качества поверхностного слоя, входящими в параметр C_R .

Термодинамическая подсистема. Значение температуры для деформированного элемента можно представить в виде суммы:

$$T_i = T_0 + T_V + T_B, \quad (7)$$

где T_0 — исходная температура элемента (в начальный момент равная температуре окружающей среды), T_V — средняя объемная температура элемента (обусловлена теплопроводностью λ материала детали), T_B — температурная вспышка на пятне контакта. T_B определяется из условия, что работа

по деформированию элемента направлена на теплообразование. Количество теплоты нагревания $Q = c \cdot m \cdot \Delta T$, где c - удельная теплоемкость материала детали; m - масса элемента.

В результате повышения температуры происходит тепловое расширение элемента. Длина элемента при этом $l = l_0 \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T)$, где α - температурный коэффициент длины.

Синтез элементов данной трибосистемы с использованием системного подхода позволит создать модель, адекватно описывающую процессы, происходящие в паре смешанного трения.

Список литературы: 1. Основы трибологии (износ, трение, смазка) / Под. ред. А.В. Чичинадзе - М.: Машиностроение, 2001.- 663 с. 2. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин. - М.: Машиностроение, 1966.- 193с. 3. Суслов А.Г. От технологического обеспечения эксплуатационных свойств к качеству машин // Трение и износ.-1997.-т.18.-N3.-с. 311-320. 4. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987. -208с. 5. Суслов А.Г., Браун Э.Д., Виткевич И.А. Качество машин: Справочник в 2-х томах М.: Машиностроение, 1995. 6. Технологические основы обеспечения качества машин./ Под ред. Колесникова К.С.- М.: Машиностроение, 1990.- 256с. 7. Трибология. Физические основы, механика и технические приложения: Учебник для вузов/ Под ред. Д.Г. Громаковского; СГТУ. Самара, 2000. - 268 с. 8. Фролов К.В. Методы совершенствования машин и современные проблемы машиностроения.- М.: Машиностроение, 1984.- 224 с.

Сдано в редакцию 10.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ВЫРАВНИВАНИЕ НАГРУЗКИ МЕЖДУ ЗУБЬЯМИ ЗУБЧАТЫХ МУФТ

Польченко В.В., Богуславский В.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Основное назначение зубчатых муфт - передача крутящего момента в условиях перекоса валов, соединяемых агрегаты машин. В этом случае зубья муфты, передающие нагрузку, находятся в сложном и неравномерном напряженном состоянии, снижающим долговечность зубьев и опор соединяемых валов, что является одной из актуальнейших проблем применения зубчатых муфт.

Целью работы является разработка рекомендаций, применение которых позволяет снижать максимальную нагрузку на зубьях за счет ее выравнивания и перераспределения между зубьями. Одним из путей достижения указанной цели является создание оптимальных конструкций от-

дельных элементов муфты и, в первую очередь, изменением податливости элементов муфты.

Исследование нагрузочных и компенсирующих свойств зубчатых муфт [1,2,3.] позволяет разрабатывать рекомендации по их проектированию и оценке эффективности применения в конкретных производственных условиях. Характер распределения нагрузки между зубьями во многом зависит от параметров муфты и конструктивного исполнения элементов.

Для обеспечения в зубчатом зацеплении полумуфт наиболее благоприятного (с точки зрения нагружения опор и снижения интенсивности износа) распределения окружного усилия, необходимо в первую очередь выполнять муфты с увеличенными радиальными зазорами ($C_r > J_b$), в которых центрирование обоймы и втулки должно осуществляться по боковым поверхностям зубьев. В этом случае образуются явно выраженные кон-

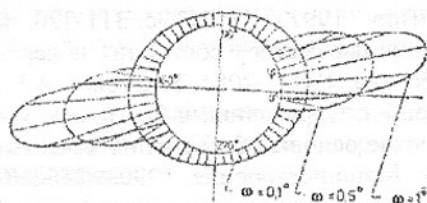


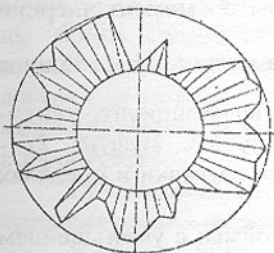
Рис. 1. Распределение нагрузки на зубьях муфты в зависимости от угла перекоса соединяемых валов

имеют примерно такой же порядок величин (рис. 2).

Таблица 1 - Рекомендуемые значения радиальных зазоров в муфтах нормальной точности, мм

№ муфт	Радиальный зазор по ГОСТ 5006-85	Боковой зазор max при угле перекоса валов		Рекомендуемая величина радиального зазора
		$\gamma=0^{\circ}30'$	$\gamma=1^{\circ}$	
M31	0,180	0,164	0,217	0,250
M32	0,210	0,193	0,258	0,300
M33	0,245	0,215	0,302	0,350
M34	0,245	0,261	0,370	0,400
M35	0,245	0,261	0,370	0,400
M36	0,285	0,287	0,418	0,450
M37	0,285	0,330	0,482	0,500
M38	0,285	0,330	0,482	0,500

Для достижения симметричного распределения нагрузки между контактными зонами работающих зубьев возможны различные пути.



В первую очередь – это выбор оптимального соотношения ширины зуба втулки и расстояния между зубчатыми венцами, которое характеризуется коэффициентом T_{μ} [4]

$$T_{\mu} = 1 + \left(\frac{B}{A} \right)^2,$$

где B – ширина зуба втулки; A – расстояние между серединами зубчатых венцов.

Коэффициент T_{μ} характеризует конструктивное совершенство зубчатой муфты. При проектировании необходимо стремиться к уменьшению коэффициента T_{μ} , что приводит к симметричному распределению нагрузки между

Рис. 2. Распределение нагрузки вследствие ошибок шага

зонами работающих зубьев.

При назначении указанных параметров приходится принимать компромиссное решение, поскольку, с одной стороны увеличение расстояния между зубчатыми венцами втулок приводит к увеличению габаритов муфты, с другой стороны – при этом возрастает компенсирующая способность.

Другой путь, ведущий к выравниванию нагрузки между контактными зонами, заключается в увеличении податливости обоймы как наиболее жесткого элемента муфты. [5].

Повышение податливости обода обоймы приводит к увеличению зоны нагруженных зубьев и более равномерному распределению нагрузки между ними. Это, в свою очередь, приводит к уменьшению результирующих сил на опорах муфты. Для количественной оценки этого фактора проведены теоретические и экспериментальные исследования.

Будем считать, что усилия на опорах пропорциональны приведенной жесткости муфты $C_{\mu\mu}$, которая зависит от жесткости собственно зубьев C_z и обода обоймы $C_{об}$

$$\frac{1}{C_{\mu\mu}} = \frac{1}{C_z} + \frac{1}{C_{об}} \quad (2)$$

Жесткость зубьев с прямолинейной образующей C_z может быть принята равной [6]

$$C_z = \frac{BE}{30}, \quad (3)$$

где E – модуль упругости материала обоймы.

Жесткость обода обоймы, представленной в виде упругого тонкостенного кольца может быть принята равной

$$C_{об} = \frac{\pi EJ}{\rho^3 k_w k_p A}, \quad (4)$$

где ρ - радиус нейтральной окружности обода обоймы; J - момент инерции поперечного сечения кольца, $J = \frac{BH^3}{12}$; B - ширина кольца; H - толщина кольца; k_n - коэффициент деформации обода; A - коэффициент, учитывающий составляющие нормального усилия на зубьях муфты; k_β - коэффициент, учитывающий характер распределения нагрузки в пределах зоны нагружения.

Коэффициент k_β зависит от толщины обода обоймы: с уменьшением H он будет уменьшаться, так как зона нагруженных зубьев будет увеличиваться.

Согласно (2), (3), (4) отношение усилий на опорах при жестком и податливом ободе обоймы K_R будет равно

$$K_R = \frac{R_{жест}}{R_{под}} = \frac{C_z}{C_{пр}} = 1 + \frac{C_z}{C_{об}} = 1 + \frac{k_w A k_\beta}{3\pi} \left(\frac{\rho}{H} \right)^3 \quad (5)$$

Экспериментом установлено, что толщина обоймы оказывает заметное влияние на распределения нагрузки между зубьями лишь при

$$\left(\frac{\rho}{H} \right)^3 \approx 0.05 * 10^6 \text{ или } \frac{h}{\rho} \approx 0.0275 \quad (6)$$

где $h = \frac{H}{2} + 1.25m$.

Поэтому, выражая толщину обода H в долях модуля зацепления m получим, что при $h = 0.6m$ в расчетах нагрузки на зубьях муфты и реакций на опорах можно не учитывать повышенную податливость обода обоймы. Следовательно, если специальным расчетом показано обеспечение прочности обода обоймы, то для более равномерного распределения нагрузки на зубьях муфты и снижения реакций на опорах, толщина обода обоймы должна выбираться из условия $h < 0.6m$.

Повышенная жесткость зубьев муфты приводит к резкой концентрации нагрузки при перекосе осей муфты, что сказывается как на контактной прочности, так и на характере распределения окружного усилия, а, следовательно, на нагружении опор и увеличении интенсивности изнашивания. С другой стороны, наличие больших неуравновешенных масс приводит к увеличению динамических нагрузок на опорах валов, так как увеличение жесткости обоймы в первую очередь достигается увеличением ее веса.

Следовательно, выполнив обойму более податливой можно добиться уменьшения жесткости зубьев, что благоприятно скажется на распределении нагрузки и приведет к уменьшению вращающихся неуравновешенных масс и снижению нагрузки на опоры соединяемых валов.

И в этом случае при выборе толщины обоймы приходится принимать

компромиссное решение, поскольку с одной стороны уменьшение толщины обоймы способствует уменьшению нагрузки на зубьях и опорах, а, с другой стороны, приводит к уменьшению долговечности обоймы по усталостной прочности. Поэтому выбор рациональной толщины обоймы возможен на основе анализа обоих слабых звеньев муфты из условия их равнопрочности.

Повышенная жесткость обоймы обуславливает еще один недостаток зубчатых муфт – нерациональное использование материала.

В связи с этим является целесообразным создавать такие конструкции зубчатых муфт, в которых зубчатая обойма, имея повышенную податливость, одновременно обеспечивала бы снижение динамических нагрузок на опорах.

Если по каким либо соображениям не представляется возможным выравнивание нагрузки между зубьями, рассмотренными выше способами, то необходимо воспользоваться изменением жесткости обода втулки.

Втулки зубчатых муфт обычно выполняют в виде диска со ступицей и имеют одинаковую жесткость на наружном и внутреннем торцах (по отношению к полости муфты). Учитывая тот факт, что нагрузка со стороны двух торцов при смещении валов распределяется неравномерно (обычно со стороны внутреннего торца она больше), то для выравнивания нагрузки необходимо внешний торец втулки выполнять более податливым, чем внутренний. Это приведет к увеличению числа зубьев передающих нагрузку.

Также выравниванию нагрузки способствует синфазность сборки зубчатого зацепления полумуфт. Так как муфты, выполненные с увеличенными радиальными зазорами менее чувствительны к погрешностям изготовления, необходимо стремиться нарезать зубья обоймы и втулки на одном и том же станке и тем же инструментом с последующей маркировкой муфт.

Эффективным в отношении распределения нагрузки является втулка с криволинейной образующей зуба, так как в этом случае пятно контакта перемещается к середине зубчатого венца и тем самым способствует более симметричному распределению нагрузки между зубьями.

Следует отметить, что предлагаемые пути выравнивания нагрузки между зубьями хотя и приводят к положительным результатам, однако не полностью устраняют силовое воздействие муфт на опоры валов. Поэтому представляется целесообразным дальнейшее совершенствование конструкций зубчатых муфт с целью более эффективного их использования.

Список литературы: 1. Айрапетов Э. Л., Миржаджанов Д.Б. Зубчатые соединительные муфты. -М.: Наука, 1991.- 250 с. 2. Миржаджанов Д.Б. Конструктивные методы выравнивания зазоров и скоростей скольжения на

боковых поверхностях зубьев зубчатых муфт. - Вестн. Машиностроения. 1986, №8, С. 15-18. 3. А.Н. Михайлов, А.В. Лукичев. Разработка рациональной геометрии зубьев зубчатых муфт, обеспечивающих увеличения их срока службы./ Second international congress. Mechanical engineering technologie 99. September 16-18. 1999. Sofia, Bulgaria. 4. Польшенко В.В., Михайлов А.Н. Износ в зубчатых муфтах.// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1997. Вып.4 - с.131-135. 5. Польшенко В.В., Соловей А.В. Распределения нагрузки между зубьями зубчатой муфты.//Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1998. Вып.5 - с.177-181. 6. Айрапетов Э.Л., Генкин М.Д., Косарев О.И. Расчетно-экспериментальные исследования нагрузочных характеристик зубчатых муфт.//Статика и динамика механизмов с зубчатыми передачами. М.: Наука. 1974.

Слано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМООБРАБОТКИ НА СВОЙСТВА РАБОЧЕГО СЛОЯ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ДВУХСЛОЙНЫХ ВАЛКОВ

Попова Е.Г. (НАКУ (ХАИ), г. Харьков, Украина)

In article influence of parameters of heat treatment on properties two-layer rolling with a working layer from high-chromium pig-iron is considered.

Термообработка — важный этап технологии изготовления прокатных валков с рабочим слоем из высокохромистого чугуна. В технологическом цикле термообработку используют в качестве окончательной операции для придания отливке требуемых свойств.

Термообработка таких массивных отливок, как прокатные валки, является сложной задачей. С одной стороны — из-за различия в сечении шеек и бочки. С другой стороны, высокохромистые сплавы подвержены фазовым превращениям в твердом состоянии, что обуславливает их поведение при повышенных и высоких температурах. Кроме того, термические напряжения, возникающие при быстром или неравномерном нагреве, суммируясь с довольно высокими остаточными напряжениями после литья, создают опасность возникновения трещин.

В отечественной и зарубежной литературе практически отсутствует информация о параметрах термообработки, обеспечивающих достижение необходимого комплекса эксплуатационных свойств. Нет сведений о температурах термообработок, продолжительности выдержек, эффективных скоростях нагрева и охлаждения массивных отливок 10 — 12т. Информационные материалы, как правило, ограничиваются указаниями по использо-

ванию одно – или двухступенчатых термообработок.

Основными показателями высокого качества высокохромистого вала после термообработки является сочетание высокой износостойкости и прочности. Проблема повышения качества рабочего слоя может решаться как оптимизацией химического состава сплава, так и технологическими путями: варьируя условия формирования рабочего слоя и режимы последующей термообработки. Как известно из литературных источников [1,2] и показали наши исследования[3], при термообработке карбидная фаза существенных изменений не претерпевает. Роль термообработки в повышении свойств ограничивается только фазовыми превращениями в металлической основе и снятием напряжений.

При лабораторном моделировании режимов термообработки исследования проводили на образцах, отобранных от нижних колец бочек, содержащих 2,56 – 2,8% С и 14,0 – 18,8% Cr. Доля карбидной фазы в структуре не превышала 28%. При исследовании влияния химического состава (коэффициент $K = Cr/C$), толщины слоя теплоизоляционного покрытия формы и температуры термообработки на уровень твердости по глубине рабочего слоя применяли факторное планирование с изменением факторов $x_1 (h_{тн})$, $x_2 (K)$ и $x_3 (T_{т/о})$ на двух уровнях. Модель эксперимента представлена в виде линейного уравнения регрессии $HS = b_0 + \sum_{i=1}^N b_i x_i$. Уровни факторов приведены в табл.1. Температурный интервал выбран с учетом того, что температура до 450°C соответствует области упругих, а температура 500°C и выше – области пластических деформаций.

Таблица 1

Условия планирования	$\tilde{x}_1 (h_{тн}, мм)$	$\tilde{x}_2 (K)$	$\tilde{x}_3 (T_{т/о}, ^\circ C)$
Основной уровень	4,45	6,02	375
Интервал варьирования	2,55	1,02	175
Верхний уровень	7,0	7,04	550
Нижний уровень	1,9	5,0	200

Получены следующие корреляционные зависимости:

$$HS_{5мм} = 65,3 - 1,1X_1 + 3,4X_2 - 1,6X_3 \quad (1)$$

$$HS_{10-20мм} = 64,8 + 3,4X_2 - 1,6X_3 \quad (2)$$

$$HS_{25мм} = 64,6 + 3,4X_2 - 1,6X_3 \quad (3)$$

Дисперсии уравнений однородны. Дисперсия воспроизводимости моделей $S_{iy} = 0,71$. Модели проверены на адекватность. Доверительный интервал $\Delta b_j = \pm 0,58$. Коэффициенты b_1 в уравнениях (2) и (3) незначимы.

Среднее значение твердости по глубине рабочего слоя изменяется незначительно. Наиболее существенное влияние на уровень твердости как до, так и после термообработки оказывает химический состав сплава. Влияние толщины слоя теплоизоляционного покрытия после термообра-

ботки сохраняется лишь на глубине до 5мм. В литом же состоянии толщина слоя покрытия оказывает влияние на уровень твердости до глубины 25 мм. Роль температуры термообработки проявляется одинаково по всей глубине рабочего слоя.

При выборе режима термообработки необходимо учитывать исходную структуру высокохромистого сплава. Особенности литого состояния вносят ряд важных изменений в кинетику и механизм фазовых превращений, а, следовательно, и в процесс формирования свойств отливок при их термообработке. Среди процессов, протекающих при термообработке, ведущая роль принадлежит фазовым превращениям в металлической матрице и снятию напряжений. Изменение соотношения структурных составляющих матрицы отражается на уровне твердости.

Данные об уровне твердости и коэрцитивной силы образцов от опытных валков, отобранных от нижних колец бочек в литом состоянии и после различной термообработки приведены в табл.2- 4.

Таблица 2 - Влияние термообработки на уровень твердости высокохромистого чугуна с различным химическим составом

Температура термообработки	Среднее значение твердости, HS		
	$4 \leq K < 5$	$5 \leq K < 6$	$6 \leq K \leq 7$
литое состояние	62	66	71
200°C	60,5	64	68,5
450 - 475°C	60	63,5	68
500°C	60	63	67,5
600°C	60	62	64
700 - 750°C	60	60	60

Таблица 3 - Влияние термообработки на уровень коэрцитивной силы высокохромистого чугуна с различным химическим составом

Температура термообработки	Среднее значение коэрцитивной силы		
	$4 \leq K < 5$	$5 \leq K < 6$	$6 \leq K \leq 7$
литое состояние	30,9	37,0	44,6
200°C	29,7	34,0	40,8
450 - 475°C	29,0	33,2	39,3
500°C	29,0	32,5	37,3
600°C	29,0	30,9	34,0
700 - 750°C	28,0	28,0	28,0

Таблица 4 - Среднее изменение твердости и коэрцитивной силы после различной термообработки

Температура термообработки	Среднее изменение твердости, %			Среднее изменение коэрцитивной силы, %		
	$4 \leq K < 5$	$5 \leq K < 6$	$6 \leq K \leq 7$	$4 \leq K < 5$	$5 \leq K < 6$	$6 \leq K \leq 7$
200°C	2,4	3,0	3,5	3,9	8,1	8,5
450 - 475°C	3,2	3,7	4,2	6,1	10,3	12,0
500°C	3,2	4,5	4,9	6,1	12,2	16,4
600°C	3,2	6,1	9,9	6,1	16,5	23,8
700 - 750°C	3,2	9,1	15,5	9,3	24,3	37,2

Термическая обработка сплавов, обладающих перлитной структурой матрицы ($4 \leq K < 5$), сводится только к снятию литейных напряжений, при этом твердость снижается в среднем на 2–3%, а коэрцитивная сила на 4–6%.

Более сложным оказывается структурное превращение при отжиге сплавов со смешанной структурой матрицы (перлит, мартенсит и остаточный аустенит) - $K=5-7$. Отжиг в интервале температур 400 – 475⁰С способствует полному снятию остаточных литейных напряжений.

Термообработка при температуре 475⁰С по данным [4] для высокохромистых чугунов должна обеспечить максимальный прирост твердости. Однако, как показали исследования, это не подтверждается. Твердость после такой термообработки не изменилась по сравнению с термообработкой при 400–450⁰С.

Так как температура выдержки находится в непосредственной близости с температурным интервалом перлитного превращения, термообработка при таких температурах и выше может привести к значительному снижению твердости. Так, после отжига при температуре 600⁰С твердость снижается в среднем для $K=5-6$ на 6,1%, а для $K=6-7$ на 9,9%. Можно заметить, что после термообработки таких сплавов в интервале температур 500 – 600⁰С в структуре сплава остается относительно большое количество остаточного аустенита.

После высокотемпературной термообработки при 700–750⁰С происходит выравнивание значений твердости до 60–62НS и коэрцитивной силы до минимального значения $H_c=28-30$ независимо от исходного во всем интервале значения K .

В процессе выдержки при температуре 700 – 750⁰С происходит наиболее полный распад мартенсита и остаточного аустенита, а также обеспечивается полная релаксация, как литейных, так и фазовых напряжений в сплаве. Однако, при температуре термообработки более 600⁰С и длительной выдержке велика опасность деформации шеек валков и графитизации шеек и сердцевин.

Известно, что циклические термообработки более существенно изменяют структуру и уровень свойств сплавов, способствуя субструктурному упрочнению, повышению прочности и твердости [1]. В связи с этим исследовали влияние двойного отжига при температурах 450, 475 и 500⁰С на уровень твердости. Данные об уровне твердости приведены в табл.5.

Циклические термообработки в интервале температур 450 – 500⁰С способствуют созданию блочной структуры за счет магнитострикционного эффекта, что приводит к некоторому повышению твердости по сравнению с одноступенчатыми термообработками.

Преимуществом термообработки, включающей двухступенчатый нагрев, является возможность использования низкотемпературного оборудо-

вания и сокращения времени на термообработку.

Таблица 5 - Влияние двухступенчатой термообработки на уровень твердости высокохромистого чугуна с различным химическим составом

Температура термообработки	Среднее значение твердости, НS		
	$4 \leq K < 5$	$5 \leq K < 6$	$6 \leq K \leq 7$
литое состояние	62	66	71
450°C	62	65	70
475°C	62	65	70
500°C	61	64	69

Таким образом, наиболее существенное влияние на твердость рабочего слоя после термообработки оказывает химический состав. Так, при изменении K от 5,0 до 7,04 твердость возрастает ~ на 7НS. Влияние толщины слоя теплоизоляционного покрытия формы сохраняется лишь на глубине до 5мм.

Двухступенчатая термообработка при температурах 450 и 500°C способствует повышению твердости во всем интервале значений K . Для валков с $K < 5$, в структуре которых отсутствует остаточный аустенит, наиболее оптимальным является двойной отжиг при температуре 450°C. Такой режим термообработки способствует наиболее полному снятию остаточных напряжений. Для валков с отношением $Cr/C = 5-7$ целесообразно использовать двухступенчатую термообработку при температуре 500°C.

Список литературы: 1. Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Рудюк С.И., Будагьянц Н.А., Воронина В.А. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов. – М.: Металлургия, 1994. – 336с. 2. Бобро Ю.Г. Легированные чугуны. – М.: Металлургия, 1976. – 288с. 3. Чаплинский А.В., Тимофеев П.В., Попова Е.Г. Фазовый состав высокохромистого сплава в литом и термообработанном состоянии // Повышение надежности восстанавливаемых деталей машин: Сб. научн. трудов. – 1999. – С.62 – 63. 4. Герек А., Байка Л. Легированный чугун – конструкционный материал. – М.: Металлургия, 1978. – 208с.

Слано в редакцию 7.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ТЕРМОНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ДЛИННОГО ЦИЛИНДРА В УСЛОВИЯХ ПРОТИВОТОЧНОГО РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА

Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Зинченко Ю.Н.

(ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

In job the analytical decision of a task thermal elasticity of the cylinder in conditions at counter opposite exchange of radiating heating for the first time is

stated.

Введение. В металлургической и машиностроительной промышленности для нагрева металла под обработку давлением (прокатку, штамповку, ковку) широкое применение находят печи непрерывного действия (проходные, кольцевые и др.), в которых продукты сгорания топлива и нагреваемый металл движутся навстречу друг другу. Отличительной особенностью противоточного нагрева (ПТН) является наличие так называемой методической зоны, в которой металл холодного посада поддается начальному нагреву уходящими низкотемпературными газами с постепенно возрастающей температурой по мере продвижения заготовок. Одним из главных положительных качеств такого режима нагрева является обеспечение довольно низкого уровня температурных напряжений в интервале температур 300...800 К, когда металл еще находится в упругом состоянии. Это дает возможность значительно повысить температуру газа в последующих (сварочных и томильных) зонах и этим самым обеспечить скоростной нагрев металла без снижения его качества.

Состояние вопроса. Таким образом, противоточный нагрев является одним из прогрессивных методов тепловой обработки металла. Но назначению оптимальных режимов ПТН должны предшествовать определенные исследования и расчеты, основанные на решениях соответствующих задач термомеханики (теплопроводности и термоупругости).

Тепло, поступающее к металлу в нагревательной печи, обусловлено преимущественно тепловым излучением, удовлетворяющим известному нелинейному закону Стефана-Больцмана. Поэтому соответствующая краевая задача теплопроводности (КЗТ) становится существенно нелинейной и может быть решена лишь приближенными методами (численными или аналитическими). Но численные методы находят применение, в основном, в научных, научно-технических и проектных изысканиях, в повседневной же практике они не всегда приемлемы, даже при расчете температур. Получаемая при этом дискретная форма решения задачи теплопроводности весьма неудобна для исследования термонапряженного состояния (ТНС) тела. Применение же численных методов к полной задаче термомеханики, как правило, довольно сложно в условиях инженерной практики. Поэтому в промышленной теплотехнике получили развитие и нашли должное применение различные приближенные аналитические методы.

Однако, если необходимыми решениями и методиками расчета прямого радиационного нагрева ($T_f = \text{const}$) промышленная теплотехника владеет уже давно (например, [1-3]), то приближенное аналитическое решение КЗТ для ПТН было впервые получено совсем недавно в работе [4], хотя поставлена она была еще в 1960 г [5].

Решение КЗТ ПТН цилиндра. Для осесимметрично нагреваемого

длинного цилиндра радиуса R в радиационном противотоке температурное поле в рамках известной [6] модели термического слоя описывается функцией [4]

$$\theta(\rho, \tau) = \begin{cases} \theta_0 = \theta', & 0 \leq \rho \leq \beta(\tau); \\ \theta' + [\theta_{\text{II}}(\tau) - \theta'] \rho - \beta(\tau)]^2 / l^2(\tau); & \beta(\tau) \leq \rho \leq 1; \\ \theta_{2\Pi}(\tau) - Sk [\theta_{2\Gamma}^4(\tau) - \theta_{20}^4(\tau)] (1 - \rho^2) / 2, & 0 \leq \rho \leq 1; \\ 0 \leq \rho \leq 1; & \tau_0 \leq \tau < \infty \end{cases} \quad (1)$$

где на инерционном этапе $0 \leq \tau \leq \tau_0$

$$\left. \begin{aligned} \theta_{\text{II}}(\tau) &= \theta' + \sqrt{\tau/12}; & \theta_{\text{I}\Gamma}(\tau) &= 1 + n\tau/3; \\ l(\tau) &= 1 - \beta(\tau) = \sqrt{12\tau}; & \tau_0 &= 1/12 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

на упорядоченном этапе $\tau_0 \leq \tau < \infty$

$$\left. \begin{aligned} \theta_{2\Pi}(\tau) &= \left(2a_1/\varepsilon - \varepsilon^2 - \varepsilon \right) / 2; & \varepsilon &= U + V; \\ U &= 3a_1^2/2 \pm \Delta; & \Delta &= (4a_0/3)^3 + (a_1^2/2)^2; \\ a_1 &= 6/Sk; & a_0 &= \theta_{2\Gamma}^4(\tau) + \frac{a_1}{n} [\theta_{2\Gamma}(\tau) - \theta_c]; & \theta_c &\approx 1 - n\theta' \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \Phi_{\Gamma}(\tau) - \Phi_{\Gamma}^0 &= 8\theta_c Sk (\tau - \tau_0) / k^2; & \Phi_{\Gamma}^0 &= \Phi_{\Gamma}(\tau_0); \\ \Phi_{\Gamma}(\tau) &= \ln \theta_{2\Gamma}(\tau) - p \ln [1 - k\theta_{2\Gamma}(\tau)] - \frac{0.5 + \theta_{2\Gamma}(\tau)}{k^2 \theta_{2\Gamma}^2(\tau)}; \\ p &= 1 + Sk/k^3; & k &= (1 - n)/\theta_c \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Здесь введены обозначения:

$$\left. \begin{aligned} \theta(\rho, \tau) &= \frac{T(\rho, \tau)}{T_{\Gamma}''}; & \theta_{\Gamma}(\tau) &= \frac{T_{\Gamma}(\tau)}{T_{\Gamma}''}; & \rho &= \frac{r}{R}; & l(\tau) &= \frac{L(\tau)}{R}; \\ \tau &= Fo = \frac{qt}{R^2}; & Sk &= \frac{\sigma_a T_{\Gamma}^3 R}{\lambda}; & n &= \frac{VC}{V_{\Gamma} C_{\Gamma}}; & \beta(\tau) &= 1 - l(\tau) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

T' , T_{Γ}' и T'' , T_{Γ}'' - температуры тела и газа на входе (...) и выходе (...), К; r - координата, м; t - время, ч; $L(\tau)$ - толщина прогреваемого слоя, м; λ , C , $a = \lambda/C$ - теплопроводность, Вт/(м·К), теплоемкость, кДж/(м³·К); температуропроводность, м²/ч; $V = \pi R^2 H$ - объем цилиндра, м³; H - его длина, м; V_{Γ} - объем газа, м³; C_{Γ} - его теплоемкость.

Решение (1)...(4) позволяет исследовать и рассчитать температурное состояние (ТС) цилиндрической заготовки в процессе ПТН. Методика расчета изложена в работе [4].

Термоупругие напряжения в цилиндре при ПТН

Таким образом, с выходом работы [4] впервые появилась возможность аналитического исследования ТНС тел базовой формы.

Как известно, в осесимметрично нагреваемом длинном цилиндре с температурным полем, изменяющимся в пространстве лишь вдоль радиуса, возникает объемное термонапряженное состояние с радиальной (σ_r), окружной (σ_g) и осевой (σ_z) компонентами тензора напряжений. Классическое решение соответствующей квазистатической несвязанной задачи термоупругости (в постановке Дюамеля-Нейманна) хорошо известно (например, [7]). В рамках же модели термического слоя изложено в работах [8...10] и имеет вид: на инерционном этапе $0 \leq \tau \leq \tau_0$ в непрогретой (центральной) зоне $0 \leq \rho \leq \beta(\tau)$:

$$\bar{\sigma}_r^{(0)}(\tau) = \bar{\sigma}_g^{(0)}(\tau) = \bar{\sigma}_z^{(0)}(\tau)/2 = \int_0^{\beta(\tau)} \bar{\theta}_1(\rho, \tau) \rho d\rho; \quad (6)$$

в прогретой (приповерхностной) зоне $\beta(\tau) \leq \rho \leq 1$:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r^{(1)}(\rho, \tau) &= \int_{\beta(\tau)}^1 \theta_1(\rho, \tau) \rho d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_{\beta(\tau)}^{\rho} \theta_1(\rho, \tau) \rho d\rho; \\ \sigma_g^{(1)}(\rho, \tau) &= \int_{\beta(\tau)}^1 \theta_1(\rho, \tau) \rho d\rho + \frac{1}{\rho^2} \int_{\beta(\tau)}^{\rho} \theta_1(\rho, \tau) \rho d\rho - \theta_1(\rho, \tau); \\ \sigma_z^{(1)}(\rho, \tau) &= 2 \int_{\beta(\tau)}^1 \theta_1(\rho, \tau) \rho d\rho - \bar{\theta}_1(\rho, \tau) \end{aligned} \right\}; \quad (7)$$

на упорядоченном этапе $\tau_0 \leq \tau < \infty$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r^{(2)}(\rho, \tau) &= \int_0^1 \theta_2(\rho, \tau) \rho d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_0^{\rho} \theta_2(\rho, \tau) \rho d\rho; \\ \sigma_g^{(2)}(\rho, \tau) &= \int_0^1 \theta_2(\rho, \tau) \rho d\rho + \frac{1}{\rho^2} \int_0^{\rho} \theta_2(\rho, \tau) \rho d\rho - \theta_2(\rho, \tau); \\ \sigma_z^{(2)}(\rho, \tau) &= 2 \int_0^1 \theta_2(\rho, \tau) \rho d\rho - \theta_2(\rho, \tau) \end{aligned} \right\}, \quad (8)$$

где введена безразмерная функция напряжений

$$\bar{\sigma} = \sigma / K_{\sigma}; \quad K_{\sigma} = \alpha_T E T / (1 - \nu), \quad (9)$$

а $\bar{\theta}(\rho, \tau) = \theta(\rho, \tau) - \theta_0$ - избыточная температурная функция (превышение над начальной $\theta_0 = T_0 / T_r'' = T' / T_r''$).

Подставляя «нагрузочную» функцию (1) в решения (6)...(8), получаем формулы для расчета ТНС цилиндра

$$\bar{\sigma}_r^{(o)}(\tau) = \bar{\sigma}_g^{(o)}(\tau) = \bar{\sigma}_z^{(o)}(\tau)/2 = \frac{\Delta \theta_1(\tau)}{12} l(\tau) [4 - l(\tau)]; \quad (10)$$

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_r^{(1)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_1(\tau)}{12} \left[(4 - l(\tau))l(\tau) - (3\rho + \beta(\tau)) \frac{(\rho - \beta(\tau))^3}{\rho^2 l^2(\tau)} \right]; \\ \bar{\sigma}_\theta^{(1)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_1(\tau)}{12} \left[(4 - l(\tau))l(\tau) - \frac{(3\rho + \beta(\tau))(\rho - \beta(\tau))^2}{\rho^2 l^2(\tau)} - \frac{12(\rho - \beta(\tau))^2}{l^2(\tau)} \right]; \\ \bar{\sigma}_z^{(1)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_1(\tau)}{6} \left[(4 - l(\tau))l(\tau) - \frac{6(\rho - \beta(\tau))^2}{l^2(\tau)} \right]; \\ \bar{\sigma}_r^{(2)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_2(\tau)}{4} (1 - \rho^2); \\ \bar{\sigma}_\theta^{(2)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_2(\tau)}{4} (1 - 3\rho^2); \\ \bar{\sigma}_z^{(2)}(\rho, \tau) &= \frac{\Delta\theta_2(\tau)}{2} (1 - 2\rho^2).\end{aligned}\quad (11)$$

В свободном цилиндре $\bar{\sigma}_z = \bar{\sigma}_r + \bar{\sigma}_\theta$, на упорядоченном этапе на границах области интегрирования $\rho=0$ и $\rho=1$ имеем

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{rII}(\tau) = \bar{\sigma}_{\theta II}(\tau) &= \frac{\Delta\theta_2(\tau)}{4}; & \bar{\sigma}_{zII}(\tau) &= \Delta\theta_2(\tau)/2; \\ \bar{\sigma}_{rII}(\tau) &= 0; & \bar{\sigma}_{\theta II}(\tau) &= \bar{\sigma}_{zII}(\tau) = -\Delta\theta_2(\tau)/2;\end{aligned}\quad (13)$$

Так как при противоточном нагреве температурный перепад

$$\Delta\theta_2(\tau) = Sk \frac{\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2II}^4(\tau)}{2} \quad (14)$$

ниже, чем при прямоточном (при $\theta_{2r}=1$), то, согласно формулам (13), и экстремальные напряжения в цилиндре при противотоке будут меньше.

Выводы. Полученные формулы для температурных напряжений, возникающих в цилиндре при противоточном нагреве, во-первых показывают более низкий уровень термонапряженного состояния цилиндра при ПТН по сравнению с прямоточным, а во-вторых, позволяют довольно просто проводить соответствующие числовые исследования и расчеты ТНС цилиндрических заготовок в условиях лучистого противотока.

Список литературы: 1. Семикин И.Д., Розенгарт Ю.И., Гольдфарб Э.М. Нагрев массивных тел излучением. //«Сталь», 1956, № 3. – С. 252-256. 2. Постольник Ю.С. Нагрев цилиндра излучением //«Прикладная механика», 1965, т.1, в. 6. –С.14-20. 3. Постольник Ю.С. Повышение точности инженерных расчетов радиационного нагрева массивных тел//«Изв. вузов. Черн. мет.», 1988, № 10. – С. 126-129. 4. Постольник-Ю.С., Огурцов А.П., Тимошпольский В.И., Трусова И.А. Математическая модель на-

грева массивных тел в теоретическом противотоке // «Математ. моделирование», 2000, № 2(5). – С. 87-91. 5. Кавадеров А.В., Калугин В.И. Закономерности нагрева массивного тела излучением в противотоке // «Нагрев металла и работа нагревательных печей»: Сб. науч. Тр. ВНИИМТ. – Свердловск: Металлургиздат, 1960, № 6. – С. 59-70. 6. Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности // «Изв. АН СССР. Энергет. и транспорт», 1970, № 5. – С. 109-150. 7. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 517 с. 8. Губа В.М., Постольник Ю.С. О критическом состоянии допускаемых параметров нагрева тел простой формы // «Проблемы прочности», 1971, № 8. – С. 95-98. 9. Постольник Ю.С. Приближенные методы исследований в термомеханике. – К. – Донецк: Виц. школа. Головн. изд-во, 1984. – 158 с. 10. Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Металургійна термомеханіка. – Дніпропетровськ: Системні технології, 2002. – 633 с. ISBN 966-7316-69-6.

Слано в редакцію 19.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Парасків Д.

ТЕРМОМЕХАНИКА ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ В УСЛОВИЯХ ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА

Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Тимошпольский В.И.,
Щербинская Г.А. (ДГТУ, г. Днепродзержинск, Украина; БНТУ,
г. Минск, Беларусь)

There is given the approximate solution of the thermomechanical problem (heat conduction and thermoelasticity) of a cylinder under the action of induction heating. The calculation of temperature fields and thermal stress are conducted.

1. Состояние вопроса. Одним из наиболее прогрессивных способов скоростного нагрева металла перед обработкой давлением является индукционный нагрев [1,2]. Сопоставление технико-экономических показателей индукционного (прямого) и пламенного (косвенного) методов нагрева безоговорочно говорит в пользу первого: снижаются обезуглероживание, окалинообразование, износ инструмента (валков, штампов) и брак производства, увеличивается процент выхода годного, что особенно важно для металлов высокой стоимости.

В некоторых источниках (например, [2,3]) отмечается, что осуществление прямого нагрева распределенными по всему объему тела внутренними источниками тепла снимает вопрос о температурах напряжения. Однако есть и другая точка зрения ([4], с.5). Установить истину можно лишь проведя соответствующие исследования.

2. Постановка задачи термомеханики. Рассмотрим длинный сплошной цилиндр диаметра $2R$ с начальной температурой $T_0 = \text{const}$. Бу-

дем рассматривать установившийся режим работы системы индуктор-металл. Потерей тепла в окружающую среду пренебрегаем.

В таком случае соответствующая краевая задача теплопроводности принимает вид

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\rho \frac{\partial \theta}{\partial \rho} \right) + Po \exp[-2(1-\rho)] = \frac{\partial \theta}{\partial \tau}; \quad (1)$$

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial \rho} \right|_{\rho=0} = \left. \frac{\partial \theta}{\partial \rho} \right|_{\rho=1} = 0; \quad \theta(\rho, \tau) \Big|_{\substack{\tau=\tau_0 \\ \rho=0}} = \theta_\eta(\tau_0) = 0, \quad (2)$$

Принимая решение задачи (1), (2) как «нагрузочную» функцию $\theta(\rho, \tau)$, термонапряженное состояние цилиндра определим известным (например, [5-7]) решением соответствующей квазистатической несвязанной задачи термоупругости, детерминирующим радиальную (σ_r), тангенциальную (σ_φ) и осевую (σ_z) составляющие тензора напряжений. Например,

$$\bar{\sigma}_z(\rho, \tau) = 2 \int_0^1 \theta(\rho, \tau) \rho d\rho - \theta(\rho, \tau), \quad (3)$$

где введены безразмерные величины

$$\theta(\rho, \tau) = \frac{T(\rho, \tau) - T_o}{T_k - T_o}; \quad \rho = \frac{r}{R}; \quad \tau = \frac{at}{R^2}; \quad Po = \frac{q_n \cdot R}{\lambda(T_k - T_o)}; \\ \bar{\sigma}(\rho, \tau) = \sigma(\rho, \tau) / K_\sigma; \quad K_\sigma = \frac{\alpha_k E (T_k - T_o)}{1 - \nu}; \quad (4)$$

T_k — конечная температура поверхности, К; q_n — поверхностная плотность теплового потока, Вт/м²; a , λ — коэффициенты температуро- и теплопроводности (м²/с; Вт/(м·К)); α_k — коэффициент линейного температурного расширения, 1/К; E — модуль продольной упругости, МПа; ν — коэффициент Пуассона.

3. Решение температурной задачи. Общее решение задачи (1), (2) известно [8]. Однако его структурная сложность создает определенные трудности при расчетах температурного и особенно термонапряженного состояния цилиндра. Между тем в прикладной теплотехнике широко практикуется применение различных приближенных аналитических методов, дающих решения весьма простые по форме и достаточно точные по результатам расчета. К таким методам относится метод эквивалентных источников (МЭИ) Постольника, хорошо проявивший себя на широком классе линейных и нелинейных задач термомеханики [6,7], в том числе и с учетом внутренних источников тепла (ВИТ) [9]. Применим этот метод к задаче (1), (2). Разрешающее уравнение МЭИ возьмем в виде

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\rho \frac{\partial \theta}{\partial \rho} \right) = f(\tau) - Po e^{-2(1-\rho)}, \quad (5)$$

где «эквивалентный источник» $f(\tau)$ определяется интегральным условием

$$f(\tau) = \frac{d}{d\tau} \int_0^1 \theta(\rho, \tau) d\rho. \quad (6)$$

Интегрируя уравнение (5) по ρ и используя граничные условия (2), находим:

$$f(\tau) = \frac{Po}{2}(1 + e^{-2}); \quad (7)$$

$$\theta(\rho, \tau) = \theta_0(\tau) + \frac{Do}{4} \left\{ (1 + \bar{\alpha}^{-2}) \frac{\rho^2}{2} + \bar{\alpha}^{-2} [1 - \bar{\alpha}^2 \rho + \Phi(\rho)] \right\}, \quad (8)$$

где введена функция

$$\Phi(\rho) = \int_0^\rho \varphi(\rho') d\rho'; \quad \varphi(\rho') = \frac{e^{2\rho'} - 1}{\rho'}. \quad (9)$$

Подставляя выражения $f(\tau)$ (7) и $\theta(\rho, \tau)$ (8) в интегральное условие (6), приходим к дифференциальному уравнению $2d\theta_0(\tau) = Do(1 + \bar{\alpha}^{-2})d\tau$, после интегрирования которого, с учетом начального ($\tau = \tau_0$) условие (2), определяем температурную функцию центра сечения цилиндра

$$\theta_0(\tau) = \frac{Do}{2}(1 + \bar{\alpha}^{-2})(\tau - \tau_0), \quad (10)$$

а за ней и окончательное решение тепловой задачи

$$\theta(\rho, \tau) = \frac{Do}{4} \left\{ (1 + \bar{\alpha}^{-2}) \left[2(\tau - \tau_0) + \frac{\rho^2}{2} \right] + \bar{\alpha}^{-2} [1 - \bar{\alpha}^2 \rho + \Phi(\rho)] \right\}. \quad (11)$$

4. Анализ полученного решения. Непосредственной подстановкой выражения (11) в исходную математическую модель легко убедиться в том, что полученное приближенное решение точно удовлетворяет дифференциальному уравнению теплопроводности (1) и всем краевым условиям (2). Приближенность же решения (11) заключается в том, что оно не охватывает непредусмотренный классической теорией Фурье начальный этап $0 \leq \tau \leq \tau_0$ прогрева, к концу которого формируется начальное (для установившегося режима $\tau \geq \tau_0$) температурное поле, по нашему решению описываемое функцией (11) при $\tau = \tau_0$. Этот период весьма скоротечный и им обычно [2,3] пренебрегают.

Следует заметить, что решение (11) содержит интеграл $\Phi(\rho)$ (9), который в квадратурах не берется. Анализируя подынтегральную функцию $\varphi(\rho)$ (9), было установлено, что она представляет собой гладкую кривую, изменяющуюся в пределах $2 \leq \varphi(\rho) \leq (e^2 - 1)$. Аппроксимируем функцию $\varphi(\rho)$ (9) параболой $\bar{\varphi}(\rho) = a + b\rho + c\rho^2$, значения которой в трех точках

совпадают со значениями функции $\varphi(\rho): \bar{\varphi}(0) = \varphi(0) = 2$; $\bar{\varphi}(0,5) = \varphi(0,5) = 2(e-1)$; $\bar{\varphi}(1) = \varphi(1) = e^2 - 1$. Решая соответствующую систему трех алгебраических уравнений, находим необходимый коэффициент a, b, c а за ними — и функцию

$$\bar{\varphi}(\rho) = 2 + 1,359\rho + 3,030\rho^2. \quad (12)$$

Так как выражение $\bar{\varphi}(\rho)$ (12) входит в решение (11) в интегральной форме Φ (9), то погрешность от проведенной аппроксимации будет несколько сглажена.

В таком случае функция $\theta(\rho, \tau)$ (11) принимает вид

$$\theta(\rho, \tau) = \frac{Pi}{4} \left\{ (1+e) \left[2(\tau - \tau_0) + \frac{\rho}{2} \right] + e(1-e + 2\rho + 0,68\rho + 1,01\rho) \right\}. \quad (13)$$

5. Температурные напряжения. Как известно, в свободном цилиндре между радиальными, тангенциальными и осевыми напряжениями существует связь $\sigma_z = \sigma_r + \sigma_\varphi$, из которой для сплошного цилиндра имеем: на поверхности ($\rho=1$), $\sigma_r(1)=0$; $\sigma_\varphi(1)=\sigma_z$; в центре сечения ($\rho=0$), $\sigma_r(0)=\sigma_\varphi(0)=\sigma_z(0)/2$. Учитывая это, для исследования термонапряженного состояния цилиндра достаточно определить осевые напряжения.

Подставляя «нагрузочную функцию» (13) в решение (3) задачи термоупругости цилиндра, после несложных преобразований имеем:

$$\bar{\sigma}_z(\rho) = \frac{Pi}{4} \left[\left(\frac{1+e^{-2}}{4} \right) (1+2\rho^2) - e^{2(1-\rho)} - (2,078 - 2\rho - 0,68\rho^2 - 1,01\rho^3) e^{-2} \right]. \quad (14)$$

Полученные решения (13) и (14) полностью определяют температурное и термонапряженное состояние цилиндра в условиях установившегося индукционного нагрева.

6. Примеры расчета. Для сравнения рассмотрим цилиндрические заготовки радиуса $R=0,2$ м из двух марок сталей (1-низкоуглеродистой ст. 10 и 2-жаростойкой X18H9T), необходимые характеристики которых приведены в табл. 1. Поверхностный тепловой поток примем $q_n=5 \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$ [2].

Таблица 1 - Теплофизические характеристики сталей ст. 10 и X18H9T [4]

№ заготовки	Марка стали	λ , Вт/(м·К)	$\alpha_T \cdot 10^3$, 1/К	$E \cdot 10^3$, МПа	ν
1	ст. 10	73,3	1,16	2,11	0,28
2	X18H9T	16,7	1,70	1,92	0,253

На рис. 1,2,3 изображены поля относительных величин теплового потока $\bar{q}(\rho) = q(\rho)/q_n$; температуры $\bar{\theta}(\rho) = 4[\theta(\rho) - \theta_0]/Po$ и осевого напряжения $\bar{\sigma}_z = \sigma_z/(K_\sigma \cdot Po)$.

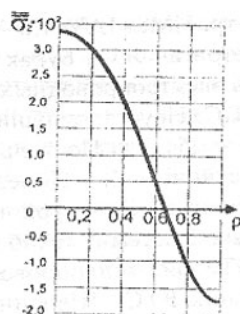
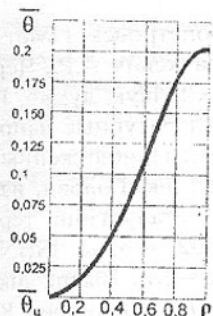
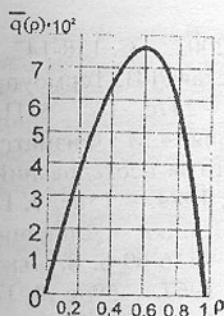


Рис. 1. Распределение теплового потока $\bar{q}(\rho)$

Рис. 2. Распределение температуры $\bar{\theta}(\rho)$

Рис. 3. Распределение напряжений $\bar{\sigma}_z(\rho)$

Вычислим необходимые критерии при данных табл. 1:

$$\left. \begin{aligned} P_{01} &= \frac{5 \cdot 10^{-5} \cdot 0,2}{77,3 \cdot T_K} = \frac{1,30 \cdot 10^3}{T_K}; & K_{\sigma_1} &= \frac{1,16 \cdot 10^{-5} \cdot 2,11 \cdot 10^5}{1 - 0,28} T_K = 3,40 T_K; \\ P_{02} &= \frac{5 \cdot 10^{-5} \cdot 0,2}{16,7 \cdot T_K} = \frac{6,0 \cdot 10^3}{T_K}; & K_{\sigma_2} &= \frac{1,7 \cdot 10^{-5} \cdot 1,92 \cdot 10^5 \cdot T_K}{1 - 0,253} = 4,37 T_K \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Используя данные (15) и рис.3, находим

$$\sigma'_{z \max} = 3,32 \cdot 10^{-2} \cdot 3,4 \cdot 1,3 \cdot 10^3 = 147 \text{ МПа};$$

$$\sigma''_{z \max} = 3,32 \cdot 10^{-2} \cdot 4,37 \cdot 6 \cdot 10^3 = 870 \text{ МПа}.$$

Как видим, напряжения существенно различны.

Выводы. При решении поставленной задачи термомеханики индукционного нагрева цилиндра мы воспользовались точным решением задачи термоупругости и приближенным — задачи теплопроводности. Показано, что приближенность температурной функции настолько высокая, что дает практически точные результаты и по температуре, и по тепловому потоку, и по температурным напряжениям. Это видно из графиков, четко отражающих специфику индукционного нагрева.

Предложенные решения (13) и (14) можно рекомендовать для использования в расчетной практике индукционного нагрева металла.

Список литературы: 1. Сидоренко В.Д. Применение индукционного нагрева в машиностроении — Л.: Машиностроение, 1980. — 230с. 2. Безручко И.И. Индукционный нагрев для объемной штамповки — Л.: Машиностроение, 1987. — 125 с. 3. Ольшанский В.М., Щемет Т.Н., Сибирь А.В. Аналитическое и численное исследования температурных полей при индукционном нагреве металла // Металлургическая теплотехника. Сб. на-

учн. тр. НМет ІАУ, т.8 – Днепропетровск: НМетАУ, 2002. – С. 138-142. 4. Подстригач Я.С., Бурак Я.И., Гачкевич А.Р., Чернявская Л.В. Термоупругость электропроводных тел. – К.: Наук. думка, 1977. – 247с. 5. Паркус Т.С. Неустановившиеся температурные напряжения. – М.: Физматгиз, 1963 – 251с. 6. Постольник Ю.С. Приближенные методы исследований в термеханике. К. – Донецк: Вища шк. Головн. изд-во, 1984. – 158с. 7. Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Металургійна термомеханіка – Дніпропетровськ: Системні технології, 2002. – 633с. ISBN 966-7316-69-6. 8. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высш. школа, 1967. – 599с. 9. Постольник Ю.С., Щербинська Г.О., Мінгінович К.В. Метод еквівалентних джерел в задачах теплопровідності тіл базової форми з внутрішніми джерелами тепла // Математичне моделювання, Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2002; №1 (8) – С.20-23.

Сдано в редакцію 19.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ВПЛИВ ЛЕГУЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ ТА ВЛАСТИВОСТІ АНТИФРИКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ З СИЛУМІНОВИХ ВІДХОДІВ

Роїк Т.А. (НТЦ АСО, м. Київ, Україна)

В сучасних умовах в різних галузях машино- та приладобудування зростає інтерес до антифрикційних матеріалів, що мають такі суттєві переваги, як мала щільність та висока корозійна стійкість, а саме до матеріалів на основі алюмінію та його сплавів.

В багатьох випадках [1, 2] такі матеріали у зв'язку з їх високими антифрикційними властивостями розглядаються як перспективні замітники олов'яних бронз та матеріалів на основі заліза при роботі зі змазкою і в умовах тертя без змазування.

В той же час, подальше удосконалення існуючих та створення нових технічних об'єктів вимагає використання таких матеріалів, що мають не тільки поліпшені експлуатаційні характеристики, а і можуть бути одержані, по змозі, за нескладною технологією та з дешевої сировини.

У ролі такої дешевої, доступної та цінної сировини можуть виступати промислові шламові відходи алюмінію та його сплавів, які утворюються на операціях механічної обробки заготовок та вивозяться у відвали, не використовуючись у подальшому виробництві. Кількість таких відходів на підприємствах тільки машинобудівної галузі сягає десятків тисяч тон на рік [3]. Тому проблема утилізації та можливості подальшого використання такої сировини є актуальною і потребує особливої уваги з боку як практиків, так і науковців.

Дослідження в напрямку розв'язання цієї проблеми було започатковано авторами [3] на прикладі використання шламових відходів алюмінієвого сплаву АК12МгН у ролі сировини для виготовлення матеріалів підшипникового призначення. Результати досліджень технологічних, механічних та триботехнічних властивостей нових матеріалів переконливо показали принципову можливість застосування відходів для таких цілей.

В результаті подальших досліджень, виконаних в останні роки, було розроблено технологію виготовлення заготовок підшипників з використанням у ролі вихідної сировини шламових відходів силуміну марки АК12М2МгН.

Але багато питань залишалось ще не висвітленими. Насамперед, механізми зміцнення нових матеріалів, роль легуючих елементів та їх поведінка при формуванні металографічної структури, утворення фаз на мікрорівні, їх вплив на триботехнічні властивості та інше.

Враховуючи вищевказане, метою даного дослідження було проведення експериментів та аналізів для поглибленого вивчення та обґрунтування поведінки легуючих елементів, що входять до складу матеріалу з відходів силуміну АК12М2МгН, їх вплив на структуру матеріалу та внесок у сукупну міцність і антифрикційність.

У ході проведення досліджень використовувались промислові відходи силуміну, що утворюються на стадіях виготовлення, насамперед, при шліфуванні поршнів для двигунів тракторів на заводі "Київтрактородеталь" (м. Київ).

Після нескладних операцій регенерації – висушення порошків-відходів силуміну від вологи, спалювання компонентів змазуючо-охолоджуючого технологічного середовища та очищення від абразивної крихти [3] виходять практично готові до подальшого використання порошки вихідної сировини, що містять в своєму складі великий набір цінних легуючих елементів. Хімічний склад порошків сплаву АК12М2МгН після регенерації наведено у табл. 1.

Таблиця 1 - Хімічний склад регенованих порошків-відходів сплаву АК12М2МгН, % мас.

Si	Cu	Mg	Zn	Sn	Mn	Cr	Ni	Na	Fe	Ti	Al
11.0-13.0	1.5-2.8	0.9-1.2	0.3-0.5	0.01-0.02	0.3-0.6	0.05-0.2	0.8-1.3	0.05-0.1	0.5-0.8	0.05-0.2	Решта

Для виготовлення зразків отримані таким чином порошки-відходи пресували при навантаженнях 500-510 МПа при кімнатній температурі, а після цього одержані пресовки піддавали гарячому пресуванню при температурі зовнішнього нагріву 400 °С та навантаженні 300 МПа. Застосування перелічених операцій забезпечило одержання щільних зразків, що практично не мають залишкової пористості.

Слід також звернути увагу на те, що при проведенні гарячого пресування при 400°C одночасно відбувалося здійснення операції гомогенізуючого відпалу матеріалу. Внаслідок чого, як відомо, усуваються нерівноважні структурні складові, що виникли у сплаві та присутні в порошинках відходах через неповноту протікання дифузійних процесів ще на етапі кристалізації зливка. В результаті цього структура стає більш однорідною, вивірюється хімічний склад вздовж перетину зерна.

В результаті таких технологічних заходів відбувається формування складної гетерофазної металографічної структури матеріалу $\text{Al}_{12}\text{M}_2\text{MgH}$. Вона складається з високолегованого α -твердого розчину на основі алюмінію, в якому спостерігається присутність евтектики, що утворюється при вмісті кремнію 11,6% [4] та залягає по сотовому малюнку зерен твердого розчину (рис. 1). Крім цього присутність великої кількості легуючих елементів спричинює утворення в структурі чималої частки дрібнодисперсних фаз – інтерметалідів.



Рис. 1. Мікроструктура матеріалу зі шламових відходів сплаву $\text{Al}_{12}\text{M}_2\text{MgH}$, $\times 200$ (шліф після травлення у 5% розчині їдкого натру)

Частина нерівноважних інтерметалідів, розташованих між гілками осями дендритів α -твердого алюмінієвого розчину, при нагріванні до 400°C розчинюється у цьому розчині, а при охолодженні інтерметаліди знову виділяються у дрібнодисперсній формі та рівномірно розподіляються по перерізу зразка.

Рентгеноструктурно з використанням мікродифрактометру JDX-MAP1 (Японія) було виявлено присутність в структурі сплаву $\text{Al}_{12}\text{M}_2\text{MgH}$ складних подвійних та потрійних інтерметалідних сполук: Mg_2Si ; фаза T (AlCuMn); CuAl_2

(θ -фаза); фаза S (Al_2CuMg); $\text{Al}_6\text{Cu}_3\text{Ni}$; TiAl_3 ; NiAl_3 ; FeNiAl_9 ; фаза N ($\text{Al}_7\text{Cu}_2\text{Fe}$); фаза α (AlFeSi); MnAl_6 . Проте, при аналізі картин мікродифракції ряд окремих рефлексів на електроннограмах та рефлексів, що складуються, утворюють кільця, розшифрувати не вдалося. Оцінити симетрію дифракційної картини і тим самим ідентифікувати ту чи іншу фазу (її структуру та періоди решітки) виявилось неможливим внаслідок вірогідного утворення більш складних металевих сполук з власним кристалографічним порядком. Можливе виникнення цих сполук пов'язано з різноманітністю та великою кількістю присутніх легуючих елементів у сплаві $\text{Al}_{12}\text{M}_2\text{MgH}$.

Ще на етапі кристалізації сплаву складної гетерогенної системи $\text{Al-Si-Cu-Mg-Ni-Mn-Ti}$ частина легуючих елементів виділяється з розплаву у

вигляді первинних інтерметалідів, сприяючих подрібненню структури зливка.

Легуючі елементи, що залишилися у пересиченому твердому розчині після кристалізації частково виділяються при гомогенізації порошкового сплаву (при 400 °С) у вигляді дрібних вторинних інтерметалідів, кристалічна решітка яких на ранній стадії зародження і зростання повністю когерентна решітці матриці. Наявність такої дрібнодисперсної фази суттєво підвищує механічні властивості композиційного сплаву та сприяє подрібненню зерна, про що буде сказано далі.

Мікроструктуру одержаного порошкового матеріалу АК12М2МгН досліджували методами кількісної металографії на аналізаторі зображення Leco IA3001 IMAGE SYSTEM (США). Первинні інтерметаліди оцінювали на нетравлених шліфах (рис. 2а), а вторинні – методом просвічуючої електронної мікроскопії на мікроскопі ЕМ-200 (м. Суми) (рис. 2б).

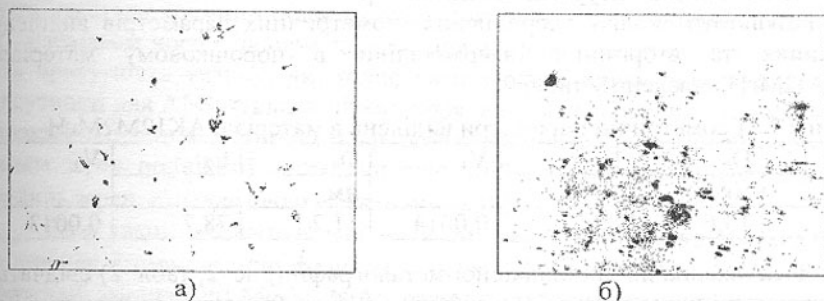


Рис. 2. Первинні (а), $\times 200$, та вторинні (б), $\times 100000$ інтерметаліди в порошковому матеріалі АК12М2МгН

Розмір зерна (D_1) визначали методом січних. Середній приведений діаметр первинних інтерметалідів розраховували за результатами вимірювання тридцяти частинок на шліфі за формулою:

$$D_1 = 2 \cdot \frac{S}{\pi}, \quad (1)$$

де D_1 – середній приведений діаметр; S – площа частинки.

Об'ємну частку первинних інтерметалідів визначали як середнє за результатами досліджень десяти полів зору на шліфі за формулою:

$$V_1 = \frac{\pi \cdot D_1^3 \cdot N}{6 \cdot l^3}, \quad (2)$$

де V_1 – об'ємна частка первинних інтерметалідів; l – довжина ребра куба досліджуваного об'єму; N – кількість частинок в досліджуваному об'ємі.

Відстань між частинками первинних та вторинних інтерметалідів оцінювали за формулою [5]:

$$L_{1,2} = N_w^{-1/3} = \left(\frac{N}{W} \right)^{-1/3}, \quad (3)$$

де N_w – кількість частинок в одиниці об'єму; W – об'єм, що досліджується.

При електронно-мікроскопічному дослідженні вторинних інтерметалідів з використанням методу тонких фольг середній діаметр включень D_2 визначали за результатами вимірювань тридцяти частинок на фользі за формулою (1). Об'ємну частку виділень вторинних інтерметалідів (V_2) розраховували як середнє за даними аналізу десяти полів на фользі за формулою:

$$V_2 = \frac{\pi \cdot D_2^3 \cdot N_a}{6 \cdot l^2 \cdot h}, \quad (4)$$

де N_a – кількість зображень на мікрофотографії, h – товщина фольги, що визначається за контурами екстинції [6].

Результати аналізу усереднених геометричних параметрів виділень первинних та вторинних інтерметалідів в порошковому матеріалі АК12М2МгН наведено у табл. 2.

Таблиця 2 - Геометричні параметри виділень в матеріалі АК12М2МгН

Dз	D ₁	L ₁	V ₁	D ₂	L ₂	V ₂
мкм				нм		
34,3	13,6	89,2		11,2	78,7	0,0013

Дослідження даних кількісної металографії (рис. 2, табл. 2) свідчать, що в структурі нового матеріалу зміцнюючі фази (первинні та вторинні інтерметаліди) мають високу густину та рівномірність розподілу по перерізу зразка, що сприяє зменшенню розміру зерна та, відповідно, підвищенню фізико-механічних та антифрикційних властивостей, значення яких, у порівнянні з литим матеріалом, наведено у табл. 3.

Таблиця 3 - Фізико-механічні та антифрикційні властивості матеріалів

№	Матеріал	Тимчасовий опір розриву, МПа	Твердість, НВ, МПа	Ударна в'язкість, кДж/м ²	Коеф. тертя	Інтенсивність зношування зразка, мкм/км	Інтенсивність зношування контртіла, мкм/км
1.	Порошковий сплав АК12М2МгН	180-185	850-1000	0,18-0,30	0,0080	3,9	сліди
2.	Литий сплав АК12М2МгН	186	900	0,30-0,40	0,0250	6,0	2,5

Випробування на тертя та знос проводили на повітрі при швидкості ковзання 1м/с, навантаженнях до 5 МПа в парі з контртілом із сталі 45 (45-

48 HRC_c), змазуванні мастилом "І-20" та температурах зовнішнього нагріву до 100 °С.

Аналіз даних табл. 3 показує, що новий матеріал на основі відходів сплаву АК12М2МгН за міцностними характеристиками не поступається литому сплаву [7], а за антифрикційними – перевершує його. Така поведінка нового матеріалу криється в суттєвих відмінностях структуроутворення порошкового та литого сплаву АК12М2МгН, що виникають внаслідок різних технологічних підходів при одержанні матеріалів. Суттєвим недоліком литого сплаву є те, що присутність значної кількості кремнію (до 13%), який має обмежену розчинність в алюмінії та не створює з ним хімічних сполук [4], приводить до утворення твердих структурних складових – кристалів Si, що мають високу твердість та крихкість, а головне – роблять структуру сплаву нерівномірною, викликаючи підвищений знос сполучених з підшипниками деталей. Крім цього нерівномірно розподілені евтектичні кристали кремнію підвищують вірогідність їх викиршування при терті, наслідком чого є задири та підвищений знос поверхонь ковзання. Навіть присутність титану, як модифікатору макрозерна сплаву, внаслідок відсутності для Al-Si-сплавів чітких кореляцій між значеннями механічних характеристик та величиною макрозерна, обумовлених виділенням по границям зерен подвійної евтектики алюміній-кремній, яка нівелює вплив границь зерен, втрачає свою ефективність [8].

Слід також відмітити, що виявлені рентгеноструктурним аналізом зміцнюючі інтерметалідні фази, насамперед, фази θ (CuAl_2), S (Al_2CuMg), ефективні зміцнювачі Mg_2Si , NiAl_3 разом з тугоплавкими інтерметалідами N ($\text{Al}_7\text{Cu}_2\text{Fe}$) та α (AlFeSi) утворюють ободки навколо дендритних комірок, підвищуючи міцність сплаву АК12М2МгН. Висока температура плавлення таких евтектичних утворень, сприятлива форма кристалів евтектики, що складають каркас по границям зерен твердого розчину, наявність у складі евтектики міцної сполуки T (AlCuMn), стійкої при підвищених температурах, а також присутність хімічної сполуки TiAl_3 – все це обумовлює здатність сплаву зберігати високі міцнісні властивості при температурах до 100-120 °С [9].

Всі ці позитивні властивості для литого сплаву визначають, з одного боку, його високу зносостійкість, а з іншого – високу вірогідність зношування поверхонь ковзання контактуючих з підшипниками деталей внаслідок значної нерівномірності розподілу інтерметалідних фаз вздовж перетину зливка.

Перелічені явища повністю відсутні у порошковому матеріалі на основі відходів силуміну АК12М2МгН. В ньому структурні утворення кремнію, тверді сполуки інтерметалідів знаходяться у мікрочастинках вихідної сировини (відходах) і таким чином вже первісно рівномірно розташовані в структурі матеріалу, не створюючи сегрегацій. Це сприяє суттєвому змен-

шенню інтенсивності зношування та коефіцієнту тертя. Присутня на вихідних частинках відходів сплаву АК12М2МгН складна оксидна плівка запобігає затягуванню мікропор при навантажуванні, що сприяє утриманню мастила у мікропорах при терті зі змазкою, а більш м'яка основа частинок забезпечує добре припрацьовування матеріалу. Вигляд поверхонь тертя зразка з матеріалу на основі відходів сплаву АК12М2МгН та контргтіла із сталі 45 зображено на рис. 3.

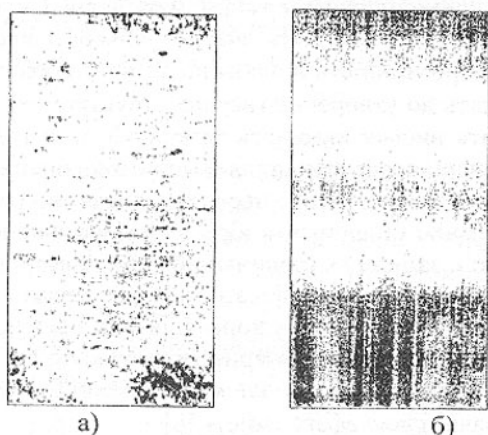


Рис. 3. Поверхні тертя зразка з матеріалу на основі відходів сплаву АК12М2МгН (а) та контргтіла із сталі 45 (б), $\times 5$

Сполучені поверхні ковзання пари тертя відрізняються доброю якістю без ділянок сколів та глибинних вириків. Топографія поверхонь матеріалів не має зон тужавлень та заїдань, що забезпечує стабільну і тривалу роботу антифрикційної пари.

Узагальнюючи одержані результати можна дістатись висновку про безумовну доцільність широкого впровадження нового матеріалу на основі відходів силуміну АК12М2МгН у вузли тертя машинобудівної та приладобудівної галузей для роботи з мастилом на повітрі при підвищених навантаженнях та температурах. Наведені дані впевнено свідчать про можливість широкого застосування шламових відходів, які безповоротно та у великій кількості йдуть у відвали, не використовуючись у подальшому виробництві, для виготовлення деталей різного призначення. Використання промислових металевих відходів дозволяє паралельно вирішувати ряд проблем, пов'язаних з загальнодержавною Програмою розвитку ресурсозберігаючих технологій при одночасному розв'язанні екологічної проблеми.

Список літератури: 1. Прогрессивные технологические процессы штамповки деталей из порошков и оборудование /Волкогон Г.М., Дмитриев А.М., Добряков Е.П., Лаптев А.М., Овчинников А.Г., Широков М.В. /Под общ. ред. А.М. Дмитриева, А.Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1991. – 320 с. 2. Актуальные проблемы порошковой металлургии /Под ред. О.В. Романа, В.С. Аруначалама. – М.: Металлургия, 1990. – 232 с. 3. Шевчук Ю.Ф., Роик Т.А., Асанин В.П., Белобородов И.И. Новые композиционные материалы на основе алюминия //Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение. 1998. – Вып. 33. – С. 209-213. 4. Вульф Б.К., Ромадин К.П. Авиационное материаловедение. – М.: Оборонгиз, 1962. – 503 с. 5. Салтыков С.А. Стереометрическая металлография. – М.: Металлургия, 1970. – С. 131-135. 6. Утевский Л.М. Дифракционная электронная микроскопия в металловедении. – М.: Металлургия, 1973. – С. 186-190. 7. ДСТУ 2839-94 (ГОСТ 1583-93). Сплави алюмінієві ливарні. Технічні умови. – К.: Держстандарт України, 1995. – 49 с. 8. Пат. 8251 С1 Україна, МКИ С22С21/04. Сплав на основі алюмінію /А.Н. Бурхіна (RU), Е.М. Білянський, А.О. Чайковський, О.П. Забродський, В.А. Беденко, В.Н. Прудіус, І.П. Забродський. - №93080786; Заявл. 02.02.93; Опубл. 29.03.96, Бюл. №1. – 4 с. 9. Металловедение /Самохоцкий А.И., Кунявский М.М., Кунявская Т.М., Парфеновская Н.Г., Быстрова Н.А. – М.: Металлургия, 1990. – 416 с.

Сдано в редакцию 19.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВАРИАНТОВ УПРАВЛЕНИЯ ТЕРМИЧЕСКИМ ЦИКЛОМ ОХЛАЖДЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ СТРУЙНЫХ УСТРОЙСТВ

Саленко А.Ф., Загорянский В.Г., Струтинский В.Б.
(КГПУ, г. Кременчуг НТУУ «КПИ», Киев)

In clause the results of research of processes of jet cooling Zone near a welding seam are resulted at performance of welding seams steel. Is shown, that the jet technologies on comparison with traditional water cooling allow essentially to increase speed of cooling of separate sites Zone near a welding seam, to carry out cooling under the given law of change of temperature, to receive short-sating structure, that conducts to reduction of fragility of connection, increase of his durability.

Введение. Сварочный термический цикл оказывает вредное влияние на механические и эксплуатационные свойства сварного соединения, вызывая сварочные деформации и напряжения, горячие и холодные трещины многих низколегированных и легированных сталей, снижение сопротивления коррозии, разупрочнение при сварке закаленных и термически упроч-

ненных сталей. Значительная длительность пребывания металла шва и околошовного участка зоны термического влияния в области температур $A_{c3}-T_{пл}$, способствует предельному укрупнению зерна аустенита сталей.

Замедленное охлаждение металла шва и околошовного участка ЗТВ при ЭПС сопровождается распадом аустенита с образованием верхнего бейнита, видманштеттowego феррита или смеси феррита, перлита и верхнего бейнита. При этом наряду с показателями ударной вязкости существенно снижаются такие показатели вязкости разрушения, как критический коэффициент интенсивности напряжений, критическое раскрытие трещины металла шва и околошовного участка зоны термического влияния.

Проведенные исследования [2, 3] показали, что наиболее эффективным способом уменьшения тепловложения в свариваемый металл является применение сопутствующего охлаждения.

Впервые сопутствующее охлаждение было предложено Г.А. Николаевым и Н.Н. Рыкалиным в 1943 году для уменьшения сварочных напряжений и деформаций при контактной точечной сварке [1]. Снижение коробления конструкции при сварке достигалось применением охлаждения сварного шва водой и водо-воздушной смесью.

Целью исследований является морфологический анализ схем принудительного сопутствующего охлаждения металла около шовной зоны высокоскоростным струйным потоком, разработка принципов структурного описания вариантов процесса.

Материал и результаты исследования. Известны результаты применения методов струйного охлаждения сварного шва и околошовной зоны [4], заключающиеся в том, что сварка проводится без ограничения тепловложения, на неизменных, оптимальных для данного вида сварки режимах. При этом получение требуемой структуры и механических свойств сварного соединения (в частности, ударной вязкости) обеспечивается применением искусственного охлаждения по определенной программе, в том числе предусматривается дифференцированное охлаждение по различным участкам сварного соединения. Применением этого способа обеспечивается получение равнопрочности металла шва и околошовной зоны основному металлу и повышение сопротивления разрушению сварных соединений термически упрочненных и нормализованных сталей

В связи с тем, что при электрошлаковой сварке термически упрочненных сталей для достижения твердости на уровне основного металла скорости охлаждения околошовного участка и участка неполной перекристаллизации должны быть различными, необходимо регулировать термический цикл сварки по зонам. Скорость охлаждения $w_{охл}$, °C/с, при которой достигаются значения твердости основного металла после отпуска, должна быть для околошовного участка в несколько раз меньше, чем для участка неполной перекристаллизации.

Для зонального регулирования термического цикла сварки НИИтяжмаш Уралмашзавода была сконструирована щелевая водовоздушная форсунка, имеющая две ступени разгона смеси, достаточных для образования водовоздушной смеси. Набор щелевых форсунок позволил направлять охлаждающую смесь в виде узкого пучка на любой участок зоны термического влияния. Ширина щели форсунки могла регулироваться от 0 до 1 мм и более путем установки прокладок соответствующей толщины между корпусом форсунки и съемной вертикальной стенкой. Длину щели можно было изменять, применяя набор форсунок в виде секций. Охлаждающее устройство в сборе представляло собой набор форсунок с коллекторами для подвода воздуха и воды и приспособлениями, позволяющими регулировать положение форсунок в зависимости от температурного поля источника нагрева. Конструкция отличалась высокой сложностью, низкой надежностью в работе и требовала многочисленных исследований для определения наиболее оптимальных условий охлаждения при изменении условий сварки.

При электрошлаковой сварке регулирование термического цикла применением сопутствующего охлаждения осуществляется по двум схемам:

1) при сварке кольцевых стыков (так называемая комбинированная технология). Охлаждающее устройство располагается со стороны подварочного шва, при одновременном выполнении с другой стороны заключительного прохода электрошлаковой сваркой [2].

2) при сварке продольных стыков. Охлаждающие устройства (водовоздушные форсунки) устанавливаются под нижней кромкой формирующих шов ползунов. Ползуны и форсунки перемещаются синхронно со скоростью сварки.

При автоматической дуговой сварке под слоем флюса (например, пластин термически упрочненной стали 17ГС) регулирование термических циклов осуществлялось с помощью щелевых водо-воздушных форсунок, установленных оппозитно по отношению к электроду.

В указанных методах сопутствующего охлаждения в качестве основных параметров регулирования термического цикла принимались: l_0 — эффективная длина охлаждения, мм; l_1 — отставание охлаждающего факела от центра источника нагрева, мм; l_2 — расстояние от центра источника нагрева от охлаждающего факела, мм; h — расстояние от охлаждаемой поверхности до водовоздушной форсунки. Изменение этих параметров позволило регулировать теплоотвод от различных участков зоны термического влияния сварного соединения.

Таким образом, для реализации сварки с регулированием термических циклов методом принудительного сопутствующего охлаждения [2] необходимо оборудование, которое полностью или частично включает

следующие узлы, устройства и системы:

- узел, обеспечивающий подачу охлаждающей среды на охлаждаемую поверхность;
- устройство, обеспечивающее необходимое пространственное расположение охлаждающего узла относительно источника нагрева;
- систему подачи охлаждающей среды;
- систему сбора охлаждающей среды после ее соприкосновения с охлаждаемой поверхностью;
- систему контроля заданного термического цикла сварки.

Обязательными для воспроизведения процесса сварки с регулированием термических циклов являются узел подачи охлаждающей среды на охлаждаемую поверхность, система подачи охлаждающей среды и устройство, обеспечивающее необходимое пространственное расположение охлаждающего узла относительно источника нагрева.

Применение устройств сопутствующего охлаждения при сварке обеспечивает повышение ударной вязкости металлов при низких температурах.

Обобщение результатов исследований различных авторов, в том числе и результаты исследований, проведенные нами, позволили составить сравнительную таблицу (табл.1) изменений контролируемого параметра – ударной вязкости шва и околошовного участка.

Струйное охлаждение высокоскоростным потоком по сравнению с традиционными системами имеет ряд принципиальных преимуществ:

- струя жидкости, наряду со способностью поглощать тепло, обладает определенной кинетической энергией, которой при сверхзвуковом истечении жидкости из сопла малого диаметра может быть достаточной для выполнения в охлаждаемых микрообъемах поверхности работы упруго-пластического деформирования. Таким образом, струя жидкости обеспечивает с одной стороны, интенсивный поверхностный теплоотвод, а с другой – создает напряженное состояние микрообъемов поверхности, при которых происходят пластические деформации материала;

- малость струи обеспечивает высокоточное избирательное воздействие на поверхность околошовной зоны. Соответствующим подбором режимов ведения обработки можно добиваться требуемого распределения остаточных напряжений, препятствующих появлению значительных напряжений растяжения в поверхностном слое сваренных элементов. Кроме того, компактность струи и избирательность воздействия позволяет разрабатывать такие схемы струйного воздействия, при которых влиянию подвергается не только околошовная зона, но и отдельные элементы шва;

- возможность управления тремя параметрами - запаздыванием струйного воздействия по отношению к моменту нагрева металла дугой (в момент ее прохода выбранной фиксированной точкой), расходом пода-

ваемой в зону обработки жидкости, определяемого диаметром сопла d_c , и, наконец, давлением p , определяющим скоростью истечения, а, следовательно, и кинетической энергией струи, позволяет варьировать в широких пределах скоростью охлаждения и одновременно осуществлять оптимальное динамическое нагружение поверхности. Последнее становится возможным благодаря применению сопел с изменяемым проходным сечением.

В то же время большое количество вариантов схем выполнения такой обработки требует детального изучения особенностей протекания процесса в тех или иных условиях. В табл. 2. приведены основные принципы классификации струйного охлаждения околосшовной зоны и даны результаты изменения термического цикла при проведении той или иной обработки.

Таблица 1 - Влияние методов регулирования термических циклов электрошлаковой сварки на изменение ударной вязкости сварных соединений

№ п/п	Вид ЭШС сварки	Сталь	Температура, °C	Изменение ударной вязкости	
				шва	околошовного участка
1	с ГПМ	10Г2ФР 12ХМ	-40 -40	≈ !	- -
2	в узкую разделку	12ХМ	-40	+	+
3	с ЭМП	12ХН3А	-100	-	-
4	с колебаниями электродов	16ГС		-	-
		09Г2С	+20	-	!
		»	-30	-	+
5	с двумя электродами, расположенными вблизи ползунов	16ГС		-	-
6	с двумя электродами, расположенными вблизи ползунов, с доп. электродами	09Г2С	-20	-	+
7	с дозированием мощности	20Х2М	-40	-	+
8	с ГПМ и СО	10Г2ФР	-40	!	!
		12ХМ	-40	!	!
9	с ЭМП и СО	12ХН3А	-100	+	+
10	с СО	12ХН3А	-100	+	!
		10Г2ФР	-40	!	!
		12ХМ	-40	+	+
		20ЮЧ	-20	!	!
		09Г2С	-60	!	!

Примечание: ГПМ - гранулированный присадочный материал; ЭМП - электромагнитное перемешивание; СО - сопутствующее охлаждение; - - значение не изменяется; ≈ - повышается незначительно; + - повышается до регламентированного уровня, ! - повышается до уровня основного металла

Анализ полученных результатов позволил установить следующее. Применение струйного охлаждения позволяет получать более высокие скорости охлаждения локальных объемов околошовной зоны. В некоторых случаях, при использовании давлений до 150 МПа наблюдалось значительное уменьшение размеров зерен в поверхностном слое; в то же время установлено, что с увеличением толщины свариваемых пластин мелкодисперсность структуры снижается.

Использование сверхмалых отверстий струеформирующих сопел (до 0.25 мм) позволяет создавать на обрабатываемой поверхности высокие локальные микронапряжения. Очевидно, тот факт, что окончательное формирование структуры околошовной зоны происходит не только вследствие интенсивного теплоотвода, но и в условиях напряженного состояния, дает возможность считать изменение физико-механических свойств сварного соединения следствием комплексного воздействия тонкой сверхзвуковой струи.

Для унификации описания возможных вариантов сварки со струйным охлаждением воспользовались подходами составления структурных формул компоновок рабочих машин.

При этом принимали во внимание, что основная система координат связана с дугой и в ней ось x всегда горизонтальна, а ось z направлена по линии действия электрической дуги (рис.1). Дополнительная система координат

связана со струйной головкой, причем в этой системе координат ось Z направлена по линии действия струи, а ось X также остается горизонтальной.

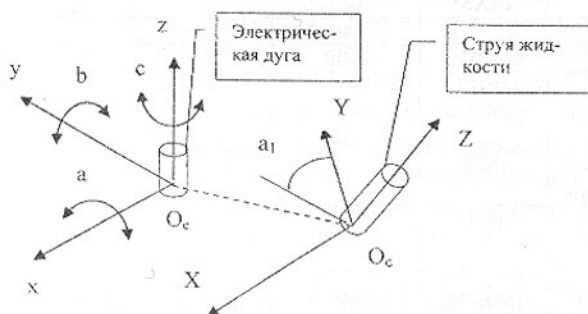


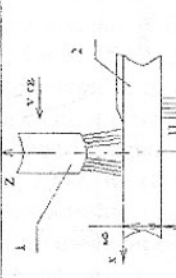
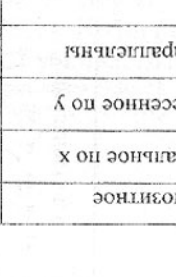
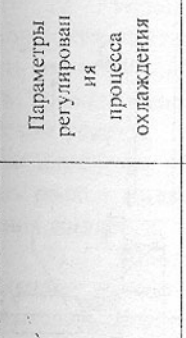
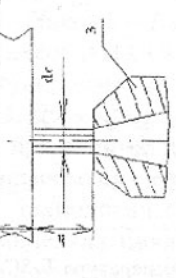
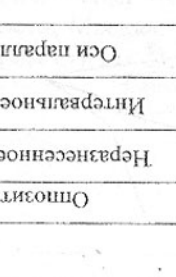
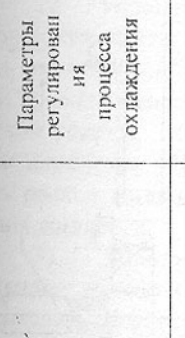
Рис. 1. Связь систем координат сварочной дуги и струйного соплового устройства

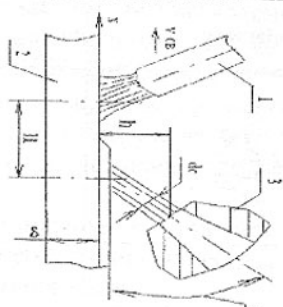
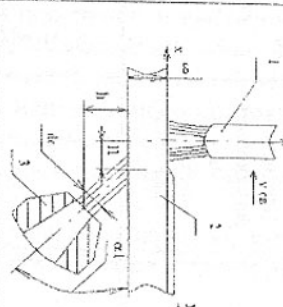
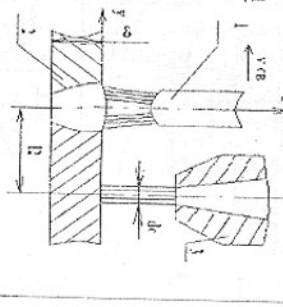
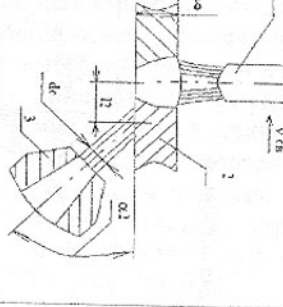
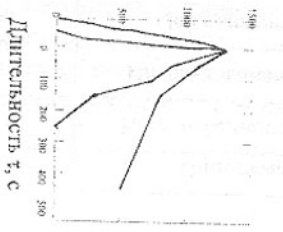
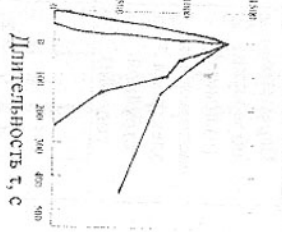
Такой подход позволяет описывать всю совокупность схем выполнения струйного охлаждения в виде структурной формулы

$$C:\{-y, \pm x, a_1, +z\}$$

где y - отставание струйного устройства в точке натекающей струи от точки воздействия электрической дугой вдоль координаты y ; $\pm x$ - обработка двумя струями жидкости с двух сторон шва на расстоянии x от центра шва; a - угол наклона натекающей струи; z - расстояние от среза сопла до поверхности.

Таблица 2 - Классификация способов выполнения гидроструйной стабилизации сварных соединений

Параметры обработки (взаимное расположение электрода и струйной головки)	Схема обработки		Параметры регулирования процесса охлаждения	Схема ожадаемого термического цикла сварки
	Опозитное	Неразнесенное по оси х	Интервальное по оси у	Оси параллельны
Опозитное			$h, p (V_{нст}), l_2, l_1=0$	
Неразнесенное по х			$h, dс, p (V_{нст}), l_1, l_2=0$	

Одностороннее			Оппозитное		
Интервальное по x			Интервальное по x		
Интервальное по y			Интервальное по y		
Оси скрещиваются			Оси скрещиваются		
					
					
$d_{св}, P(V_{св}), l_1, l_2, \alpha_1, \alpha_2 = 0$			$d_{св}, P(V_{св}), l_1, l_2, \alpha_1, \alpha_2$		
Температура T, °C 			Температура T, °C 		

Примечания к табл. 1: 1 - электрод, 2 - свариваемый металл, 3 - гидродинамическая головка, 4 - диаметр струи жидкости.

h - расстояние от торца гидродинамической струи до поверхности свариваемого металла.

l₁ - расстояние от центра источника нагрева (по оси x).

l₂ - расстояние от оси шва до места приложения охлаждающей струи (по оси y).

α₁ - угол в плоскости xOy между осью гидродинамической головки и поверхностью свариваемого металла.

α₂ - угол в плоскости yOz между осью гидродинамической головки и поверхностью свариваемого металла.

— — — — — термический цикл по общепринятой технологии, — — — — — термический цикл с РТЦ гидродинамической обработкой

Определяя дополнительные параметры – размеры электрода, отверстие сопла, а также значения удельных энергий электрической дуги и струйного потока, получаем возможность однозначно определять любую схему сварки с охлаждением.

Выводы. Проведенный анализ схем принудительного сопутствующего охлаждения при сварке и соотнесение их с возможностями гидро-струйного метода показал, что последний перспективен для применения в промышленности вследствие следующих особенностей:

1) существенно повышается скорость охлаждения, создается возможность получения микро- и, в некоторых случаях, ультрадисперсной структуры;

2) управление распределением потока жидкости и изменением направления натекания струи на поверхность дает возможность регулировать термический цикл охлаждения. Изменяя расход охлаждающей жидкости, применяя сопла с регулируемой проточной частью можно в автоматическом режиме поддерживать оптимальные условия охлаждения. В качестве параметра управления процессом охлаждения целесообразно выбирать расход жидкости, определяемый диаметром сопла и давлением истечения жидкости;

3) дополнительная энергия, подводимая потоком жидкости к локальному объему (на минимальной площадке поверхности) позволяет использовать эффект пластического деформирования сварного шва и околошовной зоны;

4) предложенный принцип классификации видов обработки позволяет сформулировать единый подход к определению структурных формул описания процесса струйного сопутствующего охлаждения.

Список литературы: 1. Николаев Г.А., Рыкалин Н.Н. Деформации при сварке конструкций. М.-Л., изд. АН СССР, 1943, 152 с. 2. Хакимов А.Н. Электрошлаковая сварка с регулированием термических циклов. – М.: Машиностроение, 1984. – 208 с. 3. Дудко Д.А. и др. Пути снижения тепловложения в свариваемый металл при электрошлаковой сварке толстостенных конструкций (Обзор). – Автоматическая сварка, 1982, № 10, с. 48-50. 4. Хакимов А.Н. Теоретические и технологические основы электрошлаковой сварки с регулированием термических циклов низколегированных сталей. – В кн.: Сварка с регулированием термических циклов конструкций нефтяной и газовой промышленности, Москва, 1980, с.10-30. (Труды Московского ин-та нефтехим. и газ. пром-сти им. И.М. Губкина; Вып. 151).

Сдано в редакцию 27.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

РАЗРАБОТКА ОСНОВ УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫМИ ПРОЦЕССАМИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ТОНКИХ ПЛАСТИН

Свитковский Ф.Ю., Иванова Т.Н.
(ИжГТУ, ИТНУПП, г. Ижевск, Россия)

In a paper the features of influencing of the calorific phenomena are esteemed at abrasing parts such as laminas.

Одной из актуальных проблем современного машиностроения является обработка деталей типа тонких пластин шлифованием, при котором проблемы точности их размеров и формы и состояние физико-механических свойств приобретают особое значение.

Известно, что в зависимости от вида шлифования, обрабатываемого материала, условий охлаждения и характеристик абразивного инструмента в обрабатываемую деталь переходит от 50% до 90% тепла, поэтому при плоском шлифовании наибольшее влияние на точность геометрической формы обрабатываемой детали оказывают её собственные тепловые деформации.

Анализ температурных деформаций, приводящих к погрешностям формы тонких пластин, показывает, что при шлифовании без охлаждения верхние слои металла детали нагреваются до более высоких температур, чем нижние, контактирующие с приспособлением, и пластина, деформируясь, выгибается к шлифовальному кругу. В результате происходит более интенсивный сьем металла в центральной части обрабатываемой поверхности, которая при охлаждении приобретает вогнутый характер. Экспериментально установлено [1], что температурная деформация формы для пластины с исходной погрешностью в виде вогнутости незначительна, в случае если глубина резания не превышает величины вогнутости снимаемого в данном проходе припуска.

Принципиально иной характер может носить температурная деформация в случае применения охлаждения детали смазочно-охлаждающей жидкостью, т.к. основная часть тепла отводится через свободные поверхности пластины. Установочная поверхность детали, контактирующая с приспособлением, находится в менее благоприятных условиях с точки зрения отвода тепла. Поэтому применение СОЖ при шлифовании способно привести к тому, что установочная поверхность будет иметь более высокую температуру, чем обрабатываемая, в результате чего деталь выгибается в сторону от шлифовального круга. Происходит усиленный сьем металла по краям обрабатываемой поверхности, который также приводит к отклонению от прямолинейности.

Существует ряд методов борьбы с тепловыми деформациями:

- применение обильного охлаждения [1];
- искусственное деформирование обрабатываемой детали до шлифования в направлении, противоположном температурной деформации, которое осуществляется методами нагружения и искусственного введения температурных расширений подогревом [2];
- создание условий, при которых траектория относительного движения обрабатываемой детали и круга компенсирует погрешности детали [2].

Однако рассмотренные выше мероприятия по устранению температурных деформаций имеют ряд существенных недостатков, таких как необходимость трудоемких предварительных исследований, по установлению закономерностей изменения профиля деталей от условий шлифования, использование сложной аппаратуры, которая не позволяет применять их в условиях массового производства.

Поэтому установление закономерностей протекания тепловых процессов, образования определенного теплового режима и тепловых деформаций обрабатываемой детали в зависимости от условий шлифования и методов охлаждения позволяет прогнозировать характер протекания этих процессов и проводить различные конструктивные мероприятия по компенсации и уменьшению тепловых деформаций. Учитывая, что у пластины наличие второй поверхности существенным образом влияет на все температурное поле, при этом это свойство определяется не только абсолютной толщиной пластины, а всей кинематикой процесса так, что одна и та же пластина при разных схемах и режимах шлифования может оказаться различной толщины. Установлено, что на характер температурного поля влияет не только толщина пластины, но и режим шлифования, а также теплофизические параметры обрабатываемой детали. Очевидно, что режимы резания должны быть такими, которые бы обеспечивали наименьшую деформацию пластины за счет уменьшения общего количества тепла, отводимого в обрабатываемую деталь.

При математическом описании процесса распространения теплоты реальные источники заменяются идеализированными, имеющими вполне определённые размеры, форму и законы распределения интенсивности. В зависимости от схемы шлифования зона контакта может иметь различные геометрические формы. Например, при шлифовании торцом круга тонких пластин зона контакта круга с деталью имеет дугообразную форму. Однако, учитывая, что при обработке пластин длина зоны контакта составляет $1/20 - 1/40$ длины наружного диаметра круга, дугообразную форму поверхности контакта можно заменить на прямоугольную [3].

Таким образом, плоское шлифование детали типа пластин можно схематизировать следующим образом (рис. 1). По поверхности пластины толщиной b в положительном направлении оси Z движется бесконечно

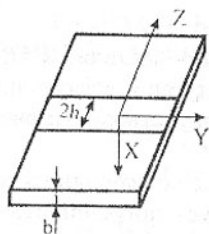


Рис.1. Расчетная тепловая схема шлифования тонких пластин

длинный полосовой источник шириной $2h$ с постоянной скоростью v . Теплообмен на поверхности ($X = 0$) и на свободной поверхности ($X = b$) отсутствует, а плотность теплового потока q на всей поверхности источника постоянна.

Тогда при стационарном температурном поле в системе координат, связанной с источником, поставленная задача сводится к решению уравнения теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + v_0 \frac{\partial T}{\partial z} \quad (1)$$

с краевыми условиями:

$$-\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{\substack{x=0 \\ |z| < h}} = q = \text{const}, \quad \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{\substack{x=0 \\ |z| > h}} = \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=b} = 0. \quad (2)$$

Две ограничивающие плоскости дают возможность применить метод источников в совокупности с методом изображений [3], с учетом того, что все источники располагаются на поверхности пластины. Тогда решение поставленной задачи примет вид:

$$T = \frac{2qa}{\pi \lambda v} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0 \left(\sqrt{X^2 + \xi^2} \right) \cdot \frac{\sum_{n=-\infty}^{\infty} K_0 \left[\sqrt{(X - 2Bn)^2 + \xi^2} \right]}{K_0 \sqrt{X^2 + \xi^2}} d\xi \quad (3)$$

где $M(X, B, \xi) = \frac{\sum_{n=-\infty}^{\infty} K_0 \left[\sqrt{(X - 2Bn)^2 + \xi^2} \right]}{K_0 \left(\sqrt{X^2 + \xi^2} \right)}$ — множитель, характеризующий влияние толщины пластины;

$\frac{v(z-z')}{2a} = \xi$, $\frac{vX}{2a} = X$, $\frac{vZ}{2a} = Z$ — безразмерные коэффициенты;

$K_0(u)$ — функция Бесселя второго рода нулевого порядка;

$\frac{vh}{2a} = H$ — относительная полуширина источника;

$\frac{vb}{2a} = B$ — относительная толщина пластины,

a — коэффициент температуропроводности;

λ — коэффициент теплопроводности.

Исследуя изменение множителя M можно судить о характере влияния ограниченности деталей типа пластин на температурное поле линейного источника, которое описывается выражением (3).

Если $X=0$, т.е. для поверхности пластины, при увеличении толщины пластины ($B \rightarrow \infty$), множитель $M \rightarrow 1$ для всех ξ . В непосредственной близости от источника $M \rightarrow 1$ при любой толщине пластины с малыми значениями ξ . Из-за того, что при малых ξ знаменатель стремится к бесконечности, и члены с конечными числителями, содержащиеся в аргументах B , будут пренебрежительно малы, а нулевой член будет равен единице. Таким образом, влияние ограниченности теплопроводящего пространства меньше всего сказывается в точках, близких к источнику. По мере удаления от источника это влияние увеличивается. При $\xi \rightarrow \infty$ множитель $M(X, B, \xi) \rightarrow \infty$, но, так как сама температура при больших ξ невелика, то в целом значительного повышения температуры в удалённых от источника точках не произойдёт.

Проведенный анализ зависимости показывает, что при относительной толщине пластине, $B > 6$, которая является достаточно большой, ограниченностью размеров детали можно пренебречь на любом допустимом режиме шлифования и считать тело полубесконечным.

При движении по поверхности пластины полосового источника, относительная полуширина которого H значительно больше единицы, влияние толщины пластины существенно усиливается. Очевидно, что чем больше ширина источника, тем более существенным будет его влияние.

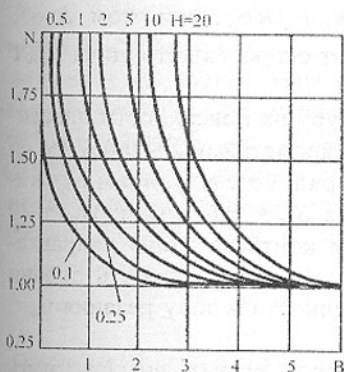


Рис. 2. Зависимость множителя N от B и H

Расчет температурного поля в пластине по выражению (3) довольно сложен, поэтому возможно с достаточной для практики точностью использование некоторого среднего значения множителя M , которое обозначим как $N(B, H)$ (рис.2). При этом на основе анализа средств, позволяющих в значительной мере повысить работоспособность инструмента установлено, что применение смазочно-охлаждающей жидкости позволяет получать поверхности с высокими качественными показателями, как по шероховатости, так и по структуре поверхностного слоя детали. Кроме того, применение

СОЖ обеспечивает существенное снижение теплонапряженности. Тогда выражение (3) с учетом дополнительного граничного условия

$$\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{\substack{x=0 \\ Z > h}} - \alpha \cdot T \Big|_{\substack{x=0 \\ Z > h}} = 0$$

примет вид

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda v} N(B, H) \cdot D(X, Z) \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) \cdot d\xi, \quad (4)$$

где $D(X, Z)$ – коэффициент, характеризующий влияние теплоотвода на свободной поверхности от источника.

$$D = 1 - (\beta) \frac{\int_0^\infty \exp((- \beta)X) K_0(\sqrt{X^2 + Z^2}) dX}{K_0(Z)},$$

где $\beta = \frac{2\alpha a}{\lambda S_{np}}$ – комплекс теплообмена; α – коэффициент теплообмена; S_{np} – скорость перемещения источника.

Анализ зависимости (4) показывает, что интенсивность охлаждения обрабатываемой пластины зависит от D . Зависимость коэффициента теплоотвода D от комплекса теплообмена β приведена на рис. 3. Численное значение комплекса теплоотвода β определяющего теплообмен с количественной стороны, зависит в основном от α и S_{np} , т.к. коэффициенты температуропроводности и теплопроводности материала для металлов практически в рассматриваемом диапазоне не меняются. Влияние коэффициента α на комплекс β характеризуется скоростью подачи охлаждающей жидкости. Установлено, что наибольший эффект достигается при полном погружении детали и круга в охлаждающую жидкость, т.к. $v_{ж} \approx v_{np}$, при этом $\beta \rightarrow 1$. Существенное влияние на комплекс β оказывает скорость источника S_{np} , с уменьшением которой теплообмен повышается.

В качестве примера рассчитаем температуру на поверхности пластины толщиной 0,3 см из материала 12Х2Н4А с параметрами $a = 0,067 \text{ см}^2/\text{с}$;

$\lambda = 33,52 \text{ Вт/м}^\circ\text{град}$, со следующими режимами шлифования $S_{np} = 0,6 \text{ м/мин}$; $v_{кр} = 20 \text{ м/с}$, ширина зоны контакта вдоль направления движения $2h = 10 \text{ см}$, скорость подачи охлаждающей жидкости в зону резания $v_{ж} = 2 \text{ м/с}$.

Аналитический расчет по зависимостям (3, 4) и графическим зависимостям (рис. 2, 3) показал, что множитель $N = 1,5$ при $H = 4$, $B = 2$, коэффициент теплоотвода $D = 0,36$ при значении комплекса $\beta = 0,21$ с учетом коэффициента теплообмена [4] $\alpha = 3 \cdot 10^3 v_{ж}^{0,8} \text{ Вт/м}^2\text{град}$. Плотность теплового потока оп-

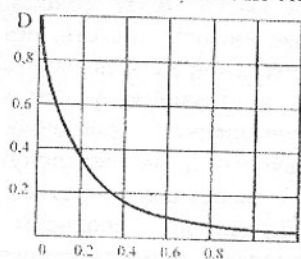


Рис. 3. Зависимость коэффициента теплоотвода

D от комплекса $\frac{2\alpha a}{\lambda S_{np}}$

ределялась по известной зависимости [3] и составила $q = 6,5 \cdot 10^8$ Вт/м². Для построения температурной кривой на поверхности пластины необходимо задать значения Z при верхнем пределе и вычитать соответствующие данному Z значения при нижнем пределе интеграла выражения (4). Автоматическая обработка информации позволила разработать пакет прикладных программ для вычисления числовых значений подинтегральной функции выражения (4) в зависимости от различных значений X , Z , H , ξ . Так, при $Z = 0$, $X=0$, $H=4$ значение интеграла выражения (4) будет равно 5,136. Тогда окончательная температура на поверхности детали в центре полосы с подачей смазочно-охлаждающей жидкости составит 225⁰С.

Таким образом, данная методика позволяет рассчитать и прогнозировать температуру с учетом размеров пластины в зависимости от режимов шлифования и физико-механических свойств обрабатываемой поверхности, а так же показать распределение температурного поля по глубине при плоском шлифовании.

Работа по управлению тепловыми процессами при шлифовании выполняется при финансировании в рамках гранта Министерства образования Российской Федерации «Возможности абразивного инструмента в совершенствовании технологии производства». Т02-06.3-400.

Список Литературы: 1. Иванова Т.Н., Масалов К.Н., Гальчин А.И. Повышение эффективности обработки тонких пластин за счет интенсификации теплообмена в зоне шлифования. Конструкторско-технологическая информатика – 2000: Тр. конгресса. В 2-х т.т. Т.1/ IV межд. конгр.- М.: Изд-во “Станкин”, 2000.- с. 217-218. 2. Ящерицын П.И., Цокур А.К., Еременко М.Л. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей. Минск: Наука и техника, 1973. 184с. 3. Силайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1978. 167с. 4. Иванова Т. Н., Свитковский Ф.Ю. Перспективы повышения эффективности плоского шлифования / Совершенствование процессов механической обработки металлов: сб. науч. тр. Ижевск: ИжГТУ, 1996. С. 46-48.

Сдано в редакцию 27.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ОПТИМИЗАЦИИ АКСИАЛЬНОЙ КОРОНКИ ПРОХОДЧЕСКОГО КОМБАЙНА

Семенченко Д.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Regularities of influence of number, direction and length of vane on the thickness and breadth of shearing on cutting tools of the axial bit are determined. Necessity of taking into account of these parameters under the optimization is

grounded.

Возрастающая концентрация добычи угля требует постоянного повышения темпов проведения подготовительных выработок [1,2]. Как показывает отечественный и мировой опыт, это возможно только при применении комбайновых технологий проходки. Вот почему создание проходческих комбайнов и комплексов нового технического уровня, внедрение которых позволит резко сократить сроки и повысить качество подготовки фронта очистных работ, ускорить вскрытие новых горизонтов и строительство шахт, является проблемой, имеющей важное народнохозяйственное значение.

Успешное решение этой проблемы может быть обеспечено на основе дальнейшего развития теоретической базы для обоснования рациональных параметров резцовых коронок, которыми в настоящее время оснащаются проходческие комбайны.

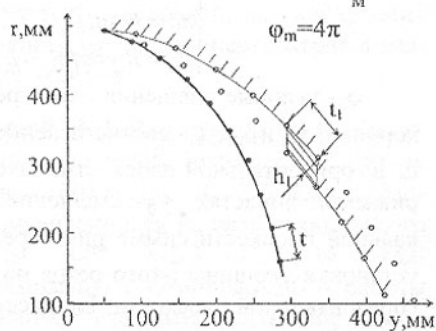
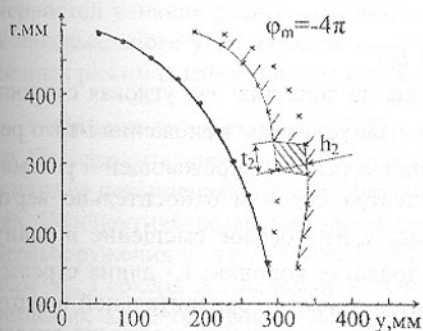
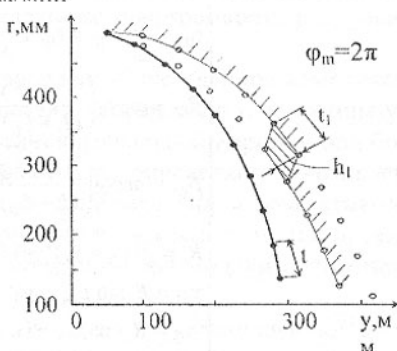
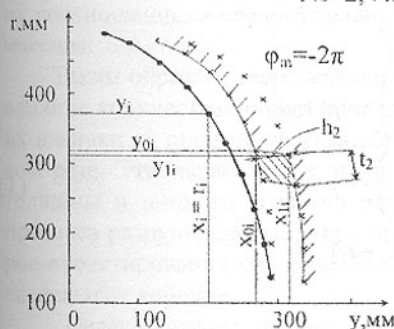
Анализ последних работ, посвященных вопросам оптимизации параметров резцовых коронок [3-6], показывает, что изученность закономерностей влияния количества лопастей N_z , направления и величины максимального угла их навивки φ_m на процесс формирования толщины и ширины среза на резцах нельзя признать достаточной. Известно [7], что величина и соотношение параметров среза определяют энергоемкость разрушения, характер и величину нагруженности комбайна, которые определяют его конкурентоспособность и технический уровень. Существующие математические модели оптимизации и методики определения рациональных конструктивных и режимных параметров этих коронок не учитывают в полной мере особенностей влияния этих параметров на процесс разрушения массива, который определяет эффективность работы комбайна, и нуждаются в совершенствовании.

Целью исследований является обоснование переменных проектирования для разработки математической модели оптимизации конструктивных и режимных параметров аксиальной коронки на основе установления закономерностей процесса стружкообразования при работе в режиме бокового реза.

Для установления закономерностей влияния количества N_z , направления и максимального угла навивки φ_m спиралей на процесс стружкообразования были построены сечения поверхности забоя горизонтальной плоскостью, проходящей через ось вращения коронки. В качестве примера на рис. 1 приведены сечения забоя при разрушении массива коронкой с эллипсоидальной формой боковой поверхности, имеющей радиус $R_k=500$ мм и конструктивную ширину среза $t=40$ мм, для различных значений количества лопастей ($N_z=2$ и $N_z=4$) и максимального угла навивки ($\varphi_m=-4\pi$; $\varphi_m=-2\pi$; $\varphi_m=2\pi$; $\varphi_m=4\pi$). На рисунке также показаны конструктивная ширина среза t и фактические параметры стружки (t_1 , h_1 - при отрицательном угле

навивки спирали; t_2 , h_2 - при положительном) для двух скоростей боковой подачи 2м/мин и 4м/мин.

$N_3=2, V_{п}=2\text{м/мин}$



$N_3=4, V_{п}=4\text{м/мин}$

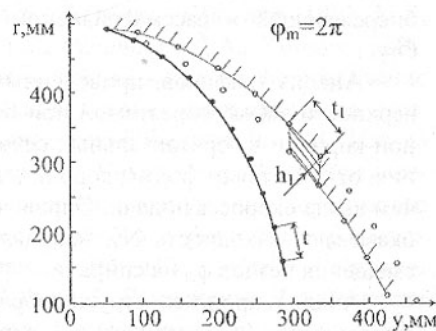
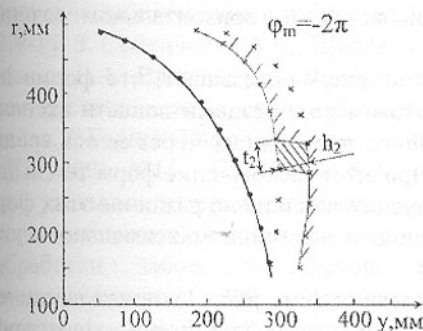


Рис. 1. Форма поверхности забая и параметры среза, образуемые при боковом резе резцами лопасти эллипсоидальной коронки в горизонтальном сечении, проходящем через ее ось вращения

Для их построения были использованы зависимости (1), где:

τ_{0i} и τ_{1i} - время доворота i -того резца, находящегося на опережающей и рассматриваемой лопастях в горизонтальную плоскость Огу;

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{0i} = \frac{\varphi_i}{\omega}; \tau_{1i} = \tau_{0i} + \frac{2\pi}{Nz \cdot \omega}; \\ \beta_{0i} = \arctg \left(\frac{y_0 + y_i}{(L + L_0) + r_i} \right) + \omega_{\beta} \cdot \tau_{0i}; \\ \beta_{1i} = \arctg \left(\frac{y_0 + y_i}{(L + L_0) + r_i} \right) + \omega_{\beta} \cdot r_{1i}; \\ R_i = \sqrt{(y_0 + y_i)^2 + (L + L_0 + r_i)^2}; \\ x_{0i} = R_i \sin \beta_{0i} - y_0; \\ y_{0i} = R_i \cos \beta_{0i} - (L + L_0); \\ x_{1i} = R_i \sin \beta_{1i} - y_0; \\ y_{1i} = R_i \cos \beta_{1i} - (L + L_0). \end{array} \right. \quad (1)$$

φ_i - угловые смещения i -того резца на лопастях; ω - угловая скорость коронки; R_i и β_{0i}, β_{1i} - соответственно, радиус и углы положения i -того резца в горизонтальной плоскости, находящегося на опережающей и рассматриваемой лопастях; y_0 - смещение центра коронки относительно вертикальной плоскости симметрии стрелы; y_i и r_i - осевое смещение и радиус установки вершины i -того резца на лопастях коронки; L - длина стрелы в горизонтальной плоскости; L_0 - расстояние между горизонтальной и вертикальной осями поворота стрелы; ω_{β} - угловая скорость поворота стрелы; (x_{0i}, y_{0i}) и (x_{1i}, y_{1i}) - координаты положения i -того резца расположенного на опережающей и рассматриваемой лопастях, в горизонтальном сечении Огу.

Анализ графиков, приведенных на рис.1 показывает, что форма поверхности забоя, образуемой при боковом резе резцами лопасти аксиальной коронки в горизонтальных сечениях, проходящих через ее ось вращения, отличается от формы коронки. При этом расхождение форм тем выше, чем выше скорость подачи. Определяющее влияние на различие этих форм оказывают заходность Nz , направление и величина максимального угла смещения резцов φ_m на спирали.

Анализ процесса стружкообразования (см. рис. 1) показывает, что фактические (кинематические) параметры среза (t_1, t_2, h_1, h_2) существенно отличаются от конструктивной ширины среза t , и толщины среза h , определяемой с учетом соотношения скорости подачи и угловой скорости коронки. Поэтому параметрами проектирования для разработки математической модели оптимизации аксиальных коронок, наряду с их формой [7],

должны приниматься заходность N_z , направление и величина максимального угла смещения резцов φ_m на лопасти. Эти параметры в значительной мере определяют характер изменения толщины и ширины среза на резцах, их соотношение, а следовательно, и удельную энергоемкость разрушения массива.

Таким образом, теоретически установлено существенное комплексное влияние количества лопастей (заходностей), направления и величины угла их навивки на процесс стружкообразования аксиальной коронки при боковом резе. Эти параметры в значительной мере определяют соотношение толщины и ширины среза на резцах, а следовательно и эффективность процесса разрушения массива и должны учитываться в качестве параметров проектирования при разработке математической модели оптимизации аксиальных коронок.

Целесообразны дальнейшие исследования по установлению закономерностей влияния формы коронки, количества спиралей, их направления и максимального угла навивки на величину удельных энергозатрат в различных режимах работы исполнительного органа.

Список литературы: 1. Н.С. Сургай, В.В. Виноградов, Ю.И. Кияшко. Производительность очистных комплексов нового технического уровня и пути ее повышения. // Уголь Украины – 2001. – №6. – С. 2-6. 2. А.Г. Лаптев. Перспективы развития горной промышленности на базе технического перевооружения шахт. // Уголь Украины – 2002. – №2-3. – С. 10-14. 3. Манерт У., Герхард Х., Бельман А. Оптимизация с помощью ЭВМ работы резцовых коронок проходческих комбайнов избирательного действия. – Глюкауф, 1993, №1-2, С.86-92. 4. Книссель В., Мертенс Ф., Кляйнерт Х.В., Миттман М. Метод расчета и оптимизации параметров резцовых коронок проходческих комбайнов избирательного действия. – Глюкауф, 1993, № 5, С.9-14. 5. Семенченко А.К., Шабаев О.Е., Семенченко Д.А., Хиценко Н.В., Мизин В.А. Влияние режимов работы и формы забоя на формирование вектора внешнего возмущения аксиальной коронки проходческого комбайна. // Горный информационно – аналитический бюллетень. – М.: Изд-во МГУ, 2001.-№11. – С. 233-234. 6. Гуляев В.Г., Семенченко Д.А. Определение удельных энергозатрат и вектора внешнего возмущения корончатого исполнительного органа проходческого комбайна в различных режимах обработки забоя. // Наукові праці ДонДТУ. Серія гірничо-електромеханічна. - 2001. - Вып.35. - С.38-47. 7. Семенченко Д.А. Влияние формы аксиальной коронки на формирование толщины стружки на резцах и энергозатраты разрушения при боковом резе //Сборник научных трудов, посвященный 45-летию ДГМИ, "Перспективы развития угольной промышленности в XXI веке". Алчевск – 2002. С.268-273.

Сдано в редакцию 27.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Нечипас В.Г.

ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ АЛМАЗНОГО ГАЛЬВАНИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА МЕТОДОМ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Смиловенко О.О., Шматов А.А., Карагулькин В.К. (ИМИНМАШ НАНБ,
БНТУ, НП ООО «Система» г. Минск, Беларусь)

The research of serviceability of diamond tool, which was hardened by a method of chemical low treatment is carried out. The presence of a covering film on tool's surface is revealed. The results of operational tests allow to make a conclusion about increase of resource of the tool in 1,5 - 2,0 times.

При работе алмазного инструмента, кроме непосредственного контакта алмазного зерна с обрабатываемым материалом происходит контактное взаимодействие (в частности, трение) между поверхностью связки инструмента и частицами обрабатываемого материала, срезанными при обработке. В случае упрочненного инструмента в контактное взаимодействие со срезанными частицами обрабатываемого материала вступает в первую очередь упрочняющее покрытие. Работоспособность инструмента в этом случае зависит от свойств и характеристик упрочняющей пленки, ее способности сопротивляться износу, ее адгезии к материалу основы. Можно даже предположить, что стойкость инструмента повышается настолько, сколько будет неразрушено упрочняющее покрытие, хотя здесь следует учитывать износ самих алмазных зерен, его влияние на целостность покрытия и т.д.

Таким образом, актуальной задачей является снижение трения между обрабатываемой деталью и алмазным инструментом. Технология упрочнения алмазного инструмента методом низкотемпературной химической обработки (НХО) направлена на решение данной проблемы. Создание на поверхности алмазного инструмента упрочняющего покрытия происходит путем обработки в кипящей суспензии оксидов ряда металлов с последующей термической обработкой на воздухе. При этом температура кипения суспензии и термообработки существенно ниже температуры графитизации алмаза.

В результате обработки методом НХО получена некоторая поверхностная конструкция, включающая материал поверхностного слоя и материал подложки и обеспечивающая поверхностному слою и инструменту в целом техническую эффективность и экономическую целесообразность, какую не дают элементы данной конструкции в отдельности.

Проведено рентгеноспектральное исследование образцов экспериментальной партии алмазного инструмента, упрочненного методом НХО. С помощью сканирующего электронного микроскопа модели Cam Scan (Англия) были сделаны фотографии микрорельефа поверхности инстру-

мента как в исходном состоянии, так и после упрочнения. Рентгеноспектральное исследование обоих видов инструмента проводилось на рентгеновском анализаторе энергодисперсного модели AN10000.

На рис. 1,а (фото) представлен участок поверхности шлифовальной головки, упрочненной методом НХО. Практически вся поверхность никелевой связки между алмазными зернами покрыта пленкой. Имеется наложение упрочняющей пленки на алмазные зерна, чаще всего на граничных участках «алмаз-связка». На рис. 1,б (фото) – также участок поверхности упрочненной шлифовальной головки, однако увеличение $\times 4000$ позволяет различить не только сам упрочняющий слой, но и его неоднородность. Как показали рентгеноструктурные исследования пленка на поверхности инструмента состоит из темной более гладкой и ровной подложки (Mo) и как бы «налипших» на нее хлопьев более светлого цвета (Ti).

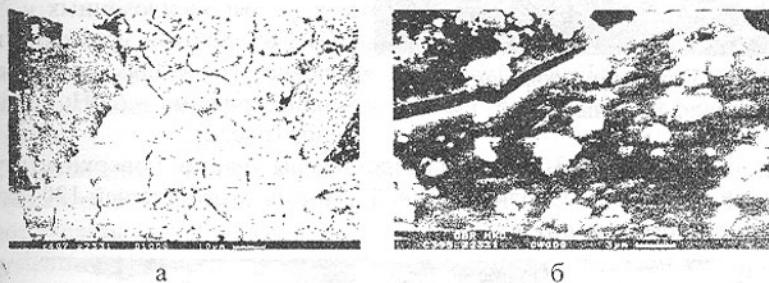


Рис. 1. Микрорельеф поверхности упрочненного алмазного инструмента

Осажденная в процессе НХО на поверхности алмазного инструмента титано-молибденовая пленка способствует, с одной стороны, повышению алмазоудержания в связке за счет упрочнения переходной зоны «алмаз-металл», заращивания ее дефектов и создания в поверхностном слое инструмента сжимающих напряжений, с другой стороны, предохраняет связку от непосредственного контакта с обрабатываемой деталью в целом и с частицами обрабатываемого материала, срезанными при шлифовании. В случае упрочненного алмазного инструмента в контактное взаимодействие со срезанными частицами обрабатываемого материала в первую очередь вступает упрочняющее покрытие.

При обработке однокристаллических твердых сплавов упрочненным инструментом наблюдается его комбинированный износ. Такой вид износа вызван протеканием одновременно абразивного, диффузионного и адгезионного износа. Наличие алмазных зерен с упомянутыми видами износа обнаружено на фотографиях микрорельефа поверхности изношенной алмазной шлифовальной головки.

Определены следующие механизмы разрушения упрочняющего покрытия: катастрофическое изнашивание, вследствие неправильного выбора

толщины покрытия или ошибок в технологическом процессе; зарождение в пластической деформации в основе или покрытии; отслаивание покрытий по границе раздела; возникновение поверхностных и глубинных трещин. При работе алмазного инструмента следует учитывать еще и износ алмазных зерен. Вырывание и характер разрушения кристаллов алмаза способствует разрушению и ускоренному изнашиванию упрочняющей пленки.

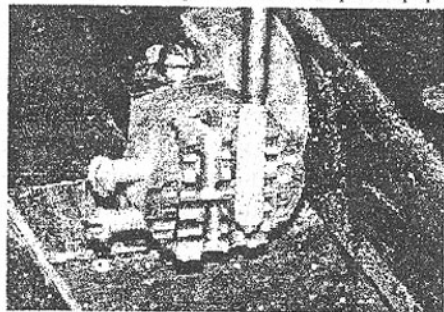


Рис. 2. Испытания головок алмазных шлифовальных

Проведены сравнительные испытания упрочненных и неупрочненных алмазных шлифовальных головок при обработке образцов твердого сплава ВК8 на режимах, рекомендованных ГОСТ 17122-85: частота вращения шлифголки – 6400 об/мин; радиальное усилие прижима – 6,0Н; без охлаждения (рис. 2).

На рис. 3, а и 3, б (фото) представлены участки поверхности упрочненной методом НХО шлифовальной головки, отработавшей 120 минут на обработке твердого сплава ВК8.



x500

а



x300

б

Рис. 3. Микрорельеф поверхности упрочненной алмазной шлифовальной головки, изношенной при обработке твердого сплава

Видно, что на никелевой связке и на самих алмазных зернах сохранились только небольшие участки упрочняющей пленки. На фотографиях так же различаются изношенные (сколотые, неправильной формы, сточенные, вырванные) алмазные зерна, хотя инструмент остался работоспособным, износа связки не наблюдается и режущих кромок еще достаточно для работы. Более детальный просмотр поверхности изношенной при обработке упрочненной шлифовальной головки позволил обнаружить области с малой степенью износа, где практически не наблюдается вырывов алмаз-

ных зерен, отмечается наличие пленки как на металлической связке, так и остаточные налипания на кристаллах алмазов, которые, по всей видимости, не участвовали в процессе резания (кромка зерна ниже других и не достигала поверхности обрабатываемого образца твердого сплава).

Исследование микрорельефа поверхности упрочненной шлифовальной головки показало, что после непрерывной работы по обработке твердого сплава в течение 120 минут упрочняющая пленка износилась на 70–80%, причем неизношенные участки наблюдаются в тех частях, которые меньше участвовали в процессе резания. На изношенном упрочняющем покрытии не обнаружено сколов и трещин, что позволяет сделать вывод о хорошей адгезии покрытия к материалу основы.

Средний удельный расход алмаза при обработке твердого сплава упрочненными головками алмазными шлифовальными составляет $11,15 \text{ мг/см}^3$, что на 50% ниже, чем средний удельный расход алмаза при обработке твердого сплава головками алмазными шлифовальными неупрочненными, в состоянии, полученном от производителя. Для неупрочненных головок алмазных шлифовальных удельный расход алмаза составляет $16,74 \text{ мг/см}^3$.

Проведенные экспериментальные исследования эксплуатационных характеристик алмазных шлифовальных головок на никелевой связке, позволяют сделать вывод, что реальное повышение стойкости упрочненного инструмента составляет от 30 до 100% к первоначальной стойкости в зависимости от типоразмера к конфигурации инструмента.

Список литературы: 1. Лоладзе Т.Н., Бокучава Г.В. Износ алмазов и алмазных кругов. – М.: Машиностроение, 1967. – 113с. 2. Методы и средства упрочнения поверхностей деталей машин концентрированными потоками энергии / Отв. ред. чл.-кор. РАН А.П. Гусенков. М.: Наука, 1992. 3. Воронин Н.А. Топокомпози́ты – новый класс конструкционных материалов. // Трение и износ, 1999, том 20, №3, С.313-319.

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

СИСТЕМНО-СТРУКТУРНІ ПРИНЦИПИ ВИБОРУ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ОСНАЩЕННЯ ГНУЧКИХ ВИРОБНИЧИХ СИСТЕМ

Стенін О.А., Лапковський С.В., Стснина М.О.

(НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна)

Offered system-structured principles of choice of elements of technological equipment of flexible production systems during technological preparation of

production.

Ріст технічної оснащеності і зв'язана з цим технічна інтеграція виробничих процесів в умовах гнучких виробничих систем (ГВС) накладає певний відбиток на принципи вибору окремих елементів останніх [1].

На відміну від традиційно створюваних виробничих систем (ВС), де основними елементами, які матеріалізуються у відповідних конструктивних рішеннях, були верстатне обладнання, технологічна оснастка та інструмент, у ГВС спектр технічних елементів значно розширюється [1-3]. Виробничо-технічна система ГВС, крім зазначених вище елементів, включає у свій склад транспортне обладнання, технічні засоби керування, технічні засоби зберігання, транспортно-завантажувальні пристрої і т.д. [2, 3].

На рис.1 показана схема, яка ілюструє зростання кількості взаємозв'язків, які обумовлюють вибір основних структурних елементів ГВС у порівнянні з традиційною ВС, де проблеми вибору замикалися, головним чином, у рамках локальних систем (на схемі це показано широкими стрілками). Центральне місце в указаній схемі займає виріб, який випускається.

Питання вибору технічних засобів оснащення технологічних процесів займають головні позиції в системі технологічної підготовки виробництва (ТПВ) і знайшли відповідне відбиття в групі стандартів єдиної системи технологічної підготовки виробництва, де викладені самі загальні правила, якими повинен користатися проектувальник при підготовці виробництва.

Грунтуючись на стандартах зазначеної групи, а також використовуючи свій досвід і кваліфікацію, проектувальник вибирає кілька різних варіантів технічних рішень елементів ВС і потім здійснює їх аналіз, техніко-економічну оцінку та остаточний вибір варіанта за тим або іншим критерієм.

Такий підхід має явні недоліки:

- по-перше, кількість варіантів технічних рішень, яка виявляється в полі зору проектувальника, перебуває в прямій залежності від його кваліфікації;
- по-друге, призначення великої кількості варіантів технічних рішень і їх відповідне пророблення для цілей техніко-економічного аналізу істотно збільшують трудомісткість проектних робіт, що найчастіше не відповідає плановими термінами остаточного ухвалення рішення;
- по-третє, і це головне, при евристичному виборі деякої множини можливих варіантів немає гарантії, що в поле зору проектувальника потрапив саме оптимальний варіант технічного вирішення.

Для запобігання цих недоліків пропонуються наступні напрямки, відповідно до яких повинне йти удосконалювання методів вибору елементів ГВС:

- розробка методів, які забезпечать оперативність отримання і гарантовану повноту множини можливих варіантів рішень, як об'єктів розгляду;
- розробка системи проектування, яка забезпечує раціональну органі-

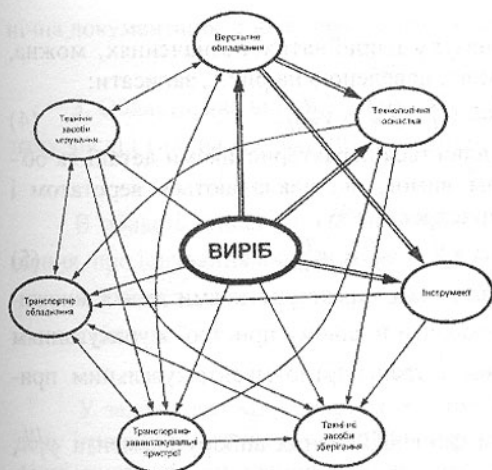


Рис. 1. Схема взаємозв'язків, які визначають вибір основних структурних елементів ГВС

бувати в одному з трьох станів:

Стан О — стан, коли елемент y , маючи певні характеристики і параметри, є основним зумовлюючим елементом, тобто визначає вибір іншого елемента:

$$y_i^O = (Y)_i^O, \quad (1)$$

де $(Y)_i^O$ — вектор значень параметрів, який характеризує елемент y_i^O .

Стан Д — стан, коли елемент y , маючи певні характеристики і параметри, є додатковим зумовлюючим елементом, тобто накладає додаткові вимоги або обмеження на вибір іншого елемента:

$$y_j^D = (Y)_j^D, \quad (2)$$

де $(Y)_j^D$ — вектор значень параметрів, який характеризує елемент y_j^D .

Стан III — стан, коли елемент y є шуканим, тобто потрібно визначення вектора значень його параметрів $(Y)_k^{III}$.

Символом y позначається одиничний елемент, однак у багатьох випадках умови, обмеження або мети вибору визначаються на множині елементів, тобто має місце деякий узагальнений елемент Y :

$$Y_i = \bigcup_{p=1}^n y_{ip}, \quad (3)$$

де p — порядковий номер елемента в розглянутій множині Y , $y_{ip} \in Y_i$.

В усіх вищенаведених записах i, j, k — індекси, які відображають вид

зацію і скорочення трудомісткості проекційної проробки варіантів технічних рішень з урахуванням усього різноманіття зумовлюючих зв'язків;

- розробка критеріїв і методів оцінки варіантів технічних рішень.

Зазначені напрямки повинні базуватися і розвиватися на основі широкого використання засобів обчислювальної техніки.

В основі розглянутих нижче загальних методологічних положень вибору елементів ГВС лежить той факт, що кожний елемент із числа зазначених на рис.1 може пере-

розглянутого елемента ГВС.

Грунтуючись на даних поняттях і прийнятих позначеннях, можна, наприклад, у відповідності зі схемою, наведеною на рис.1, записати:

$$y_{\Pi}^{III} \Leftarrow y_D^O \wedge y_B^D \wedge y_{T3\Pi}^D, \quad (4)$$

тобто вибір пристрою зумовлюється характеристиками деталі як об'єкта виготовлення з урахуванням вимог, які накладаються верстатом і транспортно-завантажувальним пристроєм, або

$$y_{\Pi}^{III} \Leftarrow Y_D^O \wedge y_B^D \wedge y_{T3\Pi}^D, \quad (5)$$

тобто вибір пристрою зумовлюється характеристиками деякої множини деталей Y_D^O , які планується обробляти в даному пристрої з урахуванням вимог, які накладаються верстатом і транспортно-завантажувальним пристроєм.

Дані записи відбивають сам факт здійснення вибору елемента y_i^{III} , але не вказують на те, з яким ступенем конкретизації і деталізації здійснюється вибір у залежності від стадії та етапу ТПВ, на якому він проводиться.

Очевидно, що вибір всіх основних елементів провадиться в декілька етапів, з поступовим збільшенням ступеня конкретизації визначення елемента. Тоді формальний запис з урахуванням етапності вибору буде мати вигляд (6).

$$(y_{\Pi}^{III})_{\beta} \Leftarrow y_D^O \wedge (y_B^D)_{\alpha} \wedge (y_{T3\Pi}^D)_{\alpha}, \quad (6)$$

де α і β — індекси етапів, на рівні яких відповідно розглядаються інформаційне забезпечення вибору та інформаційна визначеність елемента, який вибирається.

Принцип етапності вибору має важливе методологічне значення для обґрунтованого прийняття остаточного технічного рішення, тому що цілком очевидно, що на ранніх етапах проектувальник не має всього необхідного спектра інформації про елементи y_i^O і y_j^D для остаточного ухвалення рішення по елементу y_i^{III} і, тільки слідуючи за ланцюгом $(y_i^{III})_1 \Rightarrow (y_i^{III})_2 \Rightarrow \dots \Rightarrow y_i^{III}$, можна послідовним наближенням і конкретизацією досягти об'єктивного остаточного результату.

Не менш важливе методологічне значення в проблемі вибору технічних рішень елементів ГВС має визначення області можливих рішень, у рамках якої здійснюється вибір. Можна виділити чотири основні області.

1. Область, яка відповідає множині Y_{ii}^{III} готових і матеріально реалізованих технічних рішень елемента i -го виду. Це може бути, наприклад, парк обладнання з ЧПУ, парк промислових роботів, який має підприємство, або сукупність стандартного різального інструменту, який випускається промисловістю і т.п.

2. Область, яка відповідає множині Y_{2i}^{III} готових рішень, на які є тех-

нічна документація, тобто друга область містить у собі першу:

$$Y_{1i}^{III} \subset Y_{2i}^{III}. \quad (7)$$

3. Область, яка відповідає множині Y_{3i}^{III} відомих технічних рішень, у тому числі і тих, на які технічна документація відсутня:

$$Y_{1i}^{III} \subset Y_{2i}^{III} \subset Y_{3i}^{III}. \quad (8)$$

В області множини Y_{3i}^{III} підмножина $Y_{3i}^{III} \setminus Y_{2i}^{III}$ об'єднує технічні рішення, про існування яких відомо з різних інформаційних джерел.

4. Область, яка відповідає множині Y_{4i}^{III} гіпотетично можливих технічних рішень:

$$Y_{1i}^{III} \subset Y_{2i}^{III} \subset Y_{3i}^{III} \subset Y_{4i}^{III}. \quad (9)$$

У залежності від конкретних умов ТПВ і проектування ГВС у наведену ієрархічну структуру множин можуть бути введені додаткові специфічні умови на виділення відповідних областей припустимих технічних рішень. Наприклад, область технічних рішень, яка регламентована галузевими стандартами, типажамі і каталогами. Очевидно, що така область технічних рішень буде відповідати підмножині множини Y_{3i}^{III} .

На закінчення необхідно відзначити, що розробка морфологічних класифікаторів технічних рішень елементів ГВС дозволяє:

- у строго систематизованому вигляді охопити не тільки всі вже існуючі і використані у виробничій практиці технічні рішення, але і ті, створення яких можливо, а, у ряді випадків, навіть доцільно;
- відзначати на полі класифікатора існуючі технічні рішення, які забезпечені технічною документацією або реалізовані безпосередньо на виробництві, що сприяє мінімальному пошуку та оперативному вибору готових рішень;
- формалізувати процес вибору рішень з урахуванням конкретних умов і обмежень.

Список літератури: 1. М.А.Стенина, С.В.Лапковский. Выбор промышленных роботов, применяющихся при загрузке металлорежущих станков ГПС// Нові технології. Науковий вісник Інституту економіки та нових технологій імені Ю.І.Кравченка/ — Кременчук, 2002. — № 1, С. 42 — 47. 2. Основы автоматизации машиностроительного производства/ Е.Р.Ковальчук, М.Г.Косов, В.Г.Митрофанов и др.; Под ред. Ю.М.Соломенцева. — М.: Высш. школа, 2001. — 312 с. 3. Проектирование автоматизированных участков и цехов/ В.П.Воронко, В.А.Егоров, М.Г.Косов и др.; Под ред. Ю.М.Соломенцева. — М.: Высш. школа, 2000. — 272 с.

Сдано в редакцію 24.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И.

СПОСОБ АБРАЗИВНО-АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ КРУГОМ С ОСЦИЛЛИРУЮЩЕЙ ЦЕНТРАЛЬНОЙ ЧАСТЬЮ

Степанов Ю.С., Афанасьев Б.И., Болдин О.В.

(ОрелГТУ, г. Орел, Россия)

The new circuit(scheme) of round and flat grinding by periphery of the circle, providing a heightening of an exactitude and improvement of quality of treated surfaces is developed at the expense of use of abrasive wheels with a vibration cutting central part and the radial channels located in face parts of variable height, and also at the expense of purposeful feeding cooling technological mixture with hydroimpact through radial channels in a cutting zone.

Среди различных способов механической обработки, обеспечивающих выполнение высоких требований к качеству, точности формы и размеров обработанных поверхностей, важное место занимает шлифование.

Ряд специфических особенностей шлифования (большая длина дуги контакта абразивного круга с заготовкой, неблагоприятные условия стружко- и теплоотвода) ограничивают технологические возможности этого способа обработки, что вызывает необходимость на основе изучения закономерностей протекания процесса выявить резервы повышения его эффективности.

Теоретическими и экспериментальными исследованиями кинематики единичного зерна, закономерностей распределения нагрузок по ширине абразивного круга, силы и температуры резания установлено, что технологические возможности шлифования могут быть значительно расширены за счет совершенствования схемы резания, параметризации режимов обработки и геометрии абразивных кругов.

Разработана новая схема круглого и плоского шлифования периферией круга, обеспечивающая повышение точности и улучшение качества обработанных поверхностей за счет использования абразивных кругов с осциллирующей режущей центральной частью и радиальными каналами, расположенными в приторцовых частях переменной высоты, а также за счет целенаправленной подачи смазочно-охлаждающей технологической смеси (СОТС) с гидроударом через радиальные каналы в зону резания [1].

Устройство для осуществления способа содержит оправку 1 с осевой полостью 2, на стенках которой выполнены радиальные отверстия 3, связывающими осевую полость 2 с кольцевыми канавками 4 на поверхности оправки 1 (рис. 1, а).

Устройство содержит также надетый на оправку 1 шлифовальный круг 5 с радиальными каналами 6, которые расположены только в приторцовых частях 7 круга 5, причем эти части 7 имеют переменную высоту благодаря наклону под острым углом α к плоскости, перпендикулярной

оси вращения, центральной абразивной части 8 без каналов 6 (рис. 1, б). Угол α определяют по формуле:

$$\alpha = \arctg(B_{кр} - B_0) / D_{max},$$

где $B_{кр}$, D_{max} – соответственно высота и максимальный наружный диаметр шлифовального круга 5;

B_0 – высота центральной абразивной части 8 круга 5 без каналов 6, которая может принимать значения

$$B_0 \geq 0,5 B_{кр}.$$

Устройство предусматривает крепление круга 5 на оправке 1, которое осуществляется гайкой 9 через картонные прокладки, а для предотвращения вытекания СОТС из осевой полости 2 служит резьбовая пробка 10 с уплотнительной прокладкой и кожух 11 (рис. 1, а).

Выработка гидроудара и импульсная подачи смазочно – охлаждающей технологической смеси в осевую полость 2 осуществляется гидроударником [2].

Гидроударник 12 со штоком 13 образуют камеру A^1 обратного хода, которая соединена с напорной магистралью, а также тормозную камеру Г (рис. 2). Поршень 14 отделяет камеру В, заполненную газом, от гидравлической камеры, сообщающейся с напорной магистралью. Плунжер 15, имеющий проточку F, образует с корпусом камеру С рабочего хода, сообщающуюся последовательно с напорной и сливной магистральями посредством золотника 16, перемещаемого плунжерами 17 и 18, образующими с корпусом камеры управления D и возврата Е.

В исходном положении рабочая жидкость поступает из напорной магистрали через проточку F на плунжере 15 в камеру управления D, золотник 16 переключается, так как площадь плунжера управления 17 больше площади плунжера возврата 18, и камера С рабочего хода сообщается со сливной магистралью. Камера A^1 соединена с напорной магистралью, но обратный ход штока не происходит, так как кольцевой выступ на штоке остается в тормозной камере Г.

Пружины 19 перемещают концентратор 20 со штоком 13 вверх (согласно рис. 2), который выходит из тормозной камеры Г. Дальнейший обратный ход штока будет осуществляться под действием жидкости, поступающей в камеру A^1 .

В период переключения золотника и обратного хода штока происходит накопление жидкости в гидропневмоаккумуляторе напорной магистрали. При завершении обратного хода штока проточка F на плунжере 15 соединит камеру управления D со сливной магистралью и золотник 16 переключится под действием плунжера возврата 18 и сообщит камеру рабочего хода с напорной магистралью. Плунжер 15 и шток 13 под действием жидкости, поступающей в камеру С рабочего хода, ускоренно перемещаются в сторону концентратора 20. В начальной стадии движения, при низ-

кой скорости штока, часть жидкости продолжает поступать от насоса в гидропневмоаккумулятор, сжимая в нем газ. С увеличением скорости штока растет потребление рабочей жидкости и при некоторой скорости штока станет равной расходу жидкости, поступающей из напорной магистрали, в этот момент давление жидкости достигает максимального значения за рабочий цикл. При дальнейшем увеличении скорости штока величина потребления превосходит подачу жидкости в камеру из напорной магистрали. Вследствие этого давление жидкости в камере и напорной магистрали падает.

При понижении давления жидкости в напорной магистрали начинает работать гидропневмоаккумулятор — под действием газа жидкость из его камеры вытесняется в напорную магистраль. Дополнительная подача жидкости из гидропневмоаккумулятора, частично покрывает потребление жидкости на больших скоростях штока и предотвращает резкое падение давления жидкости в напорной магистрали и камере рабочего хода. Рабочий ход штока 13 завершается ударом концентратора 20 по СОТС, находящейся под ним.

При соударении концентратора с СОТС проточка сообщает камеру управления D с напорной магистралью, золотник 16 перемещается и соединяет камеру C рабочего хода со сливной магистралью. Одновременно с переключением золотника шток 13 завершает по инерции ход совместно с концентратором 20. В период совместного движения штока и концентратора кинетическая энергия, накопленная штоком, передается через концентратор рабочей жидкости, находящейся в зоне камеры 21, в виде импульса силы, вызывая кавитацию в радиальных каналах 6 абразивного инструмента 5.

Концентратор со штоком перемещается с большой скоростью, и шток входит в тормозную камеру G, дросселирует через кольцевой зазор между штоком и корпусом жидкость, отсеченную в полости, обеспечивая плавное торможение штока. Гашение скорости исключает удары по корпусу, а, следовательно, его деформацию и повреждения.

Концентратор 20, находясь в камере 21, постоянно стремится занять верхнее положение под действием пружин 19, которые закреплены на осях 22.

Камера 21 через резиновые прокладки 23 жестко соединена с корпусом 12 гидродуадника.

Оправка 1 с осевой полостью 2 соединена с камерой 21 концентратора 20 посредством металло - резинового патрубка 24 (на рис. 1 не показан, см. рис. 2). Для подвода рабочей жидкости под концентратор в камеру 21 в ней размещены штуцера 25 и 26, связанные с системой подачи СОТС (не показана) гофрированными патрубками.

Способ осуществляется следующим образом. При шлифовании

вращение сообщают оправке 1 с закрепленным на ней шлифовальным кругом 5 с радиальными каналами 6. Насосная станция станка подает СОТС через патрубки 25 и 26 в корпус 21 под концентратор 20, который сообщает ей гидроудары определенной частоты и силы. СОТС с гидроударом впрыскивается через патрубок 24 в осевую полость 2 оправки 1 под импульсным давлением $0,1 \dots 0,5$ МПа и выше с частотой $50 \dots 250$ Гц и выше при расходе жидкости $10 \dots 15$ л/мин. Оттуда под действием центробежной силы и гидроудара СОТС распределяется в радиальные отверстия 3 оправки 1, в пространство кольцевых канавок 4 на поверхности оправки под шлифовальный круг 5 и в радиальные каналы 6 круга, а оттуда непосредственно в зону шлифования.

Вытекая из радиальных каналов 6 СОТС под действием центробежной силы растекается по периферийной режущей части шлифовального круга 1, образуя на ней пограничный слой. Отсутствие воздуха в радиальных каналах 6 и осевых порах круга 1, выходящих на его периферийную поверхность, обеспечивает эффективное использование импульсного давления, вызывающее кавитацию СОТС и проталкивание её в осевые поры и радиальные каналы круга при наложении ударных колебаний на СОТС концентратора.

В слое жидкости образуются кавитирующие полости, после захлопывания которых возникает импульс давления, проталкивающий жидкость в радиальные каналы 6 и осевые поры круга 1. Проталкивание жидкости к периферийному поровому пространству круга 1 по осевым порам и радиальным каналам происходит постоянно во время контакта вирыскиваемой под импульсным давлением элементарного объема СОТС, причем кавитационная область образуется и эффективно работает в рабочей зоне круга, контактирующей с заготовкой — зоне резания.

При подаче СОТС с гидроударом через радиальные каналы и осевые поры круга уменьшается температура в зоне обработки не только вследствие лучшего подвода СОТС, но и меньшего трения, что исключает появление шлифовочных трещин и прижогов на обрабатываемой поверхности.

Данный способ наиболее эффективно используют для работы кругами на керамических связках, так как в кругах на других связках осевые сквозные поры отсутствуют. Шлифование проводят через $2 \dots 3$ мин после подачи СОТС обязательно во вращающийся круг и прекращают подачу СОТС в него за 3 мин до выключения станка.

Предлагаемый способ имеет преимущества по сравнению с традиционными при шлифовании высоколегированных сталей и сплавов, когда лимитирующими факторами являются высокие требования к отсутствию прижогов и трещин. Использование кругов с радиальными каналами в приторцовых частях с переменной высотой и центральной абразивной частью без каналов, но наклонной под углом α к плоскости перпендикуляр-

ной оси вращения, обеспечивает повышение стойкости на 40...60 %, повышение производительности процесса на 30...50 % без ущерба для качества обработанной поверхности, а также уменьшить износ инструмента и температуру на 30...40 %. Из-за наличия радиальных каналов, которые выполняют диаметром 0,5...1,5 мм, плотность приторцовых частей ниже (например, у кругов на керамической связке твердостью СМ1 находится в пределах 1,5...2 г/см³), чем у центральной части круга (той же твердости 2,0...2,2 г/см³), в этой связи напряжения, возникающие при работе приторцовыми частями меньше.

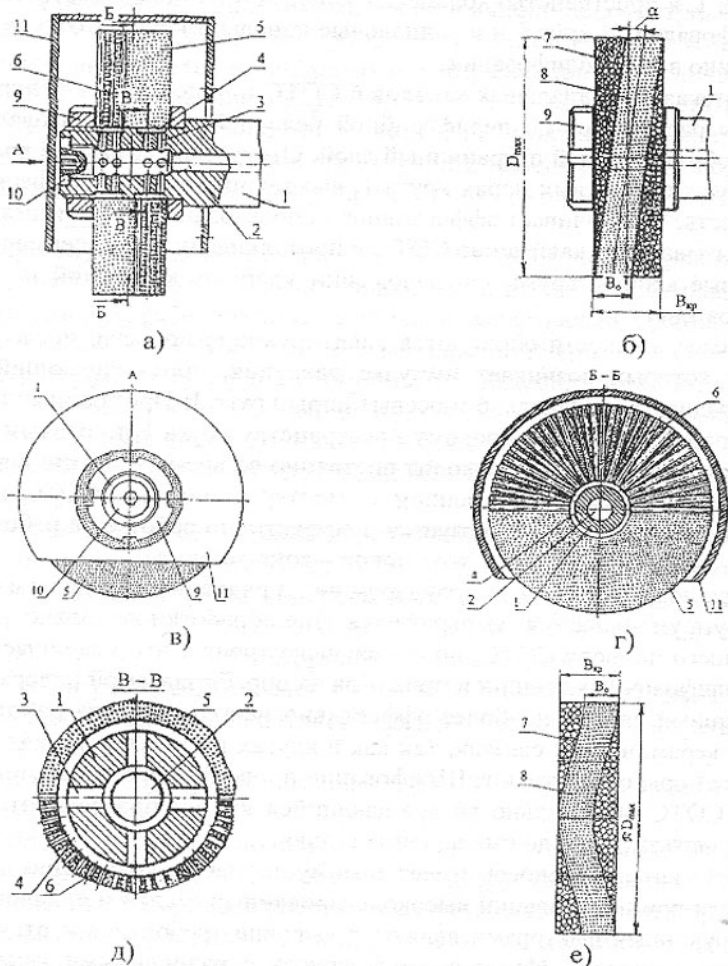


Рис. 1. Конструкция круга и устройство для осуществления предлагаемого способа

Альтернативой радиальных каналов в приторцовых частях круга является использование высокоструктурных (10-й структуры и выше), высокопористых, крупнопористых абразивных приторцовых частей.

Приторцовые с радиальными каналами части круга, работая в режиме самозатачивания, уменьшают появление прижогов и трещин на шлифованных поверхностях деталей. Шероховатость поверхности, обработанной приторцовыми частями круга, выше, чем - центральной частью, поэтому можно считать приторцовые части как заборные, позволяющие подавать СОТС непосредственно в зону резания. При этом приторцовые части ведут предварительную обработку, а центральная часть круга - окончательную, чистовую. Все это дает возможность шлифовать данными кругами с большими глубинами резания и подачами.

Хотя кромкостойкость приторцовых частей круга ниже по сравнению с центральной, но в сочетании с последней общая стойкость круга высокая и съем металла в единицу времени не снижается по сравнению с серийными кругами, при этом температура поверхности при шлифовании кругами с твердостью центральной части CM1, CM2 снижается на 200...250°C.

Предлагаемый способ решает проблему интенсификации шлифовальных операций благодаря аксиально-смещенному режущему слою центральной части круга. Применение таких шлифовальных кругов, в отличие от стандартных, позволяет уменьшить теплонапряженность процесса и увеличить режимы резания на 15...20%. Такие круги создают нестационарный режим шлифования, сопровождающийся периодическим прерыванием контакта центральной частью круга с обрабатываемой поверхностью для данного поперечного сечения обрабатываемой детали, открывают принципиально новые возможности понижения температуры.

Так как в процессе шлифования центральной наклонной к оси вращения частью круга обеспечивается уменьшение времени теплового насыщения благодаря осцилляции, то температура в зоне контакта круга и обрабатываемой поверхности не достигает своих максимальных значений, т.е. она ограничена.

Следовательно, аксиально-смещенный режущий слой центральной части круга осуществляет прерывистое шлифование и позво-

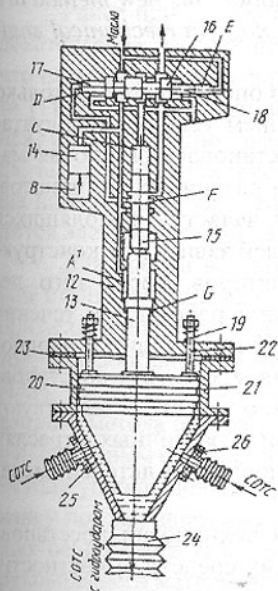


Рис. 2. Принципиальная схема гидроударника

ляет управлять температурой в зоне контакта. Эффект понижения температуры значительно усилен подачей СОТС с гидроударом и кавитацией непосредственно в зону резания через каналы приторцовых частей в момент прерывания процесса резания центральной частью круга.

Список литературы: 1. Патент RU 2187423, МКИ В 24 В 55/02. Способ подачи СОТС в зону шлифования гидроударом. Степанов Ю. С., Ушаков Л. С., Котылев Ю. Е. и др. Заявка № 2001103944/02, 12. 02. 2001, 20. 08. 2002. Бюл. № 23. 2. Ушаков Л. С., Котылев Ю. Е., Кравченко В. А. Гидравлические машины ударного действия. – М: Машиностроение, 2000. С. 128-130.

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ СПОСОБЫ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

Сторожев В.П. (ОНМУ, г. Одесса, Украина)

On the base of setting regularity of high-speed and sing-changed friction original technology of increasing triboproperties working surfaces in mechanic details is offered. Conditions of the most effective application this new method are shown, particular in the sense of reinforcement technology in mechanical engineering and ship repair.

Надежность машин, механизмов и устройств определяется не только совершенствованием конструкций, но и соблюдением условий эксплуатации, технического обслуживания, ремонта и восстановления. Любая машина состоит из сотен деталей, изготовленных из различных материалов, подверженных значительным внешним нагрузкам, зачастую находящихся в агрессивных средах. Долговечность работы деталей зависит от конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов. Кроме того, детали выполняют различные функции, поэтому одни работают в течение всего срока службы машины без ремонта, другие же приходится неоднократно восстанавливать. Дальнейшая эксплуатация машин без восстановления отдельных деталей становится невозможной, о чем свидетельствуют многочисленные примеры восстановления деталей в различных отраслях промышленности. Удельный вес работ по восстановлению деталей, механизмов и машин довольно значительный.

О возможности применения прогрессивных технологий восстановления рассмотрим на примере судовых технических средств, в частности, энергетической установки судна. Проблема повышения надежности для судовых технических средств так же важна, как и для других изделий машиностроения.

Если рассматривать выход из строя главной энергетической установки, то из-за износа и повреждений он составляет около 65%, а это влечет за собой значительные затраты, связанные с восстановительными работами.

Опыт эксплуатации дизелей показывает, что наибольшие трудозатраты при их обслуживании приходится на детали цилиндро-поршневой группы, которые подвергаются наибольшим механическим и тепловым нагрузкам. Наиболее часто отказы цилиндро-поршневой группы происходят из-за отказа головок поршней, поршневых колец, втулок и крышек цилиндров и выпускных клапанов.

В настоящее время существуют много различных технологий по восстановлению деталей. Достаточно много литературных источников посвящено различным технологиям, направленным на восстановление деталей судовых технических средств, в том числе, деталей цилиндро-поршневой группы. Однако при всем своем разнообразии они сравнительно мало отличаются от технологий восстановления в машиностроении, хотя имеют свою специфику из-за размеров и материалов деталей, соответствующих требований руководящих документов и Регистра. Не освещен достаточно полно вопрос о сравнительной оценке эффективности этих технологий восстановления с применяемыми заводскими технологиями при изготовлении таких же новых деталей.

Ранее при нашем исполнительском участии были выполнены исследовательские работы по восстановлению изношенных головок поршней, что нашло отражение в разработке и утверждении Руководящего Документа [1]. В нем рассматривается технология восстановления головок поршней, имеющих износ рабочих поверхностей канавок под поршневые кольца, выгорание и растрескивание с образованием дефектных участков днища поршня и прочих дефектов. Восстановление головок поршней производится электродуговой наплавкой.

Для оценки возможностей повышения износостойкости и коррозионной стойкости наплавленных поверхностей канавок под поршневые кольца применяется метод фрикционного высокоскоростного упрочнения. Этот метод, разработанный в физико-механическом институте им. Г.В. Карпенко НАН Украины для получения сплошных белых слоев в сталях. На основе данного метода был разработан Руководящий Документ [2] применительно к наплавленным слоям поверхностей канавок под поршневые кольца. По этому методу упрочнения быстро вращающийся диск вводится в наплавленную канавку под поршневое кольцо и при трении вызывает возникновение сплошных белых слоев высокой твердости и износостойкости. В разработке этого руководящего материала и внедрении его в производство мы участия не принимали. Однако в дальнейшем проводили работы по его усовершенствованию.

Однако, как показал производственный опыт такая технология не

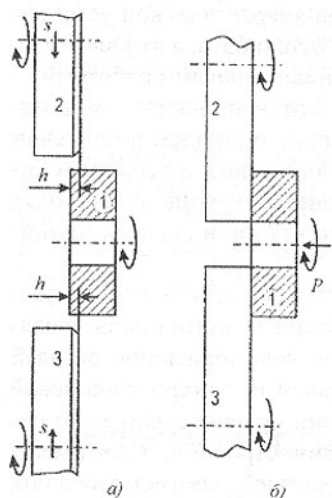


Рис. 1. Схемы лабораторных установок для обработки торцевых поверхностей с имитацией канавок поршневых колец: а — врезанием с цилиндрической поверхности; б — обработка плоскостью диска с торца; 1 — образец; 2, 3 — диски

Вторая схема позволяет сразу обрабатывать торцевую поверхность образца 1 без врезания, которое имеет место при движении дисков 2,3 в материале образца 1 по первой схеме. Поэтому вторая схема легко приспособляется к реальной схеме упрочнения боковых поверхностей канавок под поршневые кольца.

Испытание в лабораторных условиях проводилось на образцах, изготовленных из материалов, которые применяются при производстве головок поршней, а также наплавленных материалов, применяемых при восстановлении канавок поршней в судоремонте. Были сделаны образцы из малолегированной стали 20ХМЛ, а также образцы с наплавленным слоем на эту сталь с применением сварочной проволоки Св08Г2С по рекомендации РД с последующей механической обработкой шлифованием. Эти образцы подвергались высокоскоростному трению с использованием одного или

вызывает достаточно большой упрочняющий эффект, хотя и образует на поверхностях канавок под поршневые кольца белые слои. Тем не менее, метод фрикционного упрочнения обладает определенными резервами, использование которых может привести к существенному повышению эксплуатационных свойств поверхностей трения.

Целью данной работы является повышение долговечности восстановленных деталей.

На рис. 1 приведены две схемы, позволяющие упрочнять двумя дисками торцевые поверхности цилиндрических деталей в лабораторных условиях, но с перспективой применения этих схем в реальных условиях при упрочнении канавок головок поршней. По первой схеме на этом рисунке диски 2 и 3, вращаясь с большой скоростью и двигаясь навстречу друг другу к оси образца 1, снимают небольшой слой с поверхности образца. Для создания благоприятных условий снятия этого слоя диски 2 и 3 имеют рабочие фаски. Движение дисков осуществляется путем механизма подачи. Вторая схема работает по другому принципу при котором диски 2,3 только вращаются, а образец 1, также вращаясь, прижимается к этим дискам к их торцевой поверхности.

двух фрикционных дисков. Приведем полученные результаты износа этих образцов на описанной выше установке.

Кривые 1-3 на рис. 2 показывают изменение износа образцов в результате воздействия одного или двух фрикционных дисков при трении без смазки со скоростью 100 м/с. Кривая 1 соответствует износу образцов из стали 20ХМЛ при воздействии одного диска. Испытание на трение наплавленных образцов позволило сделать вывод о лучшей сопротивляемости изнашиванию этого материала, что видно по кривой 2, лежащей ниже кривой 1, хотя опыты проводились и в первом и во втором случае с использованием одного фрикционного диска. Если же вместо одного фрикционного диска, осуществляющего развитие однонаправленных сдвиговых деформаций от трения использовать схему с двумя дисками в режиме генерирования знакопеременных сдвиговых деформаций, то износ наплавленных образцов значительно уменьшится по сравнению с использованием одного диска. Однако сравнение кривых 3 и 2 показывает, что в начальной стадии проведения испытаний на трение износ образцов при воздействии двух дисков почти в два раза выше, чем в случае применения одного диска. Это видно по участкам кривых 2, 3 в интервале времени до 20 с. В дальнейшем наблюдается инверсия кривых 2, 3 с уменьшенным износом образцов при знакопеременном трении.

Следующая серия испытаний образцов при высокоскоростном

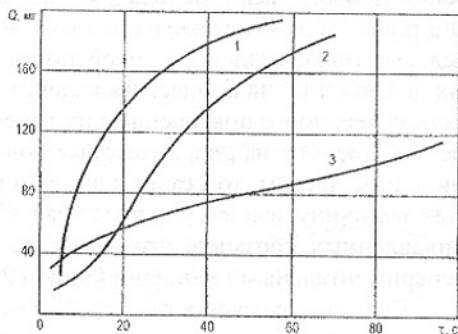


Рис. 2. Влияние высокоскоростного трения без смазки на износ наплавленных поверхностей: скорость - 100 м/с; 350 Н; диск из стали У 10; скорость образца 0,15 м/с. 1 - без наплавки, сталь 20ХМЛ, обработка одним фрикционным диском; 2 - образец наплавлен проволокой с чистовой обработкой; трение одним диском; 3 - по п. 2, но знакопеременное трение двумя дисками

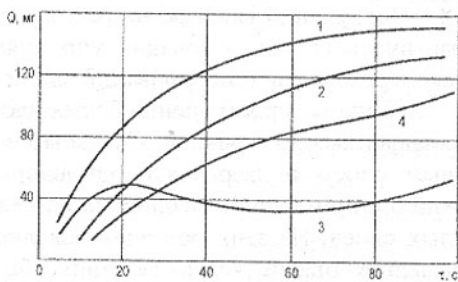


Рис. 3. Влияние трения со смазкой на износ образцов. Условия трения по рис. 4, но смазка солидолом УС. Кривые 1-3 - по рис. 4; 4 - трение с двумя дисками, но с однонаправленными в отличие от кривой 3 сдвиговыми деформациями

трении проводилась с использованием жидкой смазки. При этом была учтена роль жидкой смазки не как охлаждающей и смазочной среды, а как среды, активно воздействующей под влиянием знакопеременных сдвиговых деформаций на процесс насыщения поверхностных и глубинных слоев стали углеродом с повышением их качества. Если сравнивать кривую 1 на рис. 3 с кривой 1 на рис. 2, которые получены при трении исходных образцов одним диском, то станет ясно, что применение жидкой смазки уменьшает величину износа. Аналогичная закономерность наблюдается и для наплавленных образцов, что видно по кривой 2 на рис. 3 в сравнении с экспериментальными данными кривой 2 на рис. 2.

Если высокоскоростное трение осуществлять двумя дисками с генерированием однонаправленных сдвиговых деформаций, то имеющий место износ будет меньше, чем при трении одним диском, хотя и действовало два деформирующих деформационных тела (кривые 4 и 2 на рис. 3). Генерирование знакопеременных сдвиговых деформаций при трении двумя дисками привело к значительному уменьшению износа образцов, что отражено кривой 3. Причем в установившемся режиме трения при времени 60 с знакопеременное деформирование показало износ почти в три раза меньший, чем при трении таких же образцов с использованием одного фрикционного диска (кривые 3, 2). Обратим внимание, что в начальный момент трения знакопеременное деформирование с применением жидкой смазки, также как и при трении в сухую, показывает повышенный износ. На рис. 3 это хорошо видно по сравнению с кривой 2, причем более рельефно выражено при сравнении кривых 2,3 на рис. 2. Это свидетельствует о том, что смазочный материал в определенной мере увеличивает время, необходимое для формирования новых структур.

Следующий важный вопрос, который подлежал выяснению с целью практического использования упрочняющей технологии, основанной на знакопеременном генерировании сдвиговых деформаций силами трения, это глубина распространения белых слоев с максимальной твердостью для наплавленных материалов. Стальные образцы с наплавленным поверхностным слоем подвергались однонаправленному или знакопеременному трению с применением солидола на режимах, приводящих к образованию белых слоев. На этих образцах делались косые срезы, по которым после травления определялась величина белого слоя. Подготовка образцов, включая электрополирование шлифов, а также растворы для выявления структуры были взяты по рекомендации работ [3]. Зависимость толщины белых слоев от величины нормальной нагрузки для наплавленных образцов с различной фрикционной подготовкой представлена кривыми 1,2 на рис. 4. На этом рисунке кривая 1 показывает изменение толщины белого слоя с ростом нормальной нагрузки под воздействием одного диска на наплавленные образцы при времени трения 60 с. При выбранных условиях

упрочнения толщина белых слоев доходит до 90 мкм при нагрузке 400 Н, но при меньших нагрузках толщина белых слоев соответственно меньше. При использовании знакопеременного упрочнения двумя дисками наплавленных образцов была получена толщина белых слоев порядка 175-190 мкм, что почти в два раза больше, чем при использовании одного диска с однонаправленным развитием деформаций от трения. Кроме того, достижение максимального эффекта при знакопеременном упрочнении наблюдается при 40 с трения в отличие от 60 с при однонаправленном деформировании одним диском.

Проводилось определение на контрольных образцах коррозионной стойкости упрочненных поверхностных слоев, а также их температурной устойчивости. Эти данные представляло интерес получить для наплавленных и упрочненных материалов. В работе [4] приведены результаты этих величин для ряда углеродистых сталей, но без наплавки.

Таким образом, проведенные нами исследования и полученные результаты позволяют сделать вывод о целесообразности применения знакопеременного высокоскоростного трения для упрочнения наплавленных поверхностей канавок поршней дизелей.

По нашему предложению наплавленные поверхности кепок поршней подвергаются без изменений предварительной подготовке поверхностей, включая процесс шлифования, по заводской технологии и указаниям РД, а затем упрочняется с использованием двух фрикционных дисков, вращающихся со скоростью 100 м/с с суммарным прижимом к торцевой поверхности канавки с усилием 400 Н с использованием в качестве смазки солидола марки УС и длительностью машинного времени обработки 40 - 50 секунд. Эта технология, разработанная в лабораторных условиях и испытанная на стендах, нашла поддержку на судоремонтном заводе с целью внедрения в производство при осуществлении работ по восстановлению изношенных канавок под поршневые кольца поршней малооборотных дизелей.

Список литературы: 1. Руководящий документ РД.31.55.03-83. Дизели "Зульцер" РД-76 и "МАН" К Z57/80. Стальные головки поршней ра-

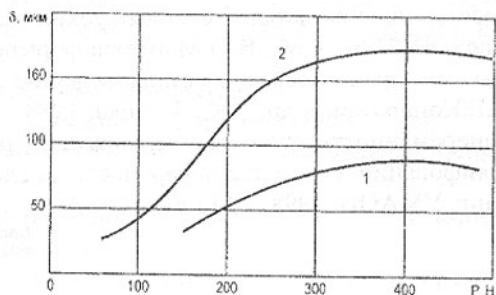


Рис. 4. Влияние нормальной нагрузки и знакопеременности трения на толщину белого слоя в наплавленных образцах: 100 м/с; солидол; скорость детали 0,15 м/с; 1 — трение одним диском, 60 с; 2 — знакопеременное трение, 40 с

бочих цилиндров. Восстановление электродуговой наплавкой с использованием высокопрочных материалов. — Одесса, 1983. — 21 с. 2. Руководящий документ РД 31.55.03.06-85. Рекомендации по оценке и выбору способов восстановления деталей судовых технических средств. Вводится впервые. Введ. 01.03.86. — М.: В/О Мортехинформреклама, 1986. — 25 с. 3. Справочник по практическому металловедению /В.Л.Пилушенко, Б.Б.Винокур, С.Е.Кондратюк и др. — К.: Техніка, 1984. — 135 с. 4. Евдокимова А.Н. Знакопеременность сдвиговых деформаций при высокоскоростном трении и шлифовании и свойства поверхностных слоев. — Киев-Одесса: изд. Консалтинг, УМАОИ, 1998. — 113 с.

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

НАПРЯЖЕННО – ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ЗУБЬЕВ ПЕРЕДАЧИ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ ТЕЛАМИ КАЧЕНИЯ

Стрельников В.Н. (АО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина)

Teeth which radiuses are outlined by arches of a circle are close to radiuses of intermediate rollers. Is intense - the deformed condition of a tooth is determined to the equations of elasticity, the decision of the equations satisfies to boundary conditions on his contour approximated by coordinate lines of bipolar system of coordinates.

В связи с непрерывным ростом требований к повышению нагрузок, быстроходности, долговечности и надёжности, снижению массы передач при их проектировании, задача о прочности зубьев становится всё более важной, требующей глубокого и достоверного изучения распределения напряжений. Расчёты на прочность становятся всё более сложными, в них шире используются методы и результаты полученные в теории упругости. Несмотря на очевидные достижения, прочностные расчёты зубьев далеки от совершенства. Расчёт зубьев на прочность при изгибе в соответствии с ГОСТ 21354–87, основан на балочной формуле с линейным законом распределения напряжения по поперечному сечению зуба. Последний рассматривается как консольная балка, нагруженная окружной силой на делительном цилиндре в торцовом сечении. Влияния формы зуба и галтели у его основания учитываются соответствующим коэффициентом. Местные напряжения, возникающие в зубе при изгибе, можно определить численным методом [1], или экспериментально, например методом фотоупругости.

В работе [2] показано, что основными видами деформации зуба у основания является не только изгиб, но и сдвиг, торсионный изгиб и смещение, что не отражается в расчётных методиках.

По мнению К.И. Заблонского, следует отказаться от использования зависимостей, построенных на основе упрощённых схем и заменить их уточнёнными методами расчёта, созданными на основе обобщения результатов точных расчётов нагрузочных характеристик и ресурса передач, выполненных на ЭВМ [3].

Основными задачами данной работы являются:

- разработка расчётной модели с оптимальной аппроксимацией зуба;
- вывод уравнений упругости плоскодеформированного состояния зуба в биполярных координатах;
- разработка дискретного метода решения уравнений упругости и выполнение практического расчёта на прочность зуба.

Зубья колес в передачах с промежуточными телами качения находятся в сложном напряженном состоянии, что является следствием криволинейных очертаний профиля зуба и неоднородности граничных условий. Зуб предполагается в плоском деформированном состоянии. Распределение контактного давления по профилю зуба определяется из решения контактной задачи и зависит от кривизны сечений контактирующих поверхностей и соотношения между наружным и внутренним диаметрами ролика. Заданной длине дуги контакта в деформированном состоянии ролика и зуба отвечает закон распределения давлений с максимумом давления P_0 , отвечающим заданной конструкции ролика. На основе распределения контактного давления по профилю зуба решается граничная задача прочностного расчета зуба. Профиль зуба очерчен дугами окружностей или близкими к ним кривыми. Дуги окружностей, ограничивающие рабочий профиль зуба принимаются за координатные линии биполярной системы координат. На остальных участках профиль зуба также аппроксимирован координатными линиями биполярной системы, позволяющей наиболее точно решать задачу с учетом граничных условий. Использован дискретный метод: сечение зуба разбивается на прямоугольные конечные элементы, внутри которых выполняется аппроксимация интерполяционными полиномами. Разработанный алгоритм приводит к системам линейных уравнений, решение которых не представляет заметной сложности. Конкретные расчеты реализованы в редукторах механизма поворота шагающего экскаватора ЭИП 6,5х45. Выполненные исследования позволяют привести в соответствие условия контактного взаимодействия в зацеплении с общей прочностью зубьев.

Выбор расчетной схемы с аппроксимацией профиля зуба

Расчету на прочность подлежат зубья сателлита и центрального колеса. Каждый зуб ограничен цилиндрическими поверхностями. На активной поверхности зуба приложена нормальная контактная нагрузка. Напряженное состояние зуба считаем плоскодеформированным. Закон распределения нагрузки по длине зуба не изменяется. Распределение нагрузки по

контуру поперечного сечения определяется из решения контактной задачи и аппроксимируется параболой. Параметрами определяющими внешнюю нагрузку являются максимальное давление и протяженность дуги контакта по контуру зуба в его поперечном сечении. Зуб является частью массива, составляющего зубчатое колесо. Для расчета выделим из массива отдельный зуб цилиндрической поверхностью большого радиуса R' (рис. 1). В результате сечения зуба будет ограничено замкнутым контуром, образованным дугами образующих окружностей боковых поверхностей с радиусами r_1 для сателлита и r_2 для центрального колеса, радиусами R_1 и R_2 очерчивающими окружности вершин зубьев соответственно сателлита и

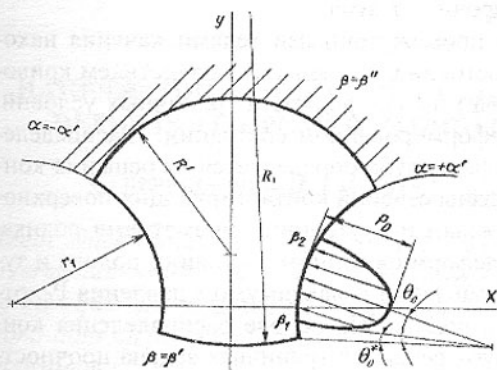


Рис. 1. Расчетная схема нагруженного зуба

центрального колеса. Для построения профиля зуба задаются радиусы R_1^* , R_2^* центров образующих окружностей и число зубьев z_1 , z_2 сателлита и центрального колеса. Определяются угловые шаги сателлита λ_1 и центрального колеса λ_2 . Радиусы окружностей R' , выделяющие зубья из массива, получают геометрическим построением. Взаимодействие зуба с массивом рассматриваем как заделку. Участок зуба загружен нормаль-

ной контактной нагрузкой. Остальные части поверхности зуба свободны от нагрузки. Граничную задачу о прочности зуба решаем в биполярных координатах (рис. 2). Координатными линиями биполярной системы координат являются окружности. Возможен выбор системы координат, для которой окружности радиусов r_1 или r_2 образующие профиль зубьев и R' вырезающие зуб из массива, будут координатными линиями, а окружности выступов с радиусами R_1 или R_2 будут заменены близкими к ним координатными линиями. На оси абсцисс координатной плоскости XOY симметрично относительно начала координат расположим полюсы O' и O'' . Расстояние между полюсами примем равным $2a$. Из полюсов в произвольную точку плоскости XOY проведем радиусы ρ_1 и ρ_2 . Задание абсолютных величин ρ_1 и ρ_2 не определяет однозначно положение точки M на плоскости: для заданных ρ_1 и ρ_2 получаются две точки симметрично относительно оси абсцисс. Неоднозначность устраним введя биполярные координаты α и β . За координату α примем $\alpha = \ln \frac{\rho_1}{\rho_2}$. Правой полуплоскости XOY соот-

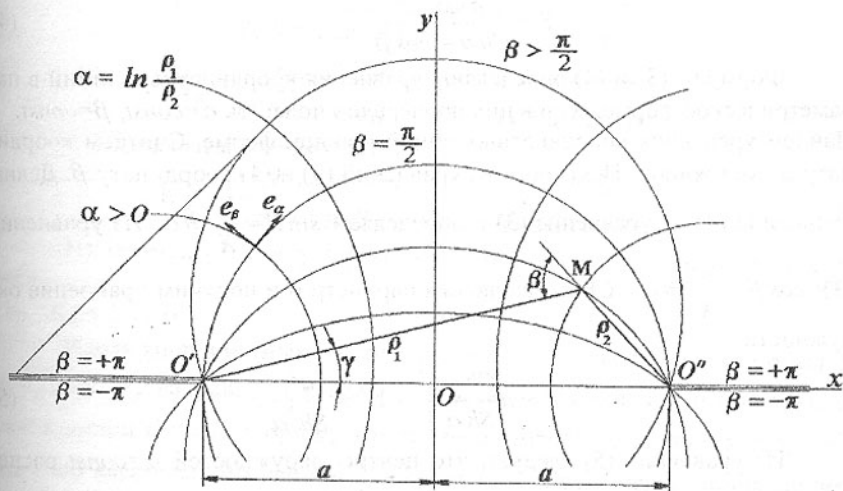


Рис. 2. Координатные линии биполярной системы координат
 соответствуют положительные значения α , левой – отрицательные. За координату β примем внешний угол треугольника $O'O''M$, отсчитанный от продолжения радиуса r_2 до r_1 , так чтобы $|\beta| < 180^\circ$. Положительный угол отсчитывается против стрелки часов, отрицательный по часовой. Верхней полуплоскости соответствуют положительные значения углов β , нижней – отрицательные. Однозначность нарушается на оси абсцисс при $|X| \geq a$. Вдоль линий $Y = 0$ при $X \leq -a$ и $X \geq a$ следует сделать разрезы. Верхним берегам разрезов соответствуют значения $\beta = \pi$, нижним $\beta = -\pi$. Установим связь декартовых координат с биполярными. Выразим радиусы ρ_1 и ρ_2 через α и β , учитывая $\rho_1 = \rho_2 \cdot e^\alpha$

$$\rho_1 = \frac{2ae^\alpha}{\sqrt{(e^{2\alpha} + 1) + 2e^\alpha \cos \beta}}, \quad \rho_2 = \frac{2a}{\sqrt{(e^{2\alpha} + 1) + 2e^\alpha \cos \beta}}. \quad (1)$$

Установим зависимость между декартовыми координатами X , Y некоторой точки M и биполярными. Из треугольника $O'O''M$ находим

$$\rho_1 \cos \gamma = X + a. \quad (2)$$

Для определения координат X воспользуемся формулами (1), (2), теоремой косинусов и выражениями гиперболических функций

$$X = \frac{a \cdot \operatorname{Sh} \alpha}{\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta}. \quad (3)$$

Для определения координаты Y определим площадь треугольника $O'O''M$: $0,5 \cdot \rho_1 \cdot \rho_2 \cdot \sin \beta = ay$, откуда

$$Y = \frac{a \cdot \sin \beta}{\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta}. \quad (4)$$

Формулы (3) и (4) определяют уравнения координатных линий в параметрической форме, если в них поочередно полагать $\alpha = \text{const}$, $\beta = \text{const}$. Найдем уравнения координатных линий в явной форме. Считаем координату α постоянной. Исключим из уравнений (3) и (4) координату β . Делим уравнение (4) на уравнение (3) и определяем $\sin \beta = \frac{Y}{X} \operatorname{sh} \alpha$. Из уравнения (3): $\cos \beta = \frac{a}{X} \operatorname{Sh} \alpha - \operatorname{Ch} \alpha$. Исключим параметр β и получим уравнение окружности

$$\left(X - a \frac{\operatorname{Ch} \alpha}{\operatorname{Sh} \alpha} \right)^2 + Y^2 = \frac{a^2}{\operatorname{Sh}^2 \alpha}. \quad (5)$$

Из уравнения (5) следует, что центры окружностей $\alpha = \text{const}$ расположены на оси X , имеют координаты $\left(a \cdot \frac{\operatorname{Ch} \alpha}{\operatorname{Sh} \alpha}; 0 \right)$ и радиусы $R_\alpha = \frac{a}{\operatorname{Sh} \alpha}$.

Полагаем постоянной координату β . Из уравнений (14) и (18) исключим координату α , находим: $\operatorname{Sh} \alpha = \frac{X}{Y} \sin \beta$, $\operatorname{Ch} \alpha = \frac{a \cdot \sin \beta}{Y} - \cos \beta$.

Исключаем α , заменяя $\operatorname{Ch} \alpha$ и $\operatorname{Sh} \alpha$ соответствующими значениями

$$X^2 + (Y + a \cdot \operatorname{ctg} \beta)^2 = \frac{a^2}{\sin^2 \beta}. \quad (6)$$

Координатные линии $\beta = \text{const}$ — окружности (6) с центрами на оси Y , имеют координаты $(0; -a \operatorname{Ctg} \beta)$ и радиусы $R_\beta = \frac{a}{\sin \beta}$.

Координатные линии проходят через полосы биполярной системы координат. Для доказательства в уравнении (6) семейства линий надо положить $Y = 0$, получаем $X = \pm a$.

Через каждую точку плоскости с координатами $(\alpha; \beta)$ проходит пара ортогональных координатных линий $\alpha = \text{const}$; $\beta = \text{const}$. Для доказательства ортогональности координатных линий определим угловые коэффициенты касательных K_α и K_β к линиям $\alpha = \text{const}$ и $\beta = \text{const}$ в точке их пересечения

$$K_\alpha = \frac{Y'_\beta}{X'_\beta}, \quad K_\beta = \frac{Y'_\alpha}{X'_\alpha}, \quad (7)$$

Дифференцируем выражения координатных функций (3) и (4)

$$\left. \begin{aligned} X'_\alpha &= \frac{a(1 + \operatorname{Ch} \alpha \cos \beta)}{(\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta)^2}, & X'_\beta &= \frac{a \cdot \operatorname{Sh} \alpha \cdot \sin \beta}{(\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta)^2}, \\ Y'_\alpha &= \frac{a \cdot \sin^2 \beta \cdot \operatorname{Sh} \alpha}{(\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta)^2}, & Y'_\beta &= \frac{a(1 + \operatorname{Ch} \alpha \cdot \cos \beta)}{(\operatorname{Ch} \alpha + \cos \beta)^2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

и подставляем в формулы (7)

$$K_\alpha = \frac{(1 + \operatorname{Ch} \alpha \cdot \cos \beta)}{\operatorname{Sh} \alpha \cdot \sin \beta}, \quad K_\beta = -\frac{\sin \beta \cdot \operatorname{Sh} \alpha}{(1 + \operatorname{Ch} \alpha \cdot \cos \alpha)}. \quad (9)$$

Из формул (9) следует условие ортогональности координатных линий

$$K_\alpha \cdot K_\beta = 1. \quad (10)$$

Вдоль координатных линий $\beta = \text{const}$ и $\alpha = \text{const}$ направим орты $\vec{e}_\alpha$ и $\vec{e}_\beta$. Орт $\vec{e}_\alpha$ направлен в сторону возрастания координаты α по касательной к линии $\beta = \text{const}$, орт $\vec{e}_\beta$ направлен в сторону возрастания координаты β по касательной к линии $\alpha = \text{const}$ (рис.3). Связь между приращением криволинейной координаты и дифференциалом дуги координатной линии определяется коэффициентами Ляме

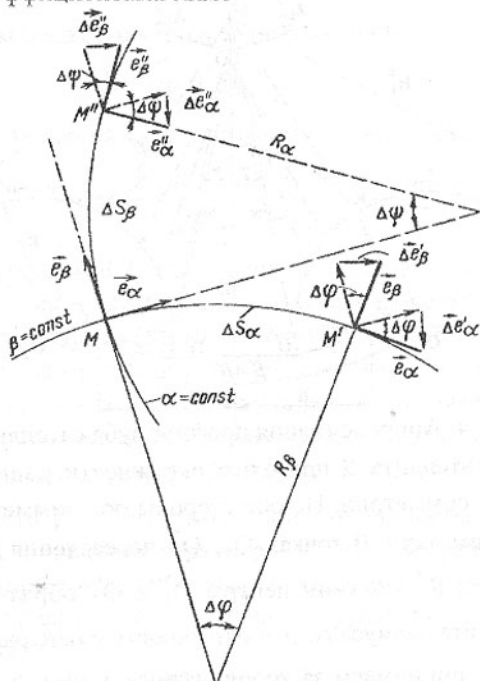


Рис. 3. Схема приращения ортов координатных линий

ного под углом $\lambda_1/2$ из центра O с образующей зуба сателлита проведем касательную до пересечения с осью Y в точке Z . Радиусом KZ проводим в массиве дугу окружности. Находим на оси X точки P' и P'' . Если точки P' и P'' принять за полюсы, то дуга окружности радиуса $KZ = R'$ будет являться координатной линией $\beta = \beta''$. Определим половину межполюсного расстояния $PC = a$.

Находим смещение центра окружности $\beta = \beta''$ имеющей радиус R'

$$CZ = \frac{r_1 - R_1^* \cdot \sin^2 \lambda_1 / 2}{\cos \lambda_1 / 2}, \quad R' = (R_1^* - r_1) \operatorname{tg} \lambda_1 / 2. \quad (15)$$

Запишем уравнение этой окружности

$$X^2 + \left(Y - \frac{r_1 - R_1^* \sin^2 \lambda_1 / 2}{\cos \lambda_1 / 2} \right)^2 = (R_1^* - r_1)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \lambda_1 / 2. \quad (16)$$

Половину межполюсного расстояния найдем, полагая в уравнении (16) $Y=0$ и $X=a$

$$a = \sqrt{R_1^{*2} \sin^2 \lambda_1 / 2 - r_1^2}. \quad (17)$$

Определяем параметр координатной линии β''

$$\sin \beta'' = \frac{a}{KZ}. \quad (18)$$

Подставим значения KZ и a по формулам (15) и (17) в формулу (18)

$$\beta'' = \arcsin \left(\frac{\sqrt{R_1^{*2} \cdot \sin^2 \lambda_1 / 2 - r_1^2}}{(R_1^* - r_1) \operatorname{tg} \lambda_1 / 2} \right). \quad (19)$$

Угол β'' следует выбирать больше 90° . Для получения координатной линии $\beta = \beta'$, проводим окружность выступов радиусом R_1 . В пересечении с окружностями радиусов r_1 получим точки D' , D'' соответствующие кромкам зуба. Найдем центр окружности координатной линии $\beta = \beta'$. Отрезок PD' делим пополам и к середине отрезка восстанавливаем перпендикуляр. Точка O' пересечения перпендикуляра с осью Y является центром окружности — координатной линии $\beta = \beta'$. Радиусом $R_\beta = O'P'$ проводим окружность. Окружность β' с незначительной погрешностью аппроксимирует линию выступов. Определим параметр β' . Составим уравнения для определения координатной точки D'' . Точка D' получится в результате пересечения окружностей радиусов R_1 и r_1 . Запишем уравнения этих окружностей в системе координат (X, Y)

$$X^2 + (Y - R_1^* \cos \lambda_1 / 2)^2 = R_1^2, \quad (20)$$

$$(X - R_1^* \sin \lambda_1 / 2)^2 + Y^2 = r_1^2. \quad (21)$$

Из разности уравнений (20) и (21) определяем угол γ

$$\cos(\lambda_1/2 - \gamma) = \frac{R_1^2 - r_1^2 + R_1^{*2}}{2R_1R_1^*}. \quad (22)$$

С помощью координат точки E'' и апофемы O_1E'' определяем угол ψ и радиус $R_{\beta'}$.

$$\sin \psi = \frac{R_1 \cdot \cos \gamma - R_1^* \cos \lambda_1/2}{\sqrt{(R_1 \cos \gamma - R_1^* \cos \lambda_1/2)^2 + (a - R_1 \sin \gamma)^2}}, \quad (23)$$

$$R_{\beta'} = \frac{l}{2 \sin \psi} \sqrt{(R_1 \sin \gamma + a)^2 + (R_1 \cos \gamma - R_1^* \cos \lambda_1/2)^2}. \quad (24)$$

Вычисляем параметры β' и α'

$$\beta' = \arcsin \left(\frac{a}{R_{\beta'}} \right). \quad (25)$$

Определим значения параметра α' , т. е. $\text{Sh } \alpha' = \frac{a}{R_{\alpha'}}$. Пользуясь определением функции $\text{Sh } \alpha'$, равенством (17) и значением $r_{\alpha'} = r_l$, получим

$$\alpha' = \ln \left(\frac{R_1^*}{r_l} \sin \lambda_1/2 + \sqrt{\frac{R_1^{*2}}{r_l^2} \sin^2 \lambda_1/2 - 1} \right). \quad (26)$$

Параметры аппроксимированного профиля зуба центрального колеса определяются аналогично предыдущему (рис. 5).

Уравнение координатной линии $\beta = \beta''$

$$X^2 + (Y - CZ)^2 = (KZ)^2. \quad (27)$$

Половина межполюсного расстояния a' определяется из уравнения (27) при $Y = 0, X = a'$

$$a' = \sqrt{R_2^{*2} \sin^2 \lambda_2/2 - r_2^2}. \quad (28)$$

Определяем параметры β'' и α'

$$\beta'' = \arcsin \left(\frac{\sqrt{R_2^{*2} \sin^2 \lambda_2/2 - r_2^2}}{(R_2^* + r_2) \text{tg } \lambda_2/2} \right); \quad (29)$$

$$\alpha' = \ln \left[\frac{R_2^*}{r_2} \sin \lambda_2/2 + \sqrt{\left(\frac{R_2^*}{r_2} \sin \lambda_2/2 \right)^2 - 1} \right]. \quad (30)$$

Определяем угол ψ'

$$\sin \psi' = \frac{-R_2^* \cos \lambda_2/2 + R_2 \cos \gamma}{\sqrt{(R_2^* \cos \lambda_2/2 - R_2 \cos \gamma)^2 + R_2^2 \sin^2 \gamma + a'^2}}. \quad (31)$$

$$\left. \begin{aligned} (\bar{e}_\alpha \cdot \bar{e}_\alpha) - (\bar{e}_\beta \cdot \bar{e}_\beta) &= 1, \\ (\bar{e}_\alpha \cdot \bar{e}_\beta) - (\bar{e}_\beta \cdot \bar{e}_\alpha) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

Запишем уравнение равновесия (34) с учетом значений (33) и (35)

$$\begin{aligned} & \left(\bar{e}_\alpha \frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \alpha} \right) \bar{e}_\alpha \sigma_\alpha + \frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \alpha} \sigma_\alpha + \bar{e}_\alpha \frac{\partial \sigma}{\partial \alpha} + \bar{e}_\alpha \left(\frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \alpha} \bar{e}_\beta \tau_{\alpha\beta} \right) + \frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \alpha} \tau_{\alpha\beta} + \bar{e}_\beta \frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \alpha} + \\ & + \bar{e}_\alpha \left(\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \alpha} \bar{e}_\beta \tau_{\alpha\beta} \right) + \bar{e}_\alpha \left(\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \alpha} \bar{e}_\beta \sigma_\beta \right) + \bar{e}_\beta \left(\frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \beta} \bar{e}_\alpha \sigma_\alpha \right) + \bar{e}_\beta \left(\frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \beta} \bar{e}_\beta \tau_{\alpha\beta} \right) + \\ & + \bar{e}_\beta \left(\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \beta} \bar{e}_\alpha \tau_{\alpha\beta} \right) + \frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \beta} \tau_{\alpha\beta} + \bar{e}_\alpha \frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \beta} + \bar{e}_\beta \left(\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \beta} \bar{e}_\beta \sigma_\beta \right) + \frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \beta} \sigma_\beta + \bar{e}_\beta \frac{\partial \sigma_\beta}{\partial \beta} = 0. \end{aligned} \quad (36)$$

Частные производные $\frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \alpha}$, $\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \alpha}$, $\frac{\partial \bar{e}_\alpha}{\partial \beta}$, $\frac{\partial \bar{e}_\beta}{\partial \beta}$ в равенстве (36) заменим по формулам (14) и получим уравнения равновесия в напряжениях

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_\alpha}{\partial \alpha} + \frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \beta} + \frac{H}{R_\alpha} (\sigma_\beta - \sigma_\alpha) + \frac{2H}{R_\beta} \tau_{\alpha\beta} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \alpha} + \frac{\partial \sigma_\beta}{\partial \beta} + \frac{H}{R_\beta} (\sigma_\beta - \sigma_\alpha) - \frac{2H}{R_\alpha} \tau_{\alpha\beta} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

Определим компоненты тензора деформации E^*

$$E^* = \frac{1}{2} (\nabla \bar{U} + (\nabla \bar{U})'), \quad (38)$$

где $\bar{U} = \bar{e}_\alpha U + \bar{e}_\beta V$ – вектор смещения; $(\nabla \bar{U})'$ – транспонирование $\nabla \bar{U}$.

Найдем выражение $\nabla \bar{U}$ и выполним операцию транспонирования

$$\begin{aligned} \nabla \bar{U} &= \bar{e}_\alpha \bar{e}_\alpha \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{V}{R_\beta} \right) + \bar{e}_\alpha \bar{e}_\beta \left(\frac{1}{H} \frac{\partial V}{\partial \alpha} - \frac{U}{R_\beta} \right) + \\ &+ \bar{e}_\beta \bar{e}_\alpha \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{V}{R_\alpha} \right) + \bar{e}_\beta \bar{e}_\beta \left(\frac{1}{H} \frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{U}{R_\alpha} \right). \end{aligned} \quad (39)$$

$$\begin{aligned} (\nabla \bar{U})' &= \bar{e}_\alpha \bar{e}_\alpha \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{V}{R_\beta} \right) + \bar{e}_\alpha \bar{e}_\beta \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{V}{R_\alpha} \right) + \\ &+ \bar{e}_\beta \bar{e}_\alpha \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \alpha} - \frac{V}{R_\beta} \right) + \bar{e}_\beta \bar{e}_\beta \left(\frac{1}{H} \frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{U}{R_\alpha} \right). \end{aligned} \quad (40)$$

Выражения (39) и (40) подставим в уравнение (38)

$$E^* = \left(\frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{V}{R_\beta} \right) \bar{e}_\alpha \bar{e}_\alpha + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{H} \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} - \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + \left(\frac{V}{R_\alpha} - \frac{U}{R_\beta} \right) \right) \bar{e}_\alpha \bar{e}_\beta +$$

$$+ \frac{1}{2} \left(\frac{1}{H} \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + \left(\frac{V}{R_\alpha} - \frac{U}{R_\beta} \right) \right) \bar{e}_\beta \bar{e}_\alpha + \left(\frac{1}{H} \frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{U}{R_\alpha} \right) \bar{e}_\beta \bar{e}_\beta. \quad (41)$$

Множители при ортах являются компонентами тензора относительной деформации:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\alpha\alpha} &= \frac{1}{H} \frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{V}{R_\beta}, \\ \varepsilon_{\beta\beta} &= \frac{1}{H} \frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{U}{R_\alpha}, \\ \gamma_{\alpha\beta} &= 2\varepsilon_{\alpha\beta} = 2\varepsilon_{\beta\alpha} = \frac{1}{H} \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + \left(\frac{V}{R_\alpha} - \frac{U}{R_\beta} \right) \end{aligned} \right\} \quad (42)$$

Компоненты тензора напряжений для плоского деформированного состояния выразим через компоненты тензора деформаций с помощью обобщенного закона Гука и заменим $\varepsilon_{\alpha\alpha}$, $\varepsilon_{\beta\beta}$, $\tau_{\alpha\beta}$, коэффициенты Ляме H выражениями (42), (13), а радиусы R_α , R_β соответствующими значениями

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\alpha &= \frac{(1-\nu)E}{(1+\nu)(1-2\nu)\alpha} \left[(Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial V}{\partial \beta} \right) + V \sin\beta - \frac{\nu}{1-\nu} U \sin\alpha \right], \\ \sigma_\beta &= \frac{(1-\nu)E}{(1+\nu)(1-2\nu)\alpha} \left[(Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial V}{\partial \beta} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial U}{\partial \alpha} \right) - U \sin\alpha + \frac{\nu}{1-\nu} V \sin\beta \right], \\ \tau_{\alpha\beta} &= \frac{E}{2(1+\nu)\alpha} \left[(Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + (V \sin\alpha - U \sin\beta) \right] \end{aligned} \right\} \quad (43)$$

Подставим выражения (43), (13) в уравнения упругости (37) с учётом значений: $\frac{H}{R_\alpha} = \frac{Sh\alpha}{Ch\alpha + \cos\beta}$, $\frac{H}{R_\beta} = \frac{\sin\beta}{Ch\alpha + \cos\beta}$,

$$\frac{\partial \sigma_\alpha}{\partial \alpha} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\alpha} \left[Sh\alpha \left(\frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial V}{\partial \beta} \right) - \frac{\nu Ch\alpha}{(1-\nu)} U + \right.$$

$$\left. + (Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial^2 U}{\partial \alpha^2} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial^2 V}{\partial \alpha \partial \beta} \right) + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \sin\beta - \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial U}{\partial \alpha} \sin\alpha \right],$$

$$\frac{\partial \sigma_\beta}{\partial \beta} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\alpha} \left[-\sin\beta \left(\frac{\partial V}{\partial \beta} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial U}{\partial \alpha} \right) + \frac{\nu}{(1-\nu)} U \cos\beta + \right.$$

$$\begin{aligned}
& + (Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial^2 V}{\partial \beta^2} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial^2 U}{\partial \alpha \partial \beta} \right) - \frac{\partial U}{\partial \beta} Sh\alpha + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial V}{\partial \beta} \sin\beta \Big], \\
\frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \alpha} &= \frac{E}{2(1+\nu)\alpha} \left[Sh\alpha \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + V Ch\alpha + (Ch\alpha + \cos\beta) \times \right. \\
& \times \left. \left(\frac{\partial^2 U}{\partial \alpha \partial \beta} + \frac{\partial^2 V}{\partial \alpha^2} \right) + \frac{\partial V}{\partial \alpha} Ch\alpha + \frac{\partial U}{\partial \alpha} \sin\beta \right], \\
\frac{\partial \tau_{\alpha\beta}}{\partial \beta} &= \frac{E}{2(1+\nu)\alpha} \left[-\sin\beta \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) - U \cos\beta + \right. \\
& + (Ch\alpha + \cos\beta) \frac{\partial^2 U}{\partial \beta^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial \alpha \partial \beta} \Big] + \frac{\partial V}{\partial \beta} Sh\alpha - \frac{\partial U}{\partial \beta} \sin\beta \Big], \\
\sigma_\beta - \sigma_\alpha &= \frac{E}{(1+\nu)\alpha} \left[(Ch\alpha + \cos\beta) \left(\frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{\partial U}{\partial \alpha} \right) - U Sh\alpha - V \sin\beta \right].
\end{aligned}$$

Получим уравнения упругости в перемещениях

$$\left. \begin{aligned}
& \frac{\partial^2 U}{\partial \alpha^2} + \frac{2}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 V}{\partial \alpha \partial \beta} + \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 U}{\partial \beta^2} + \frac{(3-4\nu) \cdot \sin\beta}{2(1-\nu)(Ch\alpha + \cos\beta)} \frac{\partial V}{\partial \alpha} + \\
& + \frac{(3-4\nu) \cdot Sh\alpha}{2(1-\nu)(Ch\alpha + \cos\beta)} \frac{\partial V}{\partial \beta} - \frac{1}{(Ch\alpha + \cos\beta)} \left(Ch\alpha - \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \cos\beta \right) U = 0, \\
& \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 V}{\partial \alpha^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 U}{\partial \alpha \partial \beta} + \frac{\partial^2 V}{\partial \beta^2} - \frac{(3-4\nu) \sin\beta}{2(1-\nu)(Ch\alpha + \cos\beta)} \frac{\partial U}{\partial \alpha} - \\
& - \frac{(3-4\nu) Sh\alpha}{2(1-\nu)(Ch\alpha + \cos\beta)} \frac{\partial U}{\partial \beta} - \frac{1}{(Ch\alpha + \cos\beta)} \left(\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} Ch\alpha - \cos\beta \right) V = 0
\end{aligned} \right\} \quad (44)$$

Решение системы уравнений (44) определяет напряженно-деформированное состояние зуба. Это решение должно удовлетворять граничным условиям на контуре поперечного сечения зуба.

Зададим граничные условия на координатных линиях, ограничивающих профиль зуба (рис. 1). На линии $\alpha = -\alpha$ отсутствует нагрузка. Следовательно на этой линии отсутствуют напряжения σ_α , $\tau_{\alpha\beta}$.

$$\begin{aligned}
\sigma_\alpha(-\alpha', \beta) &= 0, & (\beta_1 \leq \beta \leq \beta_2), \\
\tau_{\alpha\beta}(-\alpha', \beta) &= 0, & (\beta_1 \leq \beta \leq \beta_2).
\end{aligned} \quad (45)$$

На линии $\alpha = \alpha'$ на участке изменения координаты β от β_1 до β_2 действует контактное давление $P(\beta)$. Остальные участки $\beta' \leq \beta \leq \beta_1$ и $\beta_2 \leq \beta \leq \beta''$ свободны от нагрузки. Трением в зоне контакта пренебрегаем.

$$\sigma_{\alpha}(\alpha^*, \beta) = \begin{cases} 0, & \beta' \leq \beta \leq \beta_1, \\ -P(\alpha^*, \beta), & \beta_1 < \beta < \beta_2, \\ 0, & \beta_2 \leq \beta \leq \beta'', \end{cases} \quad (46)$$

$$\tau_{\alpha\beta}(\alpha^*, \beta) = 0, \quad (\beta' \leq \beta \leq \beta'').$$

На линии $\beta = \beta'$ отсутствует нагрузка σ_{β} и $\tau_{\alpha\beta}$ на этой линии обращаются в ноль

$$\begin{cases} \sigma_{\beta}(\alpha, \beta') = 0, & (-\alpha' \leq \alpha \leq \alpha'), \\ \tau_{\alpha\beta}(\alpha, \beta') = 0, & (-\alpha' \leq \alpha \leq \alpha'). \end{cases} \quad (47)$$

Линия контура $\beta = \beta''$ расположена в массиве. Граничное условие на этой линии рассматриваем как заделку

$$\begin{cases} U(\alpha_1 \beta_2) = 0, & (-\alpha' \leq \alpha \leq \alpha'), \\ V(\alpha_1 \beta_2) = 0, & (-\alpha' \leq \alpha \leq \alpha'). \end{cases} \quad (48)$$

Заменяя σ_{α} , σ_{β} , $\tau_{\alpha\beta}$ по формулам (43) закона Гука, получим граничные условия в перемещениях:

$$\left\{ \begin{aligned} & \left(\frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial V}{\partial \beta} \right) + \frac{\sin \beta}{Ch\alpha^* + \cos \beta} V - \frac{\nu}{1-\nu} \frac{Sh\alpha^*}{Ch\alpha^* + \cos \beta} U = 0, \quad \alpha = \alpha', \\ & \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) - \frac{Sh\alpha^*}{Ch\alpha^* + \cos \beta} V - \frac{\sin \beta}{Ch\alpha^* + \cos \beta} U = 0, \quad \alpha = \alpha', \\ & \left(\frac{\partial U}{\partial \alpha} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial V}{\partial \beta} \right) + \frac{\sin \beta}{Ch\alpha^* + \cos \beta} V - \frac{\nu}{1-\nu} \frac{Sh\alpha^*}{Ch\alpha^* + \cos \beta} U \Big|_{\alpha=\alpha'} = \begin{cases} 0, & \beta' \leq \beta \leq \beta_1, \\ -\frac{P\alpha(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)E}, & \beta_1 < \beta < \beta_2, \\ 0, & \beta_2 \leq \beta \leq \beta'. \end{cases} \\ & \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + \frac{Sh\alpha^*}{Ch\alpha^* + \cos \beta} V - \frac{\sin \beta}{Ch\alpha^* + \cos \beta} U \Big|_{\alpha=\alpha'} = 0, \\ & \left(\frac{\partial V}{\partial \beta} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\partial U}{\partial \alpha} - \frac{Sh\alpha}{Ch\alpha + \cos \beta_1} U + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{\sin \beta_1}{Ch\alpha + \cos \beta_1} V \right) \Big|_{\beta=\beta'} = 0, \\ & \left(\frac{\partial U}{\partial \beta} + \frac{\partial V}{\partial \alpha} \right) + \frac{Sh\alpha}{Ch\alpha + \cos \beta_1} U \Big|_{\beta=\beta'} = 0. \end{aligned} \right. \quad (49)$$

Уравнения упругости (44) совместно с граничными условиями (48) и (49) дают единственное решение задачи о напряженно-деформированном состоянии зуба. Для решения могут быть использованы приближенные методы, в частности дискретный метод. В этом случае сечение зуба разбивают

ся на конечное число элементов сеткой координатных линий, проведенных с постоянным шагом $\Delta\alpha = \alpha^*$ для линий $\alpha = const$ и $\Delta\beta = \beta^*$ для линий $\beta = const$. Координатные линии пересекаются в узлах. Каждый узел рассматриваем как центр конечного элемента, который в системе биполярных координат имеет форму прямоугольника. Центральный узел m окружен узлами $m_1, m_2, m_3, m_4, m_5, m_6, m_7, m_8$, расположенными в вершинах прямоугольника в серединах его сторон. Узел m рассматривается как начало местной системы координат.

В пределах элемента строится аппроксимирующий полином четвертой степени для аппроксимация функции $f(\alpha, \beta)$

$$f(\alpha, \beta) = f_m + C_1\alpha + C_2\beta + C_3\alpha^2 + C_4\alpha\beta + C_5\beta^2 + C_6\alpha^2\beta + C_7\alpha\beta^2 + C_8\alpha^2\beta^2.$$

Коэффициенты $C_1, \dots, C_8$ выражаются через функции f в узлах $m_1, \dots, m_8$.

Результаты расчета напряженного состояния зубьев редуктора с промежуточными телами качения ПК-500, механизма поворота шагающего экскаватора ЭШ 6,5 × 45, приведены в таблице и на рис. 6 - 8.

Таблица - Компоненты тензора напряжений в узлах зуба

№ узла	Напряжение в МПа			№ узла	Напряжение в МПа		
	σ_α	σ_β	$\tau_{\alpha\beta}$		σ_α	σ_β	$\tau_{\alpha\beta}$
1	0	0	0	22	0	-1,8	0
2	-3,0	0	0	23	-1,0	0,7	4,3
3	-9,3	0	0	24	0,8	1,9	5,2
4	-12,4	0	0	25	1,2	2,0	7,5
5	-5,7	0	0	26	1,0	4,0	4,6
6	-0,2	0	0	27	1,2	5,1	3,1
7	0	0	0	28	0	12,6	0
8	0	-0,4	0	29	0	-7,1	0
9	-9,6	13,7	6,2	30	-1,5	-2,7	2,1
10	-12,9	-2,6	4,9	31	-0,04	-0,4	2,8
11	-16,7	-3,6	2,9	32	0,5	1,9	2,0
12	-22,4	-1,4	1,5	33	1,2	4,3	1,6
13	12	-2,6	2,8	34	1,9	8,0	0,8
14	-42,0	-7,0	0	35	0	13,5	0
15	0	8,9	0	36	0	-4,5	0
16	-0,4	7,5	4,7	37	-1,3	-2,3	-1,1
17	-1,7	5,0	7,0	38	-0,2	-0,6	-0,1
18	-2,9	2,3	7,4	39	0,3	1,5	0,3
19	-3,6	1,1	7,4	40	0,7	3,7	-0,2
20	-3,1	4,7	6,7	41	1,0	5,8	-0,9
21	0	3,0	0	42	0	8,5	0

Ёмкость ковша экскаватора ЭШ 6,5 × 45 составляет 6,5 м³, вылет стрелы 45 м. Номинальный и максимальный моменты на тихоходном валу редуктора: $M_2 = 42000$ Нм и $M_{2\max} = 65000$ Нм; масса редуктора 4300 кг; передаточное отношение редуктора $u = 24$. Размеры зуба определяются радиусом выступов зубьев $R_1 = 252$ мм, радиусом центров образующих $R_1^* = 252$ мм, радиусом образующих $r_i = 26$ мм, числом зубьев $z_i = 24$. Значения $E = 2,06$ МПа, $\nu = 0,3$. Величина шага координатной сетки по переменным α и β принята равной $\alpha^* = 0,24$; $\beta^* = 0,436332$ рад.

Зуб подвергается действию нормальной контактной нагрузки со стороны полого ролика, распределенной по активной поверхности зуба между узлами «7» и «21» с центром давления в узловом пункте «14». Контактное давление определяется соответствует нагрузке $N = 318,8$ кН/м. Компонентов тензора напряжений, представленные в таблице и на эпюрах нормальных σ_α , σ_β и касательных $\tau_{\alpha\beta}$ напряжений, вычислялись последовательно по каждому узлу.

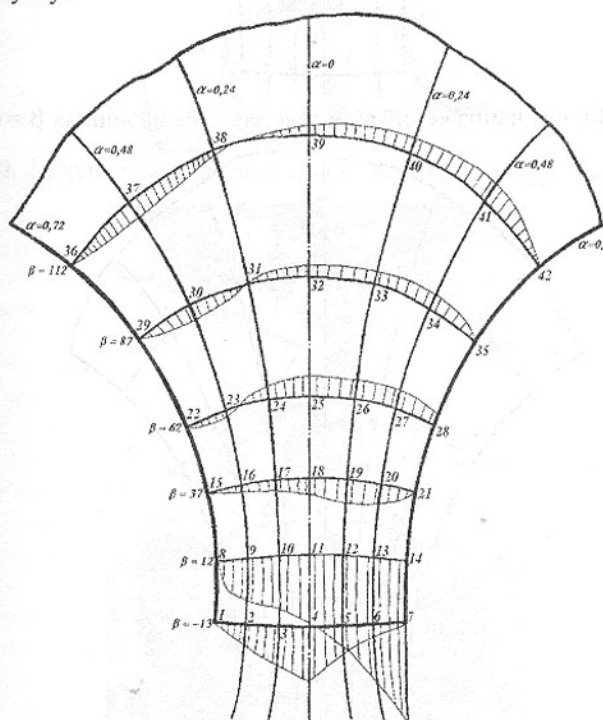


Рис. 6. Эпюра напряжений σ_α в сечении зуба на линиях $\beta = \text{const}$

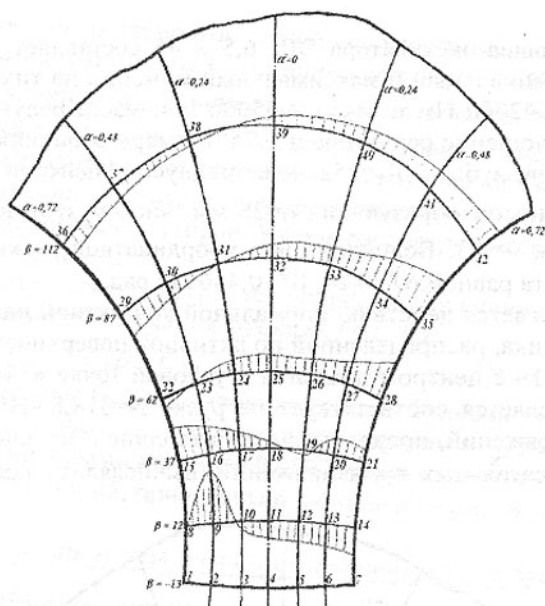


Рис. 7. Эпюры напряжений σ_β в сечении зуба на линиях $\beta = \text{const}$

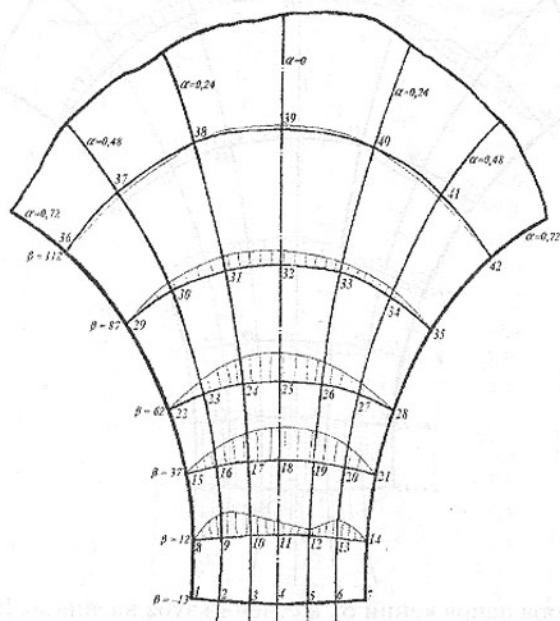


Рис. 8. Эпюры напряжений $\tau_{\alpha\beta}$ в сечении зуба на линиях $\beta = \text{const}$

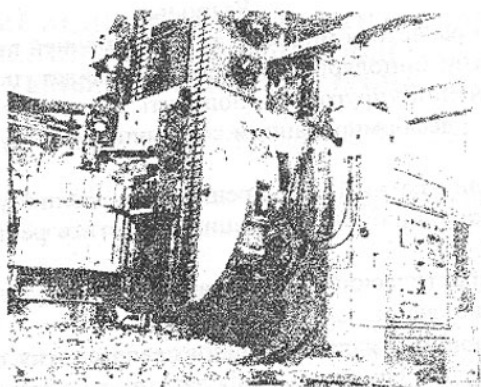


Рис. 9. Нарезка зубьев на зубострогальном станке MAAG SH 450/500



Рис. 10. Твёрдосплавный инструмент для нарезки круговых зубьев

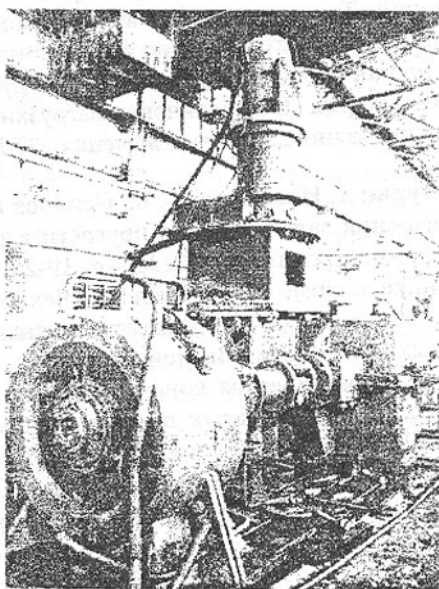


Рис. 11. Стенд для испытания редуктора ПК-500 механизма поворота шагающего экскаватора ЭШ 6,5×45

Выводы

Разработана расчётная модель с аппроксимацией профиля зуба координатными линиями биполярной системы координат, позволившая упростить вывод уравнений упругости и получить единственное решение задачи о напряжённо – деформированном состоянии зуба с учётом граничных условий.

Разработан дискретный метод решения уравнений упругости в биполярной системе координат, позволивший упростить решение и повысить его точность.

Выполнен практический расчёт на прочность зуба сателлита, в результате чего установлено:

- Преобладающими являются напряжения сжатия σ_{α} , действующие вблизи зоны контакта. Эти напряжения затухают по мере приближения к корню зуба.

- Напряжения σ_{β} являются аналогом нормальных напряжений в элементарной теории изгиба балок. Однако уровень этих напряжений значительно ниже, определенного по элементарной теории, что объясняется благоприятной формой зуба с точки зрения прочностных свойств: резко увеличивается сечение зуба по сравнению к его корню.

- Касательные напряжения действуют в основном в зоне контакта. Их уровень сравним с уровнем напряжений σ_{β} .

- Общий уровень напряжений в зубе при передаче заданного усилия $N = 318,8$ кН/м невысокий. Так как зона приложения контактной нагрузки невелика, то с достаточной точностью можно считать, что сопряженное состояние будет расти пропорционально усилию N . Нагрузка на зуб может быть увеличена в несколько раз. При увеличении нагрузки N в 10 раз до 3,25 т/см, растягивающие напряжения достигнут значения 137 МПа.

Список литературы: 1. Иосилевич Г. Б., Осипова Г. В. Применение численных методов решения задач теории упругости к расчёту зубчатых передач. – Вестник машиностроения, 1976, № 4, с. 19-23. 2. Analiza fleksibilnosti osnove zubi Celnika analisis of gear teeth base flexibility. Marunic Cordana. Eng. Rev. 2000. 20. с. 45-52. 3. Состояние оценки нагруженности зацепления в расчётных методиках. Заблонский К.И., Филипович С.И. Международная научно – практическая конференция по проблемам обеспечения надёжности и качества зубчатых передач «Зубчатые передачи – 2000» «GEAR TRANSMISSION - 2000», посвящается 90-летию со дня рождения профессора В. Н. Кудрявцева: Тезисы докладов, Санкт-Петербург, 27-28 июня 2000. СПб: Изд-во Балт. гос. техн. ун-та «Военмех». 2000, с. 14-18.

Сдано в редакцию 24.06.03
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ И УПРОЧНЕНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ЦЕМЕНТУЕМЫХ СТАЛЕЙ ДЛЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Сусни А.А. (ИМИНМАШ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

The system approach, which allows to realize of optimal choice the structural steels qualities and to receive the new materials for manufacture of high-duty gears is proposed.

Возрастающие требования к качеству и надежности энергонасыщенной автотракторной техники вызывают необходимость новых оригинальных подходов при ее создании, в частности при разработке и внедрении новых конструкционных материалов и технологий. Одним из таких подходов является системный подход, который позволяет принимать комплексные решения по всему производственному циклу.

Применительно к поставленным целям систему можно определить как совокупность взаимосвязанных элементов, обладающих такими особенностями, когда свойства каждого элемента (подсистемы) и условия их взаимодействия определяют свойства и функционирование системы в целом. Система является базой для системного подхода, в основе которого определяющими являются отношения между отдельными элементами системы. При этом элементы системы достаточно жестко связаны между собой, т.к. не обеспечив требуемое качество металла (детали) на предыдущей стадии невозможно получить регламентированное качество после следующей стадии техпроцесса.

На основании наших исследований [1-4] в рассматриваемой системе использованы комплексный подход к обеспечению долговечности высоконапряженных зубчатых колес (рис. 1), технологические процессы изготовления с определением по операциям требований к качеству материала и деталей (табл. 1, 2 и [1-4]) в зависимости от сопротивления усталости при контактной и изгибной выносливости от твердости и структуры упрочненного слоя (рис. 2, 3).

Такой подход позволяет определить требования к качеству материалов для зубчатых колес, технологии их изготовления и химико-термического упрочнения. Он также лежит в основе стратегии создания новых цементуемых сталей с повышенными характеристикам сопротивления усталости

Как известно основой системного подхода является как изучение части, так и в "обратном" направлении, - определив основные свойства системы, как ЦЕЛОГО, интерпретировать функционирование и развитие ее частей (подсистем) с точки зрения системы в целом.

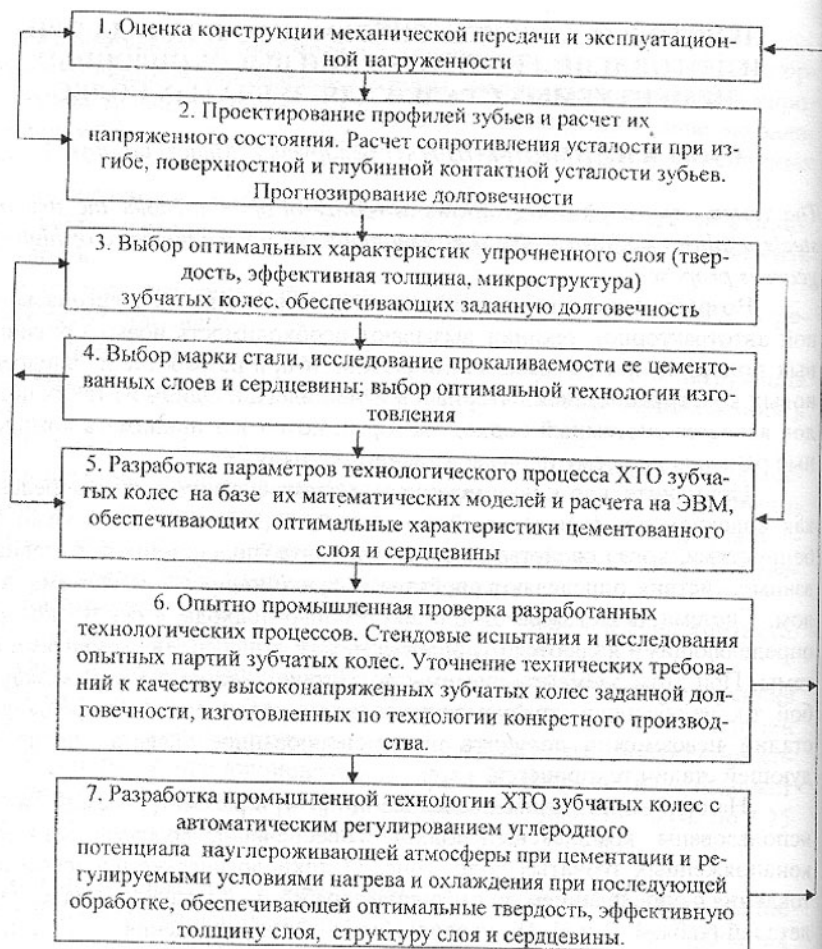


Рис. 1. Комплексный подход к обеспечению долговечности высоконапряженных зубчатых колес

На основании познания целого и целостности в нашем случае имеется ввиду четко заданная последовательность технологических процессов как целого. Под целостностью следует понимать взаимное влияние (отношение) рядом расположенных технологических процессов на структуру и свойства сталей. Свойства, аккумулируемые в металле после конкретного технологического процесса, являются необходимой предпосылкой для получения регламентированных свойств после обработки при последующем технологическом процессе. Это есть целостность смежных техпроцессов через отношения, которыми являются нормативные требования, качество

металла, заготовок, деталей, математические и имитационные модели как способ определения нормативных требований и изучения отдельных частей системы. В нашем случае главная концепция системного подхода состоит в определении отношений между отдельными (преимущественно смежными) стадиями технологического процесса изготовления, т.е. смежными частями системы. Изучив отношения между отдельными стадиями техпроцесса можно интерпретировать развитие смежных подсистем, необходимое для развития системы в целом.

Системный подход, как и любая другая научная методология, опирается на эксперимент и ориентирована на выявление закономерностей, непосредственно следующих из наблюдений и экспериментов. Эксперименты ставятся на основе принятой исследователем концепции, исходя из целей и задач исследователя, поэтому они заведомо носят прагматический и ситуационный характер. На основании выявленных факторов и закономерностей создается модель объекта, СРЕДЫ и ситуации. В дальнейшем исследователь имеет дело с моделью. Модель заменяет ему теорию, модель ориентирована на потребности исследователя и становится источником последующих выводов, домыслов и гипотез.

Под моделью объекта, среды и ситуации будем подразумевать технологический процесс изготовления (последовательность технологических операций с определением требований к качеству после каждой из них), а также к режимным параметрам технологических процессов (табл. 1, 2; рис. 1, 2, а также [1-4]).

В рассматриваемом случае системный подход с одной стороны основывается на технологической цепочке изготовления, где в качестве подсистем выступают отдельные стадии и техпроцессы, определяющие структуру и свойства материала, форму и точностные размеры заготовок и деталей, а с другой стороны – на гипотезе зарождения и распространения трещин в элементах субмикроструктуры металла, что позволяет связать взаимодействия микро- и субмикроструктуры при наложении внешних нагрузок и сопротивление их разрушению.

Исследования показали, что повышение сопротивления контактной изгибной усталости высокопрочных низкоотпущенных конструкционных материалов можно добиться измельчением микроструктуры, уменьшением размера кристаллитов, зерен, величины мартенситных игл и включений остаточного аустенита, а также выделением высокодисперсных упрочняющих частиц размером 10-20 нм, дислокационных и двойниковых элементов этого же порядка. Интересно отметить, что это положение наблюдалось для цементуемых конструкционных сталей с различной степенью легирования Ni (1-5%), Cr (2-5%), Mo (0,15-2,5%) [1-4].

Рассматриваемая нами система относится к типу корпускулярных, где происходят взаимодействия между обособленными частями (стадия-

ми технологического процесса).

Исходя из сказанного, конструктивная модель системы в применении к обозначенной задаче исследования, можно представить в виде рис. 2.

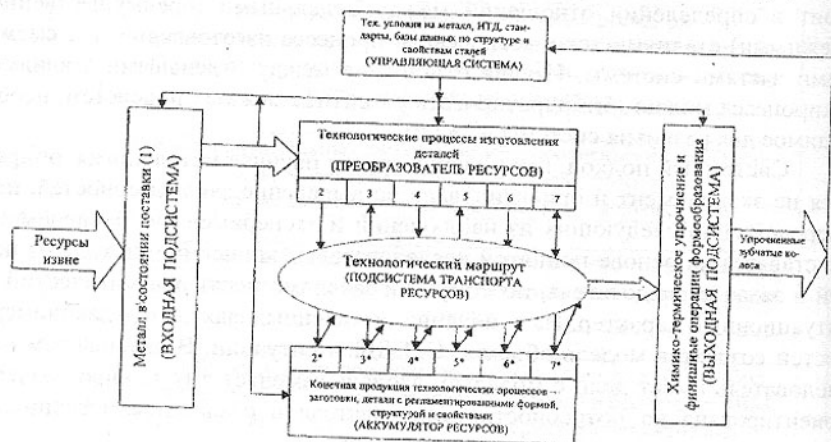


Рис. 2. Схема системного подхода при реализации технологического процесса изготовления высоконапряженных зубчатых колес трансмиссий: 2...7 — последовательность технологических операций; 2* ...7* — продукция переработки (заготовки и детали с регламентированной структурой после горячего пластического деформирования, предварительной термообработки и т.д.)

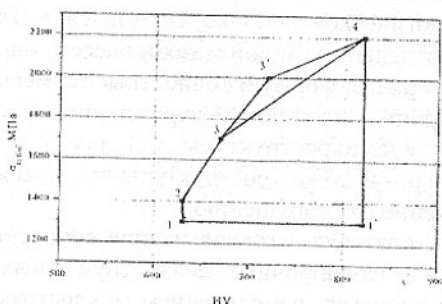


Рис. 3. Зависимость сопротивления усталости при контактном нагружении от твердости упрочненных поверхностных слоев для различных материалов и способов упрочнения. 1-1* — речный и пластинчатый мартенсит, остаточный аустенит, карбиды; 1-2 — повышение дисперсности структуры речного мартенсита и остаточного аустенита; 2-3 — речный и пластинчатый мартенсит, остаточный аустенит; 3-3* — пластинчатый мартенсит, остаточный аустенит, упрочняющие фазы (дисперсионное твердение); 3*-4 — дисперсный пластинчатый мартенсит закалки и старения (отпуска)

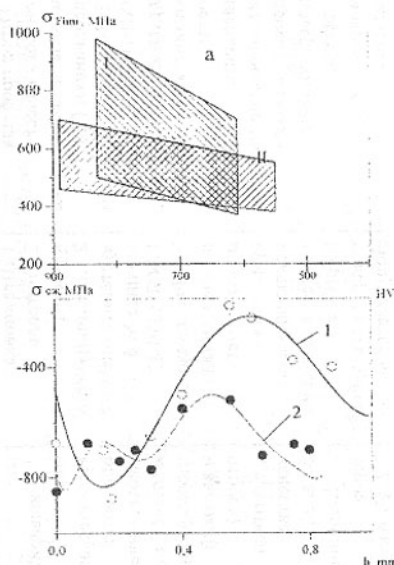


Рис. 4. Зависимость сопротивления усталости при изгибном нагружении от твердости (HV), глубины упрочнения (h) и сжимающих напряжений химико-термически упрочненных материалов: а) влияние качества химико-термического упрочнения на изгибную выносливость (I - цементация и нитроцементация; II - азотирование); б) величина сжимающих напряжений прочненных слоев при различной твердости и эффективной толщине: 1 - Поверхностная твердость 660 HV; Эффективная толщина при твердости до: 750 HV $h=0$ мм, 700 HV $h=0$ мм, 650 HV $h=0,45$ мм, 600 HV $h=0,9$ мм. 2. Поверхностная твердость 770 HV; Эффективная толщина при твердости до: 750 HV $h=0,75$ мм, 700 HV $h=1,2$ мм, 650 HV $h=1,5$ мм, 600 HV $h=1,8$ мм

Здесь, исходя из изложенного, модель системы в применении к данной задаче можно определить схемой системного подхода (рис. 2), а также базой данных по структуре и свойствам стали после химико-термического упрочнения стали и техническими требованиями к качеству высоконапряженных деталей (табл. 1), технологическим маршрутом изготовления детали и другими нормативно-техническими материалами, приведенными в [1-4].

По результатам исследований установлено, что при оптимальном качестве химико-термического упрочнения цементованных сталей могут быть достигнуты пределы усталости при контактом выкрашивании до 1700-2000 МПа, что обеспечивает высокую несущую способность зубчатых колес (рис. 3).

Таблица 1 - Технологический маршрут изготовления высоконапряженных зубчатых колес, рекомендуемый ИМИНМАШ НАНБ*

Технологические стадии изготовления зубчатых колес повышенной долговечности (технологический маршрут изготовления шестерен Зг-К-Т-МС,МС,Г-МС,Г-МС)							
1(3 ¹)	2(К)	3(Т)	4(МС)	5(МС, Г)	6(МС)	7(Г, ХТО ИМИНМАШ)	8 (МС)
Заготовительный цех 1.Отбор проб для контроля качества металла на соответствие требованиям ГОСТ 5453-71, рекомендациям ИМИНМАШ, ТУ чертёжа: -химический состав, -твердость, -механические свойства, -прокаливаемость, -поверхностные дефекты, -микроструктуру, -вещный состав, наследственного аустенитного зерна, микроструктуру (полюсчатость, видманштер) 2. Отрезка прутков. 3. Транспортировка. Согласно технологическому процессу завода-изготовителя	Кузнечный цех 1.Штамповка. 2.Контроль качества 2.1.Величина зерна аустенита - не крупнее № 6 ГОСТ 5639-82. 2.2. Расположение волокон металла - должно иметь ориентацию, исключая-ую торцевой выход их на рабочую поверхность зубьев. Допускается выход волокон на рабочую поверхность зубьев под углом не более 45°. 3. Транспортировка согласно технологическому процессу завода-изготовителя	Термический цех 1.Предварительная термическая обработка. Изотермический отжиг (нормализация и высокий отпуск) 2.Контроль качества деталей. 2.1.Величина зерна 2.2. Структура. 2.3. Твердость 2.4. Расположение волокон 2.5. Поверхностные дефекты. Согласно технологическому процессу ИМИНМАШ	Механосборочное производство Механическая обработка. Согласно технологическому процессу завода-изготовителя на зубчатые колеса повышенной долговечности	Механосборочное производство (термический цех) Высокий отпуск Согласно технологическому процессу ИМИНМАШ на зубчатые колеса повышенной долговечности	Механосборочное производство о Шлифовании Согласно технологическому процессу на зубчатые колеса повышенной долговечности	Термический цех, ХТО ИМИНМАШ 1.Цементация (высокотемпературная инпроцементация) и термическая обработка. Согласно технологическому процессу ИМИНМАШ 2. Контроль качества согласно рекомендациям ИМИНМАШ - ТУ чертёжа и карты технологического уровня на зубчатые колеса повышенной долговечности.	Механосборочное производство Сборка. Согласно технологии и завода-изготовителя

Таблица 2 - Варианты основных технологических операций изготовления профилей зубьев зубчатых колес

Номер варианта	Технологическая операция						
	Изготовление заготовок	Предварительная термическая обработка	Механическая обработка	Чистовая механическая обработка	Диффузионная нитроцементация, цементация	Термическая обработка, закалка + низкий отпуск	Упрочняющая поверхностная обработка
1	I Ковка	II Отжиг на перлитоферритную структуру, изотермический отжиг	III Токарная, зубофрезерование	IV Шевингование	V Цементация в шахтных печах	VI С цементационного нагрева и подотжигание до 860...810 °С	VII Дробеструйная обработка
2	Штамповка	Нормализация	Токарная, зубострогание	Шевингование с образованием бочки	Цементация (нитроцементация) в камерных печах	После подотжигания до 450... 600°С и повторного нагрева	ГПД
3	Прокат		Зубодобление	Холодное калибрование	Цементация в БМА	С повторного нагрева в штампе	Лезвийная обработка твдосплавным и алмазным инструментом
4	Горячая накатка		Токарная, зубофрезерование	Обработка кромок	Нитроцементация в БМА	Закалка ТВЧ	Накатка переходной поверхности зубчатыми накатниками
5	Отливка зубчатых заготовок						Фосфатирование
							Холодная притирка приработка

Высокие пределы изгибной выносливости до 1100 МПа обеспечиваются только при высокой твердости упрочненного слоя 750-800HV, его эффективной толщине не менее 0,05м, сжимающими напряжениями 650-750МПа на этой глубине и структурой, практически не содержащей мартенсита с реечным строением троостита, темной составляющей, бейнита и карбидов (рис. 4).

Полученные результаты могут быть использованы при совершенствовании и разработке новых процессов химико-термического упрочнения и высокопрочных конструкционных сталей.

Список литературы: 1. Сусин А.А. Химико-термическое упрочнение высоконапряженных деталей. Мн.: Беларуская навука, 1999. 2. Сусин А.А. Качество цементованных сталей и технология изготовления зубчатых колес энергонасыщенной автотракторной техники// Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века: Тез. межд. н.-т. конф., Севастополь, 11-17 сент. 2000 г. Донецк. 2000. С. 114-120. 3. Розенберг С.Э., Сусин А.А. Дефекты структуры диффузионно упрочненных изделий. - Мн.: Беларуская навука, 1997. - 224 с. 4. В.Е. Антонюк, М.М.Кане, А.А. Сусин и др. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач. Мн.: УП "Технопринт" 2003.

Слано в редакцию 10.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ОДНОМЕРНЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Татьянченко А.Г. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Contact interaction of the tool and detail on a back surface is considered during cutting. Character and size of elastic and plastic deformations is investigated. Necessity of the account of elastic deformations of a detail and the tool is shown at processing accuracy hole.

Повышение требований к точности обработки отверстий является актуальной проблемой современного машиностроения. Допускаемые погрешности продольного и поперечного сечений основных отверстий для деталей точного машиностроения составляют менее 1 мкм [1]. Поэтому при определении диаметральных размеров отверстий необходимо учитывать упругое последствие обработанной поверхности и ее шероховатость.

Известно, что при обработке резанием величина отклонения от заданных размеров зависит от геометрии режущего элемента в плане и упру-

того восстановления обработанной поверхности и равна $\Delta = H_p + H_y$, где

$$H_y = \rho(1 - \cos \Theta) \quad (1)$$

- отклонение заданного размера за счет упругого восстановления обработанной поверхности, $H_p = R(1 - \sin(\varphi_1 + \chi))$ - отклонение заданного размера за счет остаточных микронеровностей, R - радиус округления вершины режущего элемента в плане, φ_1 - вспомогательный угол в плане, $\chi = \arcsin(1 - S * \sin \varphi_1 / R)$, Θ - угол сдвига, ρ - радиус округления режущей кромки, S - подача. Считается, что в большинстве случаев механической обработки доля H_y не превышает 5% [2]. Однако при обработке осевым лезвийным инструментом $\varphi_1 \approx 0$ и $H_p \rightarrow 0$. В этом случае основным фактором, определяющим отклонение от заданных размеров, является упругое восстановление (1). Величина H_y при $\rho \leq 30$ мкм и $\Theta = 35^\circ$ достигает 5,42 мкм, а отверстие оказывается усаженным на 10,84 мкм, что существенно для точных отверстий. Поскольку при обработке отверстий обрабатываемая поверхность принимает форму и размеры поперечного сечения инструмента, H_y не может быть устранено технологически. Поэтому в настоящее время наиболее приемлемым путем устранения негативного влияния упругого восстановления является его прогнозирование и учет на стадии проектирования режущего инструмента.

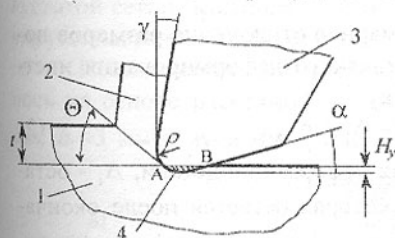


Рис. 1. Схема упругого последействия обработанной поверхности детали; 1-деталь, 2-стружка, 3- инструмент, 4- деформированный слой детали

Обычно определение H_y основано на допущении, что инструмент является абсолютно жестким, а деталь - упругим элементом [2], [3]. В этом случае рассматривается только деформация детали, а деформация инструмента не учитывается. Считается, что после прохождения режущего элемента и снятия внешней нагрузки деформированный слой 4 детали (рис.1) за счет упругих внутренних сил полностью восстанавливает свою форму и размеры, что способствует усадке отверстия. Подобное восстановление де-

формированного объема происходит за счет сложных процессов, природа которых еще недостаточно исследована. Однако анализ напряженного состояния в зоне контакта показывает, что при этом в зоне контакта возникают напряжения, значительно превышающие предел текучести конструкционных материалов и напряженно-деформированное состояние детали при контакте с инструментом следует рассматривать как упругопластиче-

ское, а инструмента – как упругое.

Поскольку деформирование детали и инструмента проявляется совместно с тепловыми процессами в зоне резания, экспериментально можно оценить лишь результирующую величину отклонения от заданного размера. В работе [3] проведены теоретические исследования контактных деформаций инструмента и детали при их упругом взаимодействии по заданной поверхности. Теоретические исследования упругопластического взаимодействия инструмента и детали, а также контактного взаимодействия при движении зоны контакта связаны со сложными математическими преобразованиями и в специальной литературе не рассматривались. Поэтому в настоящее время исследование контактного взаимодействия инструмента и детали возможно лишь на основе численного моделирования происходящих при этом процессов с использованием современных вычислительных комплексов на основе дискретных конечно-элементных моделей.

С учетом анализа состояния проблемы в работе поставлена цель исследования влияния на точность обработки отверстий деформаций инструмента и детали в зоне контакте.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи: определить значимость допущения об упругом характере контактного взаимодействия инструмента и детали, исследовать характер и структуру упругопластических деформаций в зоне контакта с учетом особенностей работы осевого инструмента и оценить их влияние на точность обработки.

С учетом проведенного анализа суммарное отклонение размеров поперечного сечения отверстия за счет контактного деформирования инструмента и детали в работе определялось как

$$\Delta = \rho(1 - \cos \Theta) - \Delta_1 + \Delta_3, \quad (2)$$

где $\rho(1 - \cos \Theta) = \Delta_1^* + \Delta_3$ - условная упругая деформация детали, Δ_1 - остаточная пластическая деформация детали, которая остается после окончания обработки отверстия, Δ_1^* - пластическая деформация детали в зоне резания, Δ_2 и Δ_3 - упругая деформация соответственно детали и инструмента.

Для исследования влияния различных видов контактных деформаций инструмента и детали на точность обработки было смоделировано движение режущего зуба инструмента 1 (с радиусом округления режущей кромки ρ , площадкой износа l_3 , передним углом γ и задним углом α) по поверхности неподвижной детали 2 без снятия припуска (рис.2). Моделирование контактного взаимодействия осуществлялось за счет вдавливания инструмента в деталь путем смещения верхней грани CD зуба на величину H_y (рис.2,а). Напряженное состояние рассматривалось в плоскости, перпендикулярно главной режущей кромке. Задача решалась как плоская с ог-

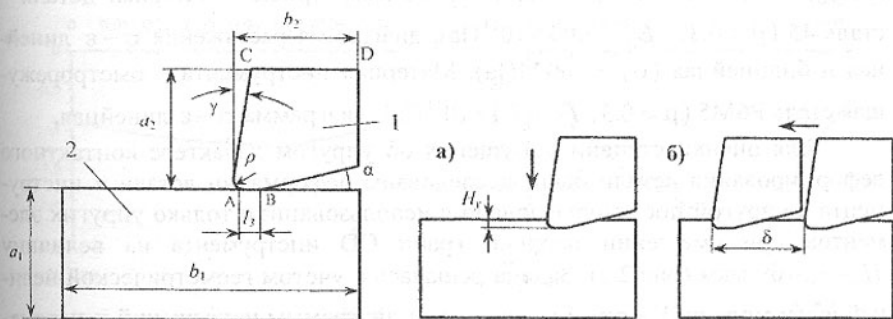


Рис. 2. Расчетная схема для определения контактных деформаций инструмента (1) и детали (2): а) – вдавливание, б) – движение инструмента

раниченными и неограниченными деформациями вдоль режущей кромки инструмента. Движение инструмента по поверхности детали моделировалось путем смещения правой грани инструмента (рис.2,б) и рассматривалось как квазистатическое без учета динамической составляющей и скорости движения. Для построения конечно-элементной модели контактного взаимодействия инструмента и детали (рис.3) использовались плоские трех и четырехузловые упругие элементы со свободной разбивкой и заданной густотой сетки. Контактная зона моделировалась при помощи контактных упругопластических элементов.

Исследование напряженно-деформированного состояния проводилось на основе расчетной модели фрагментов детали с размерами $a_1=6$ мм, $b_1=3$ мм и зуба инструмента с размерами $a_2=2$ мм, $b_2=2$ мм, $r_0=20$

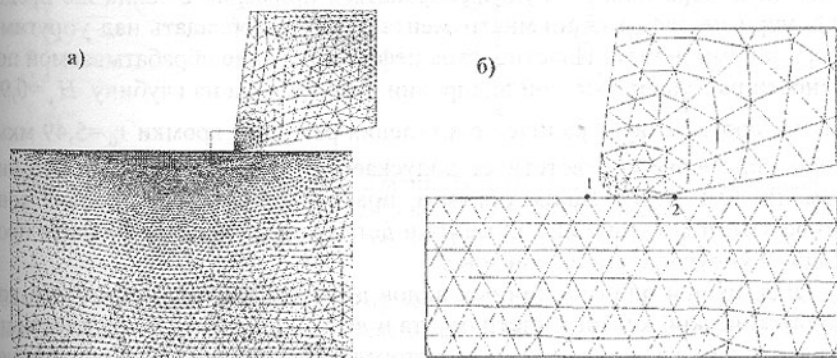


Рис. 3. Конечно-элементная модель контактного взаимодействия инструмента и детали по задней поверхности: а) – общий вид, б) – зона контакта

мкм, $\gamma = 7^\circ$, $r_1 = 50$ мкм, $\alpha = 10^\circ$, $l_3 = 50$ мкм (рис.2). Материал детали – сталь 45 ($\mu = 0,3$, $E_d = 2,04 \cdot 10^{11}$ Па), диаграмма растяжения $\sigma - \epsilon$ линейная и билинейная ($\sigma_T = 360$ МПа). Материал инструмента – быстрорежущая сталь Р6М5 ($\mu = 0,3$, $E_n = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па), диаграмма $\sigma - \epsilon$ линейная.

Для оценки степени допущения об упругом характере контактного деформирования детали были исследованы деформации детали и инструмента в упругой постановке задачи с использованием только упругих элементов при смещении верхней грани CD инструмента на величину $H_y = 3,6169$ мкм (рис.2,а). Задача решалась с учетом геометрической нелинейности модели. На рис.4,а приведены диаграммы напряжений и перемещений на поверхности детали вдоль линии контакта 1-2 (рис.3,б) для этого случая. Наибольшие напряжения в инструменте в зоне контакта составили 2332,4 МПа, в детали – 1309,6 МПа, что значительно больше предела текучести материала детали и инструмента. Анализ смещений точек инструмента и детали показал, что из суммарной деформации 3,6169 мкм на долю инструмента приходится 66,4% ($\Delta_{\max} = 2,4014$ мкм), а на долю детали – 33,6% ($\Delta_{\max} = 1,2155$ мкм), что свидетельствует о необходимости учета упругих деформаций инструмента наравне с деформацией детали. Более значительные деформации инструмента связаны с тем, что при примерно равных физических свойствах материалов инструмента и детали деформируемый объем детали находится в стесненных условиях и ограничен в отличие от инструмента в поперечных деформациях. Несмотря на то, что в реальных условиях упруго-пластического взаимодействия упругие деформации инструмента и детали будут значительно меньше за счет преобладания пластического деформирования поверхности детали, соотношение между упругими деформациями будут сохраняться примерно в таких же пределах, а упругие деформации инструмента будут преобладать над упругими деформациями детали. Пластическое деформирование обрабатываемой поверхности наступает уже при внедрении инструмента на глубину $H_y = 0,98$ мкм, что соответствует радиусу округления режущей кромки $r_0 = 5,49$ мкм, который примерно соответствует допускаемому значению для нового инструмента (7-8 мкм). Таким образом, практически во всех случаях контактное взаимодействие инструмента и детали по задней поверхности происходит в упругопластической зоне.

Для оценки доли различных видов деформации был рассмотрен упругопластический контакт инструмента и детали по задней поверхности на основе численного моделирования ортогонального резания. Исследование деформаций проводилось в два этапа. На первом этапе осуществлялось внедрение инструмента в деталь на глубину H_y за счет смещения на эту

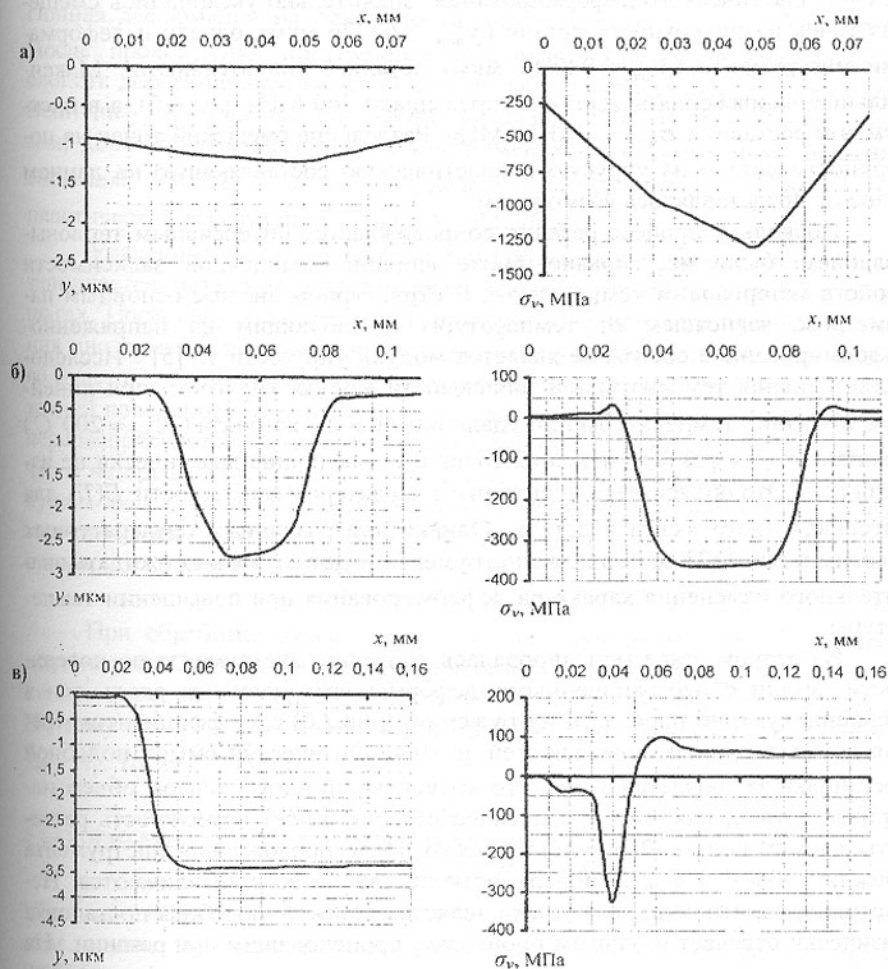


Рис.4. Диаграмма напряжений σ_y и вертикальных смещений y точек вдоль линии контакта инструмента и детали : а) – упругое взаимодействие, б) – упруго-пластическое вдавливание, в) – движение инструмента

величину верхнего контура инструмента (рис.2,а). Такая постановка отвечает традиционной постановке контактной задачи в машиностроении [4]. Задача решалась с учетом геометрической нелинейности модели и физической нелинейности свойств материала детали (билинейная диаграмма $\sigma-\epsilon$). На рис.4,б приведена диаграмма напряжений перемещений на поверхности детали вдоль линии контакта 1-2 (рис.3,б) при $N_y=3,6169$ мкм.

За счет пластического деформирования значительно увеличились смещения точек на поверхности детали ($y_{\max} = 2,7326$ мкм), однако и деформации инструмента ($y_{\max} = 0,8843$ мкм) остались значительными. Максимальные напряжения в детали не превышали 360 МПа (рис.4,б), а в инструменте составили $\sigma_{\max} = 363,11$ МПа. Разделение смещений точек на поверхности детали на упругую и пластическую составляющую на данном этапе не представлялось возможным.

Поскольку процесс резания сопровождается интенсивным тепловыделением, было исследовано также влияние нелинейной зависимости свойств материала от температуры. В структурном анализе основным параметром, зависящем от температуры и влияющим на напряженно-деформированное состояние является модуль упругости E [5]. Исследование влияния температурной зависимости модуля упругости при линейном убывании температуры при удалении от зоны контакта ($T_{\max} = 200^\circ\text{C}$) показало, что характер смещения точек и его величина практически не изменились. Это объясняется идентичным характером зависимости $E(T)$ для материала инструмента и детали. Однако при различных температурных зависимостях $E(T)$ материала инструмента и детали можно ожидать значительного изменения характера деформирования при повышении температуры.

На втором этапе моделировалась движение инструмента по поверхности детали с неограниченными деформациями элемента вдоль оси z (перпендикулярно плоскости нагружения) (рис.2,б) с коэффициентом трения контактируемых поверхностей $\mu = 0,4$. Физический смысл подобной постановки заключается в том, что вытесненный инструментом объем материала детали, находясь в пластической зоне, имеет возможность растекаться по сторонам. В результате этого после прохождения инструмента прежний объем и форма поверхности детали не восстанавливаются. Несмотря на то, что решаемая задача является плоской, подобная постановка физически отвечает реальным процессам, происходящим при резании. На рис.4,в приведены диаграммы действительных и остаточных (после прохождения инструмента) напряжений и перемещений на поверхности детали вдоль линии контакта 1-2 (рис. 3,б) при $\delta = b_1/3$. Максимальные напряжения в детали, как и на первом этапе, не превышали 360 МПа, а максимальные напряжения в инструменте значительно снизились и составили 111,58 МПа. Дислокация максимальных напряжений в инструменте сосредоточена вокруг точки сопряжения дуги режущей кромки и площадки износа. Это свидетельствует о нерациональной, плохо обтекаемой традиционной форме поперечного сечения инструмента. Деформация инструмента в зоне резания значительно уменьшилась и составила $y_{\max} = 0,1919$ мкм.

Полная деформация на поверхности детали составила $y_{\max} = 3,425$ мкм. После прохождения инструмента и снятия нагрузки за счет упругих свойств деформированный слой детали частично восстановил свой объем. Величина упругого восстановления составила 0,08634 мкм. Таким образом, доля упругой деформации инструмента Δ_2 в суммарном смещении составила 5,305%, доля упругой деформации детали Δ_3 - 2,387%, доля пластической деформации детали Δ_1 - 92,308%.

Удаленный на определенном шаге объем детали на следующем шаге заполняется металлом, пластически деформированным на последующих шагах. Поскольку в данном исследовании моделировался процесс движения инструмента по поверхности детали без удаления металла, справедливо будет полагать, что при реальном резании часть материала, вытесненная задней поверхностью на сторону в направлении подачи, будет срезаться, а перераспределяться на последующем шаге будет такой же объем металла, что и на предыдущем шаге. В результате этого в образованную на предыдущем шаге борозду на последующих шагах вернется только часть k вытесненного ранее объема пластически деформированного материала. Тогда суммарное отклонение размеров (2) составит

$$\Delta = \rho(1 - \cos \Theta) - (1 - k)\Delta_1 + \Delta_3. \quad (3)$$

При обработке отверстий осевым инструментом с калибрующими ленточками пластически деформированный объем детали может распространяться только в направлении подачи и на следующем шаге срезается. Поэтому $k = 0$ и вся пластическая деформация становится остаточной $\Delta_1 = \Delta_1^*$. Тогда (3) принимает вид

$$\Delta = \Delta_2 + \Delta_3 \quad (4)$$

а фактический диаметр отверстия будет равен

$$d_{\text{факт}} = d_{\text{ном}} - 2(\Delta_2 + \Delta_3) \quad (5)$$

где $d_{\text{ном}}$ - номинальный рабочий диаметр инструмента. В рассматриваемом случае суммарное отклонение фактического размера составило 0,55648 мкм.

Таким образом, в результате исследования напряженно-деформированного состояния в зоне контакта инструмента и детали по задней поверхности установлено:

- упругие деформации инструмента превышают упругие деформации детали и должны учитываться при оценке точности обработки;
- напряженно-деформированные состояния при вдавливании инструмента и его движении вдоль поверхности детали существенно отличаются качественно и поэтому использование расчетных схем статического типа для оценки контактного взаимодействия инструмента и детали в процессе резания неправомерно;

- использование для определения упругого восстановления поверхности детали зависимости (1) дает завышенные результаты, фактическая восстанавливаемая деформация поверхности детали значительно меньше.

Суммарное отклонение размеров Δ можно определить на основе зависимостей (3) и (4), в которых параметры k , Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 в каждом конкретном случае определяются исходя из схем обработки и условий резания, установление объективных аналитических зависимостей для определения этих параметров требует дополнительных исследований. При контакте материалов типа сталь-сталь повышение температуры не оказывает существенного влияния на характер и величину контактного деформирования, однако дополнительного исследования требует вопрос влияния температуры на характер деформирования при контакте разнородных конструкционных и инструментальных материалов. Традиционная расчетная форма поперечного сечения инструмента является плохообтекаемой при исследовании движения инструмента, для определения рациональной физически обоснованной формы поперечного сечения требуются дополнительные исследования.

Список литературы: 1. Малышко И.А. Основы теории проектирования осевых комбинированных инструментов: Автореф. дис.. докт. техн. наук. – К., 1995. – 36с. 2. Железнов Г.С. Определение сил, действующих на заднюю поверхность режущего инструмента / СТИН. – 1999. – №12. – С.25-26. 3. Татьянченко А.Г. Определение контактных усилий по задней поверхности инструмента при разворачивании / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Вып.19. – Донецк, 2002. – с. 239-246. 4. Александров В.М., Ромалис Б.Л. Контактные задачи в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1986. – 176с. 5. Татьянченко А.Г. Исследование температурной зависимости модуля упругости стали 40Х и 45 / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Вып.10. – Донецк, 2000. – с. 244-248.

Сдано в редакцию 13.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Шевченко Ф.Л.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ НАГРУЖЕНИЯ РОТОРА КРУТЯЩИМ МОМЕНТОМ

Улитин Г.М., Петтик Ю.В. (ДонНТУ, г.Донецк, Украина)

In work it is investigated and determined optimum time output on a mode rotor the boring machine by torsion moment.

В горной промышленности Украины для проходки шахтных стволов

и скважин большого диаметра широко применяются роторные буровые установки германской фирмы «WIRTH». При этом определение оптимальных и предельных режимов бурения весьма трудоемкая задача из-за сложности объекта исследования. Так в работах [1,2] исследованы и определены технологические режимы работы буровых установок, которые не вызывают значительных динамических нагрузок. Однако многолетний опыт эксплуатации буровых установок показывает, что большинство аварий с ними происходит от динамических нагрузок, а не от статических [3]. При этом остается не рассмотренной весьма важная задача о динамических нагрузках, возникающих при включении ротора и выходе буровой установки на рабочий режим, т.е. в период пуска установки. Изучение этой задачи для определения динамических коэффициентов и времени разгона является весьма актуальным, так как позволит избежать аварий и простоев установок из-за их ремонта.

Известно, что при внезапном нагружении упругой системы динамический эффект нагружения равен удвоенному статическому, т.е. динамический коэффициент $k = 2$. Поэтому скорость нарастания момента на приводе и роторе существенно влияет на напряженно-деформированное состояние бурильной колонны [4]. Чтобы избежать дополнительных динамических нагрузок, время нагружения должно быть таким, чтобы динамические нагрузки незначительно превосходили статические. Исходя из этого, необходимо определить время оптимального нагружения моментом ротора буровой установки роторного типа фирмы «WIRTH». При этом предлагаемый подход применим к любому механическому оборудованию роторного типа.

Для роторной буровой установки (ее расчетной схемы) при выборе начала координат на верхнем торце бурильной колонны уравнение вынужденных крутильных колебаний для определения углов закручивания $\varphi(x, t)$ колонны будет иметь вид

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} - a^2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} = \frac{M(t)\delta(x)}{J}, \quad (1)$$

где x - осевая координата; $a = \sqrt{\frac{GJ_p}{J}}$; G - модуль сдвига; J_p - полярный момент инерции площади поперечного сечения колонны; J - полярный момент инерции массы единичной длины колонны;

$$M(t) = \begin{cases} \frac{t}{t_1}, & 0 \leq t \leq t_1, \\ 1, & t > t_1 \end{cases}; \quad t_1 - \text{время нагружения ротора; } \delta(x) - \text{дельта-}$$

функция Дирака.

Уравнение (1) необходимо решать с граничными условиями
 $\varphi(0, t) = 0; J_1 \ddot{\varphi}(l, t) + c \varphi'(l, t) = 0,$ (2)

где J_1 - полярный момент инерции массы долота с утяжелителями;
 $c = GJ_p$ - жесткость при кручении.

Собственные функции граничной задачи (1) - (2) исследованы в работе [5]. Применяя метод Фурье для собственных функций ортогональных с весом, согласно [5], к уравнению (1), получаем уравнение, описывающее функции времени для вынужденных крутильных колебаний

$$\ddot{T}_n + \omega_n^2 T_n = A_n M(t), \quad (3)$$

где $\omega_n = a \lambda_n / l$ - собственные частоты крутильных колебаний; λ_n - собственные числа [5] рассматриваемой граничной задачи; A_n - постоянные коэффициенты, зависящие от вида собственных функций.

Из уравнения (3) получаем для каждой гармоники выражение для динамического коэффициента

$$k = \int_0^t M(\tau) \sin \omega_n(t - \tau) d\tau = \begin{cases} \frac{1}{t_1} \left(t - \frac{1}{\omega_n} \sin \omega_n t \right), & 0 \leq t \leq t_1, \\ \frac{1}{\omega_n t_1} (\sin \omega_n(t - t_1) - \sin \omega_n t) + 1, & t > t_1. \end{cases}$$

Поведение динамического коэффициента $k(t, t_1)$ как функцию времени t изучим на двух временных промежутках.

На первом временном промежутке в период нагружения в течение времени t_1

$$k = \frac{1}{t_1} \left(t - \frac{1}{\omega_n} \sin \omega_n t \right) \text{ и } \frac{dk}{dt} \geq 0.$$

Это означает, что максимальное значение динамического коэффициента будет определяться по зависимости (5)

$$\max k(t) = k(t_1) = 1 - \frac{\sin \omega_n t_1}{\omega_n t_1}. \quad (5)$$

Исследуем функцию (5) на экстремум по аргументу времени $t_1(\psi_n = \omega_n t_1)$, при этом

$$\frac{dk}{d\psi_n} = - \frac{\sin \psi_n - \psi_n \cos \psi_n}{\psi_n^2} = 0. \quad (6)$$

Из условия (6) получаем уравнение $\operatorname{tg} \psi_n = \psi_n$, из которого следует минимальный положительный корень $\psi_1 = 4,4932$. Тогда в течение времени нагружения максимальное значение динамического коэффициента нагружения будет равно $k_{\max} = 1 + 0,217 = 1,217$.

На втором временном промежутке, после нагружения, когда $t > t_1$

$$k = 1 + \frac{\sin \omega_n t (\cos \omega_n t_1 - 1) - \cos \omega_n t \sin \omega_n t_1}{\omega_n t_1} 0. \quad (7)$$

Вначале исследуем функцию динамического коэффициента (7) на экстремум

$$\frac{dk}{dt} = \frac{1}{t_1} (\cos \omega_n t (\cos \omega_n t_1 - 1) + \sin \omega_n t \sin \omega_n t_1) = 0. \quad (8)$$

Из условия (8) получаем уравнение $\operatorname{tg} \omega_n t = \operatorname{tg} \frac{\omega_n t_1}{2}$, из которого следует,

что $t = \frac{t_1}{2} + \frac{\pi}{\omega_n}$ и тогда максимальное значение динамического коэффициента будет равно

$$k_{\max} = 1 + \frac{2 \sin \frac{\omega_n t_1}{2}}{\omega_n t_1}. \quad (9)$$

Из формулы (9) получаем, $\lim_{t_1 \rightarrow 0} k(t_1) = 2$, что означает при «мгновенном нагружении» динамический коэффициент принимает значение $k = 2$.

В то же время из формулы (9) можно получить значения динамического коэффициента $k = 1$ при $t_1 = \frac{2\pi}{\omega_n}$. Однако такого значения на практике достичь невозможно даже для первой гармоники. Поэтому будем искать такое значение времени загрузки t_1 , для которого выполняется условие $k = 1 + \delta$, где $\delta = 0,05 - 0,10$. Для этого проведем оценку правой части формулы (7)

$$\frac{|\sin \omega_n t (\cos \omega_n t_1 - 1) - \cos \omega_n t \sin \omega_n t_1|}{\omega_n t_1} \leq \delta.$$

Из этого неравенства получаем

$$\begin{aligned} \frac{1}{\omega_n t_1} \sqrt{(\cos \omega_n t_1 - 1)^2 + \sin^2 \omega_n t_1} |\sin(\omega_n t - \theta_n)| &= \\ = \frac{1}{\omega_n t_1} \sqrt{2 - 2 \cos \omega_n t_1} |\sin(\omega_n t - \theta_n)| &\leq \frac{2}{\omega_n t_1} \leq \delta. \end{aligned}$$

Окончательно имеем условие для времени загрузки t_1 , чтобы значение динамического коэффициента не превышало наперед заданного значения $1 + \delta$,

$$t_1 = \frac{2}{\omega_1 \delta} = \frac{2l\sqrt{J}}{\lambda_1 \delta \sqrt{GJ_p}}, \quad (10)$$

где λ_1 - первый положительный корень уравнения $\operatorname{tg} \lambda_n = \frac{J_l}{J_1 \lambda_n}$ [5].

Из зависимости (10) видно, что с ростом глубины бурения и уменьшением массы утяжелителей время t_1 увеличивается. Вычисления времени t_1 проведенные по формуле (10), в зависимости от глубины бурения, приведены на рисунке. Номера кривых соответствуют следующим компоновкам бура (долото с утяжелителями): $J_1 = \{1 - 184 \cdot 10^3; 2 - 98 \cdot 10^3; 3 - 25 \cdot 10^3 (\text{кг} \cdot \text{м}^2)\}$. Из приведенных графиков следует, что оптимальное время нагружения ротора моментом при любых компоновках бура и режимах бурения находятся в промежутке от 4 до 50 с.

Рассмотренный метод расчета динамических коэффициентов и времени переходных процессов при нагружении может быть применен для любых буровых установок роторного типа или объектов со сходной схемой компоновки и принципом работы. Кроме того, он может быть использован при расчете динамических нагрузок для крутильных и продольных колебаний, так как математическая модель продольных колебаний аналогична крутильным.

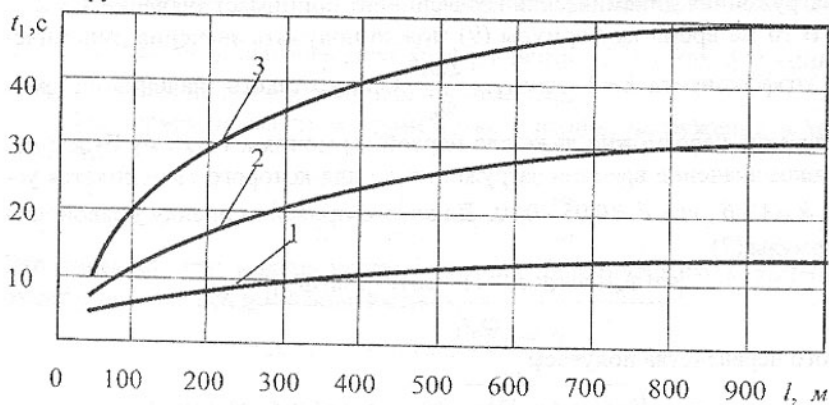


Рис. 1. Зависимость времени нагружения ротора буровой установки от глубины бурения и компоновки бура

На основании проведенных исследований разработаны практические рекомендации по выбору времени нагружения ротора буровой установки в зависимости от глубины бурения и компоновки бура, которые переданы в ОАО ГХК «Спецшахтобурение», и в настоящее время используются на буровых участках при проходке стволов и скважин большого диаметра.

Список литературы: 1. Улитин Г.М., Петтик Ю.В. Ударные процессы в буровых установках //Вибрации в технике и технологиях. —2000. -№1. -С.70-74. 2. Шевченко Ф.Л., Улитин Г.М. О разновидностях крутильных ударов, возникающих при работе буровых установок, и способы их устранения//Совершенствование техники и технологии бурения скважин на твердые полезные ископаемые. —Екатеринбург: Уральская ГГА. —2001. —Вып.24. —С.132-138. 3. Сароян А.Е. Теория и практика работы бурильной колонны. —М.: Недра, 1990. —264с. 4. Головин А.А., Муморцев А.Н., Оловяшников В.Ф. и др. Исследование напряженного состояния бурильной колонны в нестационарных режимах при крутильных колебаниях//Известия вузов. Нефть и газ. —1978. -№10. -С.20-24. 5. Шевченко Ф.Л., Улитин Г.М., Петтик Ю.В. Крутильный удар при свободных колебаниях в буровых установках//Прогрессивные технологии и системы машиностроения. —Донецк: ДонГТУ. —1999. —Вып.8. -С.244-247.

Слано в редакцию 20.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

МИКРОРЕЗАНИЕ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ЗАСАЛЕННЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ

Унянин А.Н., Киселев Е.С. (УлГТУ, г. Ульяновск, Россия)

The mechanism of billow formation on grinding scratch edges by abrasive grains soiled and the transition from plastical deformation to the micro-cutting (dispergation) at the process of micro-cutting of different materials by one abrasive grain are learned.

Засаливание рабочей поверхности шлифовального круга, связанное, в первую очередь, с налипанием частиц материала заготовки на абразивные зерна (а.з), приводит к изменению его режущей способности. Однако исследования взаимосвязи режущей способности круга со степенью засаливания его рабочей поверхности отсутствуют. Вне поля зрения исследователей остались, в частности, такие вопросы, как процесс образования засаленными а.з навалов по краям шлифовочных рисок, который оказывает существенное влияние на силовую напряженность шлифования и формирование микрогеометрии заготовок из пластичных материалов, а также влияние степени засаливания а.з на критерий, характеризующий переход от пластического деформирования материала заготовки к микрорезанию. Большая часть известных исследований в этом направлении выполнена на холодной заготовке [1], что затрудняет перенос их результатов на реальный процесс шлифования, когда а.з диспергирует материал заготовки, подогретый другими зернами [2].

Процесс микрорезания заготовок единичными абразивными зернами

осуществляли на установке, созданной на базе плоскошлифовального станка 3Г71, оснащенном диском с держателем а.з (индентором) и приспособлением для установки заготовки, содержащим нагревательный элемент для ее подогрева. Подогрев заготовки позволил выявить зависимость исследуемых параметров микрорезания от температуры.

Микрорезание осуществляли единичными зернами с углом при вершине 120° и площадкой размером $0,1 \text{ мм}$ [2]. Заточку зерен производили алмазным кругом на заточном станке с использованием специального приспособления. Материал образцов — конструкционные стали 3ХЗМЗФ, 40Х и коррозионно-стойкая сталь 30Х13, относящиеся соответственно к 1-3 группам обрабатываемости шлифованием. Окружная скорость индентора составляла 35 м/с ; глубиной микрорезания варьировали в пределах $(0 - 10) \text{ мкм}$. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости использовали 3 %-ный водный раствор продукта Велс-1.

При работе с нагретой заготовкой жидкостью смачивали абразивное зерно, которое при вращении касалось напитанной этой жидкостью кисти.

В процессе исследования контролировали следующие параметры:

- глубину a_k , ширину b_k и площадь S_k канавки, высоту a_n , ширину b_n и площадь S_n навалов (рис. 1) определяли по результатам расшифровки профилограмм, снятых в поперечном сечении канавки и навалов с помощью профилометра-профилографа мод. 201;
- коэффициент навалов (выдавливания) ϵ_n :

$$\epsilon_n = \frac{S_{n1} + S_{n2}}{S_k},$$

где S_{n1} и S_{n2} — площади поперечных сечений навалов по краям риски, мм^2 ;

- критическую глубину микрорезания $a_{кр}$, при превышении которой зерно начинает снимать стружку, мкм ;
- коэффициент засаливания

$$K_s = F_n / F_{n0},$$

где F_n и F_{n0} — площади соответственно налипов металла и площадки затупления на а.з, мм^2 , которые определяли с помощью микроскопа РМЕ при 256-кратном увеличении.

Для каждого материала заготовки были получены зависимости коэффициента навалов ϵ_n от глубины микрорезания a_z при различных условиях. При малых значениях a_z коэффициент ϵ_n оказался выше единицы (рис. 2), что можно объяснить тем обстоятельством, что навалы (наплывы) металла имеют рваные края, в связи с чем их площадь оказалась больше площади канавки (царапины).

Глубину микрорезания $a_{кр}$, при которой начинается отделение стружки, определяли по кривым $\epsilon_n = f(a_z)$. В качестве $a_{кр}$ принимали значение a_z , при котором $\epsilon_n = 1$.

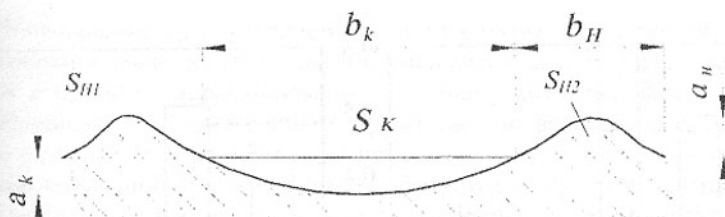
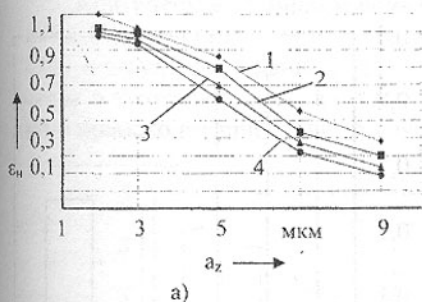
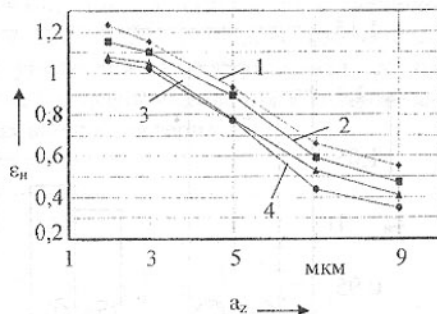


Рис. 1. Параметры канавки при резании единичным зерном

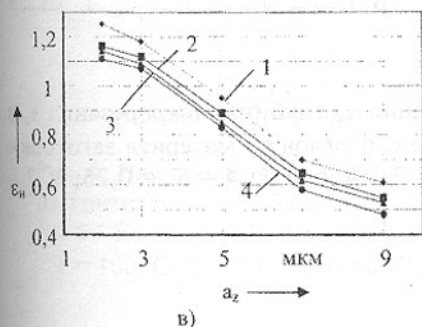
Навалы металла по боковым сторонам шлифовочных рисок наблюдались при микрорезании образцов из всех материалов во всем диапазоне глубин a_z , однако ϵ_H снижается с увеличением a_z . Коэффициент ϵ_H снижается с повышением температуры заготовки T и увеличивается с увеличением коэффициента K_3 , характеризующего степень засаливания а.з (рис. 2 – 4). Эта закономерность зафиксирована для зерен, осуществляющих пластическую деформацию, для которых $a_z = 3$ мкм и ниже (см. рис. 2; 3, а; 4, а) и микрорезание ($a_z = 5, 7$ и 9 мкм) (см. рис. 2; 3, б; 4, б).



а)



б)



в)

Рис. 2. Влияние коэффициента засаливания K_3 , глубины микрорезания a_z и температуры заготовки на коэффициент навалов ϵ_H ; материал заготовки 3ХЗМЗФ; а – коэффициент засаливания $K_3=0$, б – $K_3=0,25$, в – $K_3=0,5$; 1–4 – температура заготовки 20, 100, 150, 200 °С

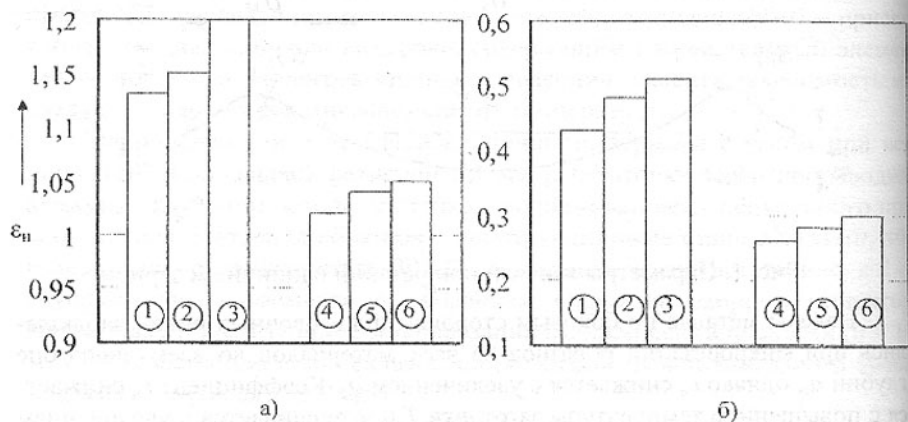


Рис. 3. Влияние коэффициента засаливания K_3 , глубины микрорезания a_z и температуры заготовки T на коэффициент навалов ϵ_n : материал заготовки 40X; а - $a_z = 3\text{ }\mu\text{м}$, б - $a_z = 9\text{ }\mu\text{м}$; 1, 4 - $K_3 = 0$; 2, 5 - $K_3 = 0,25$; 3, 6 - $K_3 = 0,5$; 1 - 3 - $T = 20^\circ\text{C}$, 4 - 6 - $T = 200^\circ\text{C}$

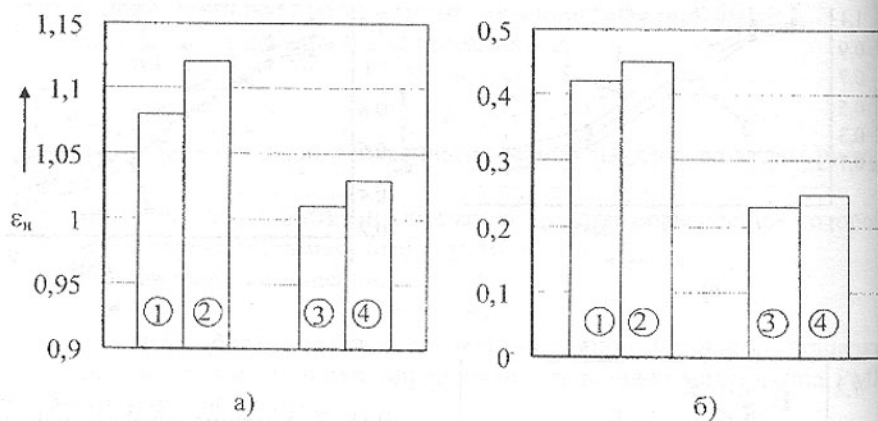


Рис. 4. Влияние коэффициента засаливания K_3 , глубины микрорезания a_z и температуры заготовки T на коэффициент навалов ϵ_n : материал заготовки 30X13; а - $a_z = 3\text{ }\mu\text{м}$, б - $a_z = 9\text{ }\mu\text{м}$; 1, 3 - $K_3 = 0$; 2, 4 - $K_3 = 0,25$; 1, 2 - $T = 20^\circ\text{C}$, 3, 4 - $T = 200^\circ\text{C}$

Уменьшение ϵ_n с увеличением температуры заготовки объясняется увеличением значения угла сдвига и уменьшением зоны пластического течения в процессе деформирования материала заготовки [2]. Увеличение коэффициента ϵ_n с увеличением K_z связано, по всей видимости, прежде всего с ростом коэффициента трения засаленного а.з. о заготовку. С увеличением коэффициента трения интенсифицируется прогрев поверхностного слоя материала образца и повышаются его пластические свойства.

Уравнения регрессии, описывающие взаимосвязь ϵ_n с температурой заготовки T и глубиной микрорезания a_z для заготовок, соответственно, из сталей 40Х, 3ХЗМЗФ и 30Х13 имеют вид:

$$\begin{aligned}\epsilon_n &= 0,76 + 0,8 \cdot T + 0,4 \cdot a_z; \\ \epsilon_n &= 0,82 + 0,08 \cdot T + 0,35 \cdot a_z; \\ \epsilon_n &= 0,73 + 0,08 \cdot T + 0,4 \cdot a_z.\end{aligned}$$

Большие значения ϵ_n получены при микрорезании заготовок из теплоустойчивой вязкой штамповой стали 3ХЗМЗФ, о чем свидетельствует максимальное значение свободного члена соответствующего уравнения. Температура в меньшей степени влияет на коэффициент ϵ_n при микрорезании заготовок из 3ХЗМЗФ и 30Х13, поскольку свойства этих материалов в меньшей степени зависят от температуры.

Критическая глубина микрорезания $a_{кр}$ как и ϵ_n снижается с увеличением T и увеличивается с увеличением K_z (рис. 5). Последнее обстоятельство подтверждает данные [1], что с увеличением коэффициента трения зерна о заготовку переход от пластического деформирования к микрорезанию происходит при больших глубинах внедрения зерна.

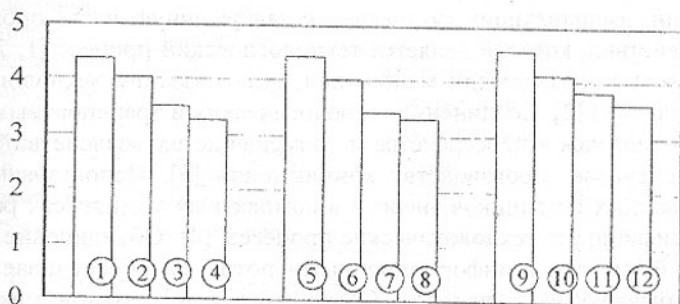


Рис. 5. Влияние коэффициента засаливания K_z и температуры заготовки T на критическую глубину микрорезания $a_{кр}$: материал заготовки 3ХЗМЗФ; 1 – 4 – $K_z = 0$; 5 – 8 – $K_z = 0,25$; 9 – 12 – $K_z = 0,5$; 1, 5, 9 – $T = 20$ °C, 2, 6, 10 – $T = 100$ °C, 3, 7, 11 – $T = 150$ °C, 4, 8, 12 – $T = 200$ °C

Проведенные исследования объясняют увеличение силы шлифования и микрогеометрии заготовок при обработке засаленными кругами.

Полученные значения ε_n и $a_{кр}$ можно использовать при расчетах высотных параметров микрогеометрии и сил при шлифовании заготовок, когда соответствующие зависимости содержат эти параметры.

Список литературы: 1. Ефимов В.В. Модель процесса шлифования применением СОЖ. Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1992. 132 с. 2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.

Слано в редакцию 4.06.03
Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО КОМПЛЕКСА ВЫСОКОЭФФЕКТИВНОЙ ОБРАБОТКИ

Хейфец М.Л., Зевелева Е.З., Кухта С.В., Точило В.С.
(ПГУ, г. Новополоцк, Беларусь)

The choice of energy sources for hardening details of machines and rheology of technological environment in highly effective processes of formation of a surface has been considered.

Повышению эффективности производства служит создание комплексов технологических, транспортных, энергетических и информационных машин, выполняющих ту логически завершенную часть производственных действий, которой является технологический процесс [1, 2]. Такая совокупность производящих машин получила название технологических комплексов (ТК) [2]. Соединение технологических и транспортных составляющих комплекса в пространстве и совмещение их воздействий во времени обеспечивает производству компактность [3]. Использование концентрированных источников энергии в компактных комплексах радикально интенсифицирует технологические процессы [4]. Объединение потоков вещества и энергии с информационными потоками обеспечивает производству интеллектуальность [5]. Соединение узлов точной механики с электротехническими, электронными и компьютерными компонентами для проектирования и производства качественно новых модулей оборудования и комплексов машин с интеллектуальным управлением их функциями обеспечивают мехатронные системы [6]. Поэтому актуальной комплексной проблемой современного машиностроения является всемерное сокращение сроков и средств на оптимальное проектирование, изготовление и внедрение гибких компактных мехатронных технологических комплексов [7] на

базе интенсивных технологических процессов в интеллектуальном компьютерно-интегрированном производстве.

Процесс изготовления машины при интенсивной обработке сопровождается взаимодействиями различных объектов технологического комплекса. Совокупность технологических объектов, связанных на отдельном этапе изготовления с выделенным объектом представляет собой технологическую среду [6]. Когда в качестве выделенного объекта рассматривают обрабатываемое изделие, тогда средой является все, что не принадлежит изделию, но с чем у него имеются связи.

При использовании для обработки изделия источников энергии взаимодействие объектов происходит как при непосредственном контакте, так и посредством распределенного (поле), концентрированного (пучок) или сфокусированного (луч) потока энергии [4, 8].

Выбор технологических источников, обладающих рациональными резервами для выполнения заданного множества функций [4] и требующих определенных условий для проведения технологических воздействий целесообразно проводить на основе конструкторско-технологической классификации (таб.).

Таблица - Конструкторско-технологическая классификация источников энергии

Технологические источники	Технологическая среда	Вид источника энергии	Плотность мощности источников энергии $q, \text{Вт/см}^2$
1. Поле (распределенный поток)	Не требует изменений рабочей зоны	электрохимический	$(10^1) \dots 10^2 \dots 10^3$
		индукционный нагрев	$(10^2) \dots 10^3 \dots 10^4$
		электромагнитный	$10^3 \dots 10^5 \dots (10^6)$
2. Поток (концентрированная струя)	Требует изменения участков рабочей зоны	газо-плазменный	$10^2 \dots 10^3 \dots (3 \cdot 10^3)$
		плазменный	$5 \cdot 10^2 \dots 3 \cdot 10^3$
		электродуговой	$10^4 \dots 10^5 \dots (10^6)$
3. Луч (сфокусированный пучок)	Требует изоляции рабочей зоны	ионный	$(10^2) \dots 10^3 \dots 10^5$
		электронный	$(10^3) \dots 10^5 \dots 8 \cdot 10^8$
		лазерный	$(5 \cdot 10^3) \dots 10^6 \dots 10^9$

В результате при проектировании процессов высокоэффективной обработки помимо взаимодействия элементов технологической системы (оборудования, приспособления, инструмента и заготовки), необходимо рассматривать реологию распределенной технологической среды с учетом выбранного источника энергии [9].

Движения потоков вещества и энергии в технологической среде сопровождаются явлением внутреннего трения [10]. Динамические касательные τ_d и нормальные σ_d напряжения внутреннего трения в движущейся со скоростью v среде, характеризуются первой (динамической) вязкостью η и

описываются формулой Ньютона

$$\tau_d = -\eta \sigma_d = -\eta \text{grad} \bar{v}$$

При сжатии и растяжении среды наряду с σ_d возникают добавочные нормальные напряжения σ_0 , вызываемые динамическим трением и характеризующиеся второй (объемной) вязкостью ζ

$$\sigma_0 = -\zeta \text{div} \bar{v}$$

Добавочные касательные напряжения τ_0 представляются формулой [4, 10]

$$\tau_0 = -\mu \text{rot} \bar{v}^*,$$

в которой $\bar{v}^*$ - составляющая вращения в потоках среды, движущихся со скоростью $\bar{v}$, μ - третья (ротационная) вязкость

$$\mu = \left(\frac{\sigma_M}{\sigma_P} \right) \left(\frac{S}{v} \right),$$

где (σ_M/σ_P) - соотношение ротационной и трансляционной составляющих напряженного состояния среды на мезоуровне, (S/v) - соотношение скоростей дополнительного и главного движений элементов технологической системы на макроуровне.

При интенсификации воздействий на технологическую среду с плотностью ρ и кинематической вязкостью потоков ν - при перемещении и ν^* - при вращении происходит переход объемной вязкости среды $\zeta = -\sigma_0 \rho (d\sigma_d/d\rho)$ в динамическую $\eta = \nu \rho$ через ротационную вязкость $\mu = 1/\nu^*$.

Процессы формирования поверхностного слоя изделия в технологической среде описываются критериями Рейнольдса Re , Пекле Pe и Прандтля Pr [4]:

$$Re = \frac{Pe}{Pr} = \frac{\nu_S t}{\omega Pr} = \frac{\nu_S t}{\nu^*} = \frac{\nu_S t}{(\sigma_P / \sigma_M) (\nu S)},$$

в которых $\bar{\nu}_S = \bar{\nu} + \bar{S}$ - результирующая скорость движений формирования поверхности, t - толщина формируемого или удаляемого слоя с учетом изменения его плотности ρ , ω - проводимость среды.

Для управления источниками энергии при интенсивной обработке используются критерии, характеризующие электромагнитные потоки, энергетический Si , магнитного взаимодействия Sm , напряженности электрического поля Se и их соотношения:

$$Si = \frac{I^2}{\omega \rho \nu H t^3} = \left(\frac{\nu}{H} \right) \left(\frac{R/t}{\rho \nu^2} \right) \left(\frac{I}{t} \right)^2$$

$$Sm = \frac{IB}{\rho v^2 t} = \left(\frac{1}{Pv} \right) \left(\frac{B}{\tau} \right) \left(\frac{I}{t} \right)$$

$$Se = \frac{\omega E t^2}{I} = \left(\frac{E}{R t} \right) \left(\frac{t}{I} \right)$$

$$Si \left(\frac{H}{v} \right) \left(\frac{B}{E} \right) = \frac{Sm}{Se} = \frac{I^2 B}{\omega E \rho v^2 t^3} = \left(\frac{B}{E} \right) \left(\frac{R t}{\rho v^2} \right) \left(\frac{I}{t} \right)^2$$

в которых I – сила разрядного тока, $1/\omega t = R/t$ – удельное электросопротивление рабочего зазора t , $\rho v = P\tau$ – импульс силы P за период времени τ , H – энтальпия (теплосодержание) потока, B – магнитная индукция и E – напряженность электрического поля.

Формирование поверхностного слоя с рельефом шероховатости R_a , с измененной структурой относительной твердости $H_e = \Delta H/H$, целесообразно описывать критерием Рейнольдса Re , определяющим турбулентность поверхностных течений потоков обрабатываемого материала. Тогда толщина формируемого слоя t , при увеличении или снижении его массы Q , с учетом сплошности или пористости, в результате которых изменяется относительная твердость H_e , будет пропорциональна выражению $Q/(1-H_e)$. Соотношение параметров напряжений (σ_p/σ_m) , пропорциональных факторам, определяющим перемещение и вращение частиц вещества технологической среды, согласно критериям Sm , Se , Si и Sm/Se , представляется отношениями для магнитных (B/τ) , электрических (t/I) и электромагнитных (B/E) воздействий. Отношение (B/E) заменяется на (B/U) при использовании в качестве источника электрической дуги генераторов импульсов и на (B/I) при использовании трансформаторов.

В результате при управлении источниками энергии целесообразно использовать соотношения пропорциональные критериям тепломассопереноса для оптимизации геометрических характеристик рельефа поверхности

$$R_a \sim \frac{v_s [Q (1 - H_e)]}{(B I) (v S)} = \frac{v_s Q S I}{v B (1 - H_e)};$$

для оптимизации физико-механических параметров относительного упрочнения материала поверхностного слоя

$$H_e \sim 1 - \frac{v_s Q S I}{v B R_a}.$$

Соотношения показывают положительную обратную связь рельефа R_a и отрицательную обратную связь упрочнения H_e с производительностью

обработки $v_s Q$, а также с регулируемыми характеристиками кинематики оборудования (S/v) и мощности источника энергии (I/B).

Список литературы: 1. Бусленко Н.П. Математическое моделирование производственных процессов. – М.: Наука, 1964. – 314 с. 2. Артоболевский И.И., Ильинский Д.Я. Основы синтеза машин автоматического действия. – М.: Наука, 1983. – 280 с. 3. Ящерицын П.И., Кожуро Л.М., Хейфец М.Л., Чемисов Б.П. Проектирование технологических комплексов высокоэффективной обработки изделий на основе многофакторной оптимизации // Доклады АН Беларуси. 1997, Т.41, №3. – С. 121-127. 4. Хейфец М.Л., Кожуро Л.М., Мрочек Ж.А. Процессы самоорганизации при формировании поверхностей. – Гомель: ИММС НАНБ, 1999. – 276 с. 5. Интеллектуальное производство: состояние и перспективы развития / Под общей ред. М.Л. Хейфеца и Б.П. Чемисова. – Новополоцк: ПГУ, 2002. – 268 с. 6. Технологические основы управления качеством машин / А.С. Васильев, А.М. Дальский, С.А. Клименко и др. – М.: Машиностроение, 2003. – 304 с. 7. Ящерицын П.И., Кожуро Л.М., Хейфец М.Л. Гибкий производственный модуль для комбинированной электромагнитной и термомеханической обработки изделий // Вестник машиностроения. 1996, №3. – С. 33-36. 8. Акулович Л.М., Кожуро Л.М., Хейфец М.Л., Зевелева Е.З. Анализ высокоэффективных методов обработки при проектировании технологических комплексов // Инженерно-физический журнал. 1999, Т.72, №5. – С. 971-979. 9. Ящерицын П.И., Кожуро Л.М., Сенчило И.А., Хейфец М.Л. О самоорганизации в технологическо-эксплуатационных процессах при комбинированных методах обработки металлов // Доклады АН Беларуси. 1995, Т.39, №1. – С. 112-116. 10. Хейфец М.Л. Цикличность состояний и свойств поверхностного слоя при комбинированных методах обработки металлов // Доклады АН Беларуси. 1996, Т.40, №5. – С. 120-123.

Слано в редакцию 5.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

ТЕХНОЛОГИЯ УПРОЧНЕНИЯ И ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ТЕРМОУПРУГОПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Хромов В.Н. (ОрелГАУ, г. Орел, Россия)

I offer the following two element restoration and hardening techniques for consideration: 1. the restoration of the worn-out outer surface of car-and-tractor diesel engine piston pins; 2. the restoration of the worn-out inner surface of internal combustion engine cylinder liners.

Среди применяемых в ремонтном производстве способов восстанов-

ления деталей пластическая деформация занимает особое место. При использовании указанного метода восстановление первоначальных размеров детали осуществляется за счет перераспределения материала самого изделия. В этом случае материал перемещают с нерабочих участков к изношенным поверхностям под направленным действием внешних или внутренних сил. Этот метод прост и экономичен.

Среди способов восстановления деталей пластической деформацией особое место занимает термоупругопластическое деформирование (ТПД), когда, нагревая и охлаждая восстанавливаемую деталь без приложения к ней дополнительных внешних сил от пресса, а, используя внутренние механизмы деформирования металла, достигают сохранения ее объема и перераспределения металла на рабочие изношенные поверхности с одновременным их упрочнением. В первую очередь, это детали типа «полый цилиндр» (в том числе поршневые пальцы и гильзы цилиндров двигателей) [1, 2].

Износы зеркала чугуинной гильзы цилиндра не превышают 0,3 мм. Максимальный износ наружной цилиндрической поверхности поршневых пальцев изготовленных из низкоуглеродистой легированной стали (12ХНЗА, 15Х и др.) с закаленным цементованным слоем достигает 0,03 мм.

Технология восстановления и упрочнения гильз цилиндров

Рассматривая методы восстановления гильз цилиндров ТПД под действием внутренних сил можно выделить несколько способов схемы, которых представлены на рис. 1. Схемы, представленные на рис. 1, по сути своей близки и характеризуются созданием движущегося градиента температуры вдоль оси гильзы. Технологически наиболее удобной является схема с размещением индуктора и спрейера с наружной цилиндрической поверхности гильзы. В результате ТПД в гильзе происходит перераспределение металла на внутреннюю изношенную поверхность.

Данный способ целесообразно применять для незакаливаемых гильз цилиндров изготавливаемых из специального легированного чугуна, например, двигателей ЗМЗ-53, КамАЗ-740, ЗИЛ-130 и других. Перед ТПД незакаливаемых гильз их объемно прогревают до 500 °С для повышения пластичности металла.

При внутреннем диаметре гильзы цилиндра 100...130 мм величина остаточного перемещения внутренней цилиндрической поверхности составляет 0,7...1,3 мм, что является достаточным при величине износа зеркала гильзы равной 0,3 мм, величине коробления после ТПД 0,1 мм и припуске на механическую обработку 0,3 мм.

Математическое моделирование процесса ТПД позволили определить оптимальные режимы технологии [2]. Отличительной особенностью процесса ТПД методом создания движущегося градиента температуры

вдоль оси является нагрев детали ниже точки A_{c1} на $20...30^\circ\text{C}$. ТПД осуществляли при перемещении гильзы относительно индуктора со скоростью $2,0...2,5\text{ мм/с}$ при непрерывном охлаждении водяным душем. Для снятия высоких термических напряжений после ТПД осуществляли объемный нагрев гильзы до температуры $350...400^\circ\text{C}$ с последующим охлаждением на воздухе (средний отпуск).

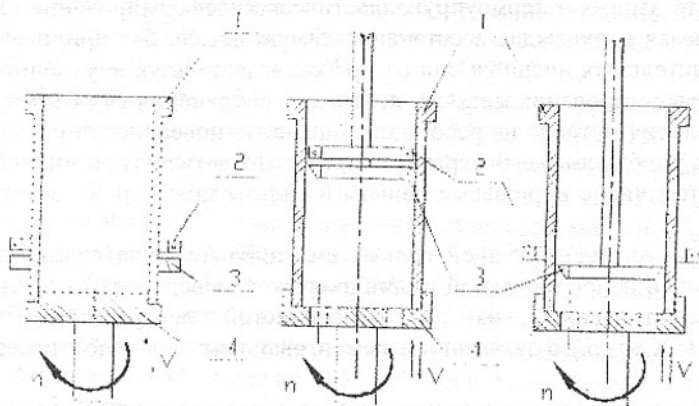


Рис. 1. Схемы способов восстановления внутренней цилиндрической поверхности гильз цилиндров термоупруго-пластическим деформированием (ТПД) а) – индуктор и спрейер расположены снаружи гильзы, б) – индуктор и спрейер расположены внутри гильзы, в) – индуктор расположен снаружи, а спрейер внутри гильзы: 1 – гильза цилиндра, 2 – индуктор, 3 – спрейер, 4 – центрирующая оправка

Нагрев проводился на установке ТВЧ, петлевым индуктором с последующим охлаждением водой кольцевым спрейером. Мощность генератора установки ТВЧ – 100 кВт . Частота вращения гильзы – $30...50\text{ мин}^{-1}$. Скорость перемещения гильзы относительно индуктора при отпуске – 3 мм/с . Удельный расход воды для охлаждения нагретой поверхности гильзы – $20...40\text{ л/м}^2$.

Если после одного цикла ТПД величина остаточной деформации внутренней цилиндрической поверхности гильзы составляла $\Delta d = 0,7...1,3\text{ мм}$, то после двух циклов $\Delta d = 1,1...1,9\text{ мм}$.

После ТПД происходит уменьшение как внутреннего, так и наружного диаметра гильзы. Для восстановления наружных посадочных поясков гильзы необходимо осуществить их наращивание на величину слоя толщиной $1,5...2,0\text{ мм}$.

Это можно выполнить способом электродугового напыления с ис-

пользованием стандартных режимов как стальной, так и алюминиевой проволокой.

После получения припусков на механическую обработку внутренней и наружной поверхности гильзы цилиндра, осуществляют растачивание на вертикально-расточных станках и хонингование на хонинговальном станке.

Затем проводят механическую обработку наружных поверхностей гильзы на токарно-винторезном станке.

Гильзы, прошедшие два цикла ТПД растачивают на вертикально-расточных станках 2733П. Базирование осуществляют по наружной поверхности посадочных поясков, а зажим по торцовым. Режимы растачивания: частота вращения резца - 435 мин^{-1} , подача - $0,05 \text{ мм/об}$.

Гильзы, прошедшие один цикл ТПД хонинговали на хонинговальном станке 3К833. Обработку проводили хонинговальной головкой брусками АБХ125х8х5х3 АСК125/100-МС1-100 % до номинального диаметра. Режимы хонингования - 100 мин^{-1} ; количество двойных ходов - 40.

Таким образом, установлено, что при обработке гильз цилиндров на хонинговальном станке с гидравлическим приводом разжима брусков с помощью специальной хонинговальной головки достаточно припуска $0,35...0,4 \text{ мм}$ на диаметр.

После напыления механическую обработку наружных поверхностей гильзы цилиндра осуществляют на токарно-винторезном станке. Гильзу закрепляли с помощью специальной двухцанговой оправки.

Технология восстановления и упрочнения поршневых пальцев

На рис. 2 представлена схема способа восстановления наружной цилиндрической поверхности поршневых пальцев ТПД. Поршневые пальцы, изготавливаемые из цементуемой марки стали 12ХН3А (ГОСТ 4543-71), подлежащие ТПД, подают к закалочной установке токов высокой частоты (ТВЧ) ($N=50 \text{ кВт}$, $f=2400 \text{ Гц}$), где в индукторе палец нагревают объемно до температуры фазовых превращений $840...860^\circ\text{C}$, а затем зажимают по торцам и на установке ТПД охлаждают водяным душем изнутри, посредством спрейера вставляемого во внутреннюю полость пальца. При этом получают остаточную деформацию - увеличение наружного диаметра с одновременной поверхностной закалкой цементованного слоя на $\Delta D=0,15 \text{ мм}$ и длины на $\Delta L=0,3 \text{ мм}$, достаточных для компенсации износа и создания припуска на шлифование.

После ТПД поршневые пальцы обрабатывают холодом в течение двух часов при температуре минус ($50...70$) $^\circ\text{C}$ для полного распада остаточного аустенита и проходят отпуск при температуре $190...220^\circ\text{C}$ в течение двух часов с последующим охлаждением на воздухе.

Затем поршневые пальцы подвергают шлифованию наружной цилиндрической поверхности на бесцентрово-шлифовальном станке и торцы

пальцев на плоско-шлифовальном станке. При помощи специальной оснастки снимают наружную и внутреннюю фаски. Полирование наружной фаски выполняют на приспособлении состоящем из стола, электродвигателя с закрепленным на его валу алмазным кругом, направляющей втулки и кожуха.

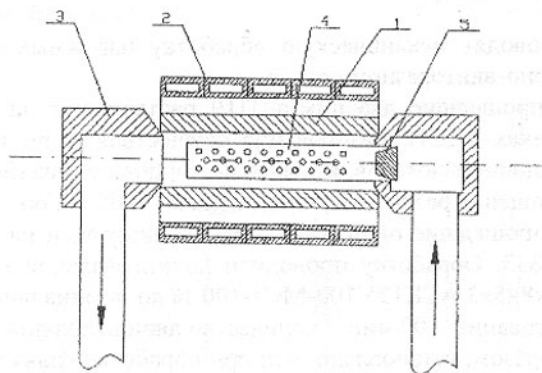


Рис. 2. Схема способа восстановления наружной цилиндрической поверхности поршневых пальцев термоупруго-пластическим деформированием (ТПД): 1 – поршневой палец, 2 – индуктор, 3 – втулка, 4 – спрейер, 5 – гидроклапан

В завершение поршневые пальцы поступают на стол контроля, где их сортируют на группы по размеру и массе. После контроля и маркировки пальцы подают на участок консервации и упаковки. Кассеты с пальцами окунают в ванну с горячим моющим 10...20% раствором нитрата натрия, затем после стекания раствора каждый палец упаковывают на столе в ингибиторную бумагу.

Благодаря своей простоте технология восстановления поршневых пальцев ТПД внедрена в ремонтном и машиностроительном производстве в, частности, на ремонтном заводе «КамАЗ» г.Набережные Челны и на заводе «Автодизель» г.Ярославль.

Разработанные технологии восстановления и упрочнения деталей ТПД обеспечивают качество восстановления по геометрическим параметрам, физико-механическим и эксплуатационным свойствам на уровне не ниже новых деталей.

Подводя итог выше изложенному можно сказать, что ТПД перспективный способ восстановления деталей, позволяющий восстанавливать цилиндрические поверхности стальных и чугунных деталей. Может быть широко использован как ремонтными предприятиями, занимающимися восстановлением изношенных деталей, так и машиностроительными заводами для устранения брака механической обработки.

Выводы: 1. На примере гильзы цилиндра ДВС, показана возможность упрочнения и восстановления внутренних цилиндрических поверхностей деталей типа «втулка», изготовленных из железоуглеродистых сплавов независимо от содержания углерода, путем создания подвижного градиента температуры вдоль оси детали. При этом нагрев осуществляют ниже фазовых превращений.

2. На примере поршневого пальца дизелей, показана возможность упрочнения и восстановления наружных цилиндрических поверхностей деталей типа «втулка», изготовленных из низкоуглеродистых сталей с наружной цементованной поверхностью, путем создания градиента температуры по радиусу детали. При этом нагрев осуществляют выше фазовых превращений.

Список литературы: 1. Хромов В.Н. Технология упрочнения и восстановления деталей машин термоупругопластическим деформированием // Технология машиностроения. - 2001. - №6. - с. 39-42. 2. Хромов В.Н., Сенченков И.К. Термоупругопластическое деформирование металла: Восстановление деталей машин. Орел.: ОрелГТУ, 2002.- 219 с.

Слано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

АНАЛИЗ ПРОЧНОСТИ МАТЕРИАЛА С ПОКРЫТИЕМ

Худолей А.Л., Гоман А.М., Александрова В.С.
(ИМИНМАШ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

On an example of research intense - deformed conditions of the bimetallic bearing brass dependencies of the maximal contact pressure, of equivalent and tangents stress in coating, determining durability of a material with a covering are received and analysed.

Введение. В настоящее время в машиностроении все чаще используются изделия с покрытиями различного функционального назначения. Применение биметаллических подшипников скольжения в узлах трения позволяет экономить цветные сплавы и обеспечивает повышение надежности узла в целом.

В Институте механики и надежности машин НАН Беларуси на базе многолетних исследований в области прочности материалов и конструкций предложен метод определения прочности сцепления покрытия при газотермическом напылении шеек валов [1], заключающийся в установлении предельных напряжений в зоне контакта «покрытие-основа». Используем этот метод для анализа прочности материала с покрытием на примере биметаллического вкладыша.

Выводы: 1. На примере гильзы цилиндра ДВС, показана возможность упрочнения и восстановления внутренних цилиндрических поверхностей деталей типа «втулка», изготовленных из железоуглеродистых сплавов независимо от содержания углерода, путем создания подвижного градиента температуры вдоль оси детали. При этом нагрев осуществляют ниже фазовых превращений.

2. На примере поршневого пальца дизелей, показана возможность упрочнения и восстановления наружных цилиндрических поверхностей деталей типа «втулка», изготовленных из низкоуглеродистых сталей с наружной цементованной поверхностью, путем создания градиента температуры по радиусу детали. При этом нагрев осуществляют выше фазовых превращений.

Список литературы: 1. Хромов В.Н. Технология упрочнения и восстановления деталей машин термоупругопластическим деформированием // Технология машиностроения. - 2001. - №6. - с. 39-42. 2. Хромов В.Н., Сенченков И.К. Термоупругопластическое деформирование металла: Восстановление деталей машин. Орел.: ОрелГТУ, 2002.- 219 с.

Слано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

АНАЛИЗ ПРОЧНОСТИ МАТЕРИАЛА С ПОКРЫТИЕМ

Худолей А.Л., Гоман А.М., Александрова В.С.
(ИМИНМАШ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

On an example of research intense - deformed conditions of the bimetallic bearing brass dependencies of the maximal contact pressure, of equivalent and tangents stress in coating, determining durability of a material with a covering are received and analysed.

Введение. В настоящее время в машиностроении все чаще используются изделия с покрытиями различного функционального назначения. Применение биметаллических подшипников скольжения в узлах трения позволяет экономить цветные сплавы и обеспечивает повышение надежности узла в целом.

В Институте механики и надежности машин НАН Беларуси на базе многолетних исследований в области прочности материалов и конструкций предложен метод определения прочности сцепления покрытия при газотермическом напылении шеек валов [1], заключающийся в установлении предельных напряжений в зоне контакта «покрытие-основа». Используем этот метод для анализа прочности материала с покрытием на примере биметаллического вкладыша.

Наносимый на поверхность вкладыша подшипника скольжения слой покрытия должен удовлетворять условиям прочности, износостойкости, обеспечивать надежную работу в пределах заданного срока эксплуатации. В проектных расчетах, связанных с определением толщины, подбором физико-механических характеристик материала наносимого слоя, оценку прочности материала с покрытием можно произвести посредством сопоставления предельного напряженного состояния, возникающего в покрытии, с допусаемым напряжением [2]. Наиболее тяжелыми режимами работы подшипников скольжения являются периоды пусков и остановов. При малой угловой скорости вращения вала они работают в условиях граничной смазки и без нее. При таких режимах коэффициент трения скольжения f между валом и поверхностью покрытия достигает своего максимального значения 0,5.

1. Определение максимального контактного давления. Первоначально рассмотрим решение контактной задачи от действия на цапфу только радиальной силы. В этом случае цапфа будет перемещаться поступательно. Возникающие в реальной эксплуатации подшипников перекосы оси вала на этом этапе рассматриваться не будут. Следует отметить, что упругие константы слоя и основания вкладыша подшипника таковы, что основание вкладыша в первом приближении можно считать недеформируемым телом. Особенностью рассматриваемого случая является соизмеримость площадки контакта с характерными размерами взаимодействующих тел, что не позволяет использовать контактную задачу Герца для описания напряженно-деформированного состояния покрытия.

Решение контактных задач теории упругости и пластичности рассмотрено во многих фундаментальных монографиях [3-6]. Для тел, у которых площадка контакта соизмерима с их размерами, проведено исследование И.Я.Штаерманом. Им решена задача о вдавливании жесткого цилиндрического штампа в цилиндрическую полость бесконечного упругого тела, причем радиусы штампа и полости незначительно отличаются друг от друга. Рассматриваемая в данной работе задача является аналогичной, только

вместо упругого тела цапфа вдавливается в тонкий упругий слой из антифрикционного материала, нанесенный на поверхность вкладыша.

Проведенные исследования [6, 7] показали, что если толщина покрытия существенно меньше зоны контакта,

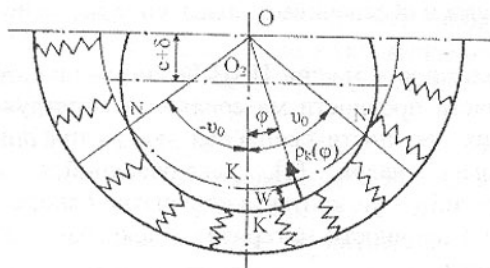


Рис. 1. Схема к расчету контактного давления

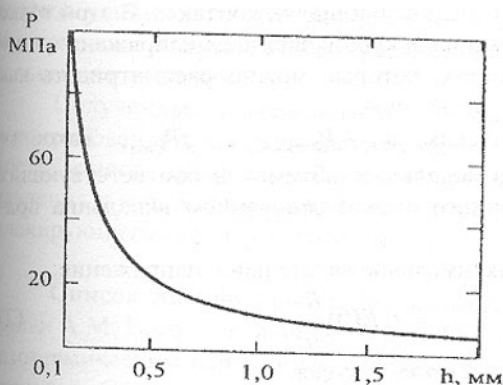


Рис. 2. Зависимость контактного давления в переходной зоне от высоты покрытия: $\delta = 0,1$ мкм; $E = 1,12 \cdot 10^5$ МПа (Бр.ОФ6,5-0,4)

мого покрытия увеличивать к краям, уменьшая при этом модуль упругости.

Максимальное контактное давление в соответствии с принятыми предположениями реализуется в центре вклада при $\varphi = 0$

$$P_{k \max} = \frac{E(0)}{h} \delta. \quad (1)$$

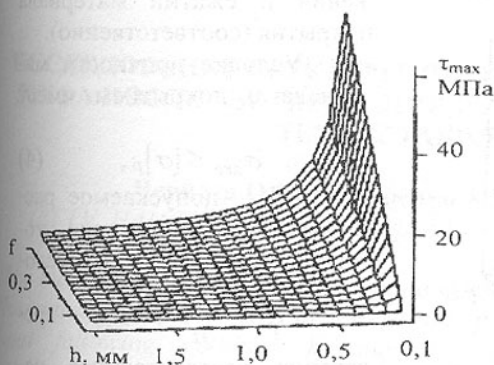


Рис. 3. Зависимость максимальных касательных напряжений в покрытии от его толщины и коэффициента трения: $\delta = 0,1$ мкм; $E = 1,12 \cdot 10^5$ МПа (Бр.ОФ6,5-0,4)

касательные напряжения в слое. Наиболее опасное напряженное состояние слоя возникает в зоне действия максимального контактного напряже-

то упругий слой можно рассматривать как упругое основание. Упругий слой моделируется радиальными пружинами, работающими на растяжение — сжатие (рис.1). Будем считать, что модуль упругости покрытия остается в каждом поперечном сечении, перпендикулярном этой оси, по толщине постоянным. Также предлагается с целью выравнивания концентрации напряжений по краям подшипника пористость наноси-

где E — модуль упругости материала покрытия; δ — величина упругой деформации; h — толщина слоя.

Уравнение (1) позволяет определить не только максимальное контактное давление, но и устанавливает связь между толщиной покрытия и величиной внедрения в него цапфы. При толщине покрытия в 0,5 мм контактное давление составляет 22,4 МПа, при 0,1 мм — 112,0 МПа. На рис.2 представлена графически зависимость (1).

2. Эквивалентные и

ния P_{kmax} , которое имеет место в середине площадки контакта. В этой точке рассмотрим элементарный объем в виде куба и запишем напряжения в соответствующих секущих плоскостях, которые можно рассматривать как напряженное состояние в исследуемой точке.

Это состояние является плоским: $\sigma = -P_{kmax}$, $\tau = fP_{kmax}$. Такое же напряженное состояние будет в локальных объемах в соответствующих местах сцепления антифрикционного слоя с основанием вкладыша подшипника.

С учетом (1) определим максимальное касательное напряжение:

$$\tau_{max} = f_0 E(0) \frac{\delta}{h} \quad (2)$$

где f_0 – коэффициент трения в момент пуска.

На рис.3 видно, что при толщине покрытия в 0,5 мм и коэффициенте трения 0,5 (режим пуска) максимальное касательное напряжение составляет 11,2 МПа, при 0,1 мм – 56 МПа.

Эквивалентное напряжение $\sigma_{эв}$ определяется через σ и τ следующим образом

$$\sigma_{эв} = \frac{1-\nu}{2} \sigma + \frac{1+\nu}{2} \sqrt{\sigma^2 + 4\tau^2} = \frac{E(0)}{2h} \delta \left[(1-\nu) + (1+\nu) \sqrt{1 + f_0^2} \right] \quad (3)$$

$$\text{где } \nu = \frac{\sigma_{TP}}{\sigma_{ТСЖ}}, \sigma_{TP} \text{ и } \sigma_{ТСЖ}$$

предел текучести при растяжении и сжатии материала покрытия (соответственно).

Условие прочности материала с покрытием имеет вид

$$\sigma_{эв} \leq [\sigma]_p, \quad (4)$$

$[\sigma]_p$ – допускаемое растягивающее напряжение, которое определяется из условия

$$[\sigma]_p = \frac{\sigma_{пред}}{n}, \quad \sigma_{пред} - \text{пре-$$

дельное растягивающее напряжение для материала покрытия, n – коэффициент запаса.

Выводы

В ходе теоретического

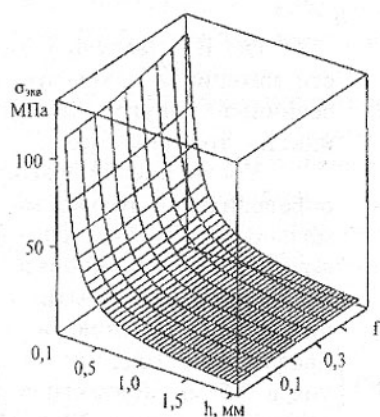


Рис. 4. Зависимость эквивалентных напряжений в покрытии от его толщины и коэффициента трения: $\delta=0,1$ мкм; $E=1,12 \cdot 10^5$ МПа (Бр.ОФ6,5-0,4)

анализа установлено, что уменьшение толщины покрытия с 0,5 мм до 0,1 мм приводит к пятикратному увеличению контактного давления и касательных напряжений.

Полученные зависимости показывают, что обеспечение комплексных требований к подшипниковым материалам таких, как антифрикционность, износостойкость, усталостная прочность, уменьшение контактного давления и касательных напряжений можно достичь изменением толщины плакирующего слоя и уменьшением его модуля упругости.

Список литературы: 1. Долонговский В.А., Белоцерковский М.А., Гоман А.М. Расчет на прочность шеек коленчатых валов, восстановленных газотермическим напылением / Физика и технологии тонкопленочных материалов. Сб. научн. статей. Вып.3. // БелГУТ. – Гомель, 1996. – С.104 - 116. 2. Иосилевич Г.Б. Детали машин. – М.: Машиностроение, 1988. – 368с. 3. Лейбензон Л.С. Курс теории упругости. – М. – Л.:ГИТТЛ, 1947. – 464 с. 4. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. – М.: Наука, 1980. – 304 с. 5. Штаерман И.Я. Контактная задача теории упругости. – М. – Л.: ОНТИ, 1949. 6. Ворович И.И., Александров В.М., Бабешко В.А. Неклассические смешанные задачи теории упругости. – М.: Наука, 1974. – 456 с. 7. Гоман А.М. К определению нагрузки, действующей на обрезиненный вал // Изв. вузов. Машиностроение. – 1974, №4. – С.36-40.

Сдано в редакцию 10.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ СРУКТУРЫ ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ ИЗ СТАЛИ 50ХФА ПОСЛЕ АЗОТИРОВАНИЯ И ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ТЕРМОСТАБИЛЬНОСТЬ

Чернета О.Г., Нестеренко А.М., Коробочка А.Н.

(ДГТУ, НАН ИЧМ, г. Днепродзержинск, г. Днепропетровск, Украина)

The technology of obtaining of nitriding working surface of piston ring with next laser treatment gives high wear-resistant properties to surface of piston ring and following coating characteristics : the hardness of coating - $H_{0,05} = 5200...9300 \text{ MPa}$ by coating depth of $h=70..80 \text{ mkm}$ with structure of gar-denite, carbonitrics ($\text{Me}_7(\text{CN})_3$) and nitrics (Fe_3N) altitude of microroughness $R_z5...40 \text{ mkm}$.

Введение. Одна из актуальнейших проблем современного автомобилестроения – обеспечение высоких скоростных и мощностных характеристик двигателей внутреннего сгорания, их надежности и долговечности. Создание новых технологий по производству износостойких поршневых

колец с заданным уровнем надежности и качества изделий, с подбором материалов и покрытий, а также новых технологий их нанесения позволит повысить ресурс и надежность двигателей внутреннего сгорания автомобилей в 5-6 раз.

Постановка задачи исследований. Основной целью исследований является разработка новой технологии получения термостойких, износостойких покрытий рабочих поверхностей поршневых колец. Для реализации поставленной цели необходимо решить следующие задачи: исследовать микроструктуру поверхностного слоя материала поршневых колец и его механо-прочностные, теплостойкие, износостойкие характеристики; исследовать физические процессы структурообразования износостойких покрытий; разработать оптимальные технологические режимы упрочнения поверхности поршневых колец.

Результаты исследований. Азотирование и последующая лазерная обработка поверхности углеродистых, низколегированных и легированных сталей приводит к повышению прочностных характеристик и твердости поверхности деталей за счет образования структур закалочного типа [1].

При лазерной обработке азотированных деталей на их поверхностях в зоне лазерного воздействия образуются структуры, имеющие высокую микротвердость ($H_{\mu 50} = 9300$ МПа при толщине слоя от 3 до 40 мкм.).

Анализ фазового состава поверхностной зоны азотированных образцов после лазерной обработки проводили на дифрактометре ДРОН - 2,0 в медном монохроматизированном излучении. Результаты рентгенофазового анализа азотированных покрытий с последующей лазерной обработкой приведены в таблице 1.

Основными фазами азотированной поверхности, обработанной лазером, являются $\alpha - Fe$, карбонитрид $Me_7(CN)_3$, $Me(Fe, Cr, Mn)$, и нитрид Fe_3N . Упорядоченные элементы тонкого строения в виде игл или реек, пластин (пакетов) характерны для мартенсита, образующегося в сталях при объемной закалке. Для материала поршневых колец, работающих в условиях повышенных температур и износа, важным является термическая стабильность их структуры в поверхностном слое.

С этой целью образцы из стали 50ХФА, прошедшие обработку концентрированными потоками лазерного облучения, подвергли термическому воздействию – отпуску при температуре 550°C с продолжительностью выдержки 25 минут.

Расшифровка дифрактограмм показала наличие в структуре следующих фаз: $\alpha - Fe$, карбонитрида $Me_7(CN)_3$, нитрида Fe_3N и цементита $Fe_3(CN)$. О наличии последнего в структуре отпущенного поверхностного слоя свидетельствует появление на дифрактограмме интерференции (022,103), которая является наиболее интенсивной в дифракционном спек-

тре этой фазы (рис.2.). Поскольку и в исходном (неотпущенном) состоянии в поверхностном слое наблюдались фазы $\alpha - Fe$, $Me_7(CN)_3$ и Fe_3N , то появление цементита $Fe_3(CN)$ связано с влиянием отпуска, который приводит к распаду пересыщенного углеродом и азотом $\alpha - Fe$ - гарденита [2]. Атомы углерода и азота, выделяясь из $\alpha - Fe$, образуют по границам сгруппированных реек пластин и по границам бывших аустенитных зерен микрокристаллы нитридного цементита $Fe_3(CN)$. Следует отметить, что для выявления зеренной структуры в отпущенных образцах характерна «зубчатость» границ, сгруппированных реек – пластин в субструктуре зерен (рис.1) [4,5].

Таблица 1 - Результаты рентгенофазового анализа азотированных покрытий с последующей лазерной обработкой

Экспериментальные данные		Идентифицируемые фазы					
$d_{HKL}, \overset{\circ}{A}$	I/I_{max}	$\alpha - Fe$ [3]		$Me_7(CN)_3$ [5]		Fe_3N [3]	
		HKL	$d_{HKL}, \overset{\circ}{A}$	HKL	$d_{HKL}, \overset{\circ}{A}$	HKL	$d_{HKL}, \overset{\circ}{A}$
2.47	0.35			(122)	2.508		
2.41	0.03					(100)	2.380
2.27	0.10			(031,200,024,015)	2.277		
2.21	0.08					(002)	2.190
2.14	0.76			(210)	2.160		
2.10	0.38					(101)	2.090
2.014	1.00	(110)		(131,124,115)	2.036		
1.891	0.04			(220,213)	2.030,2.028,1.902		5
1.81	0.31			(222)	1.813		
1.79	0.04			(204)	1.810		
1.77	0.07			(116)	1.767		
1.73	0.12			(026)	1.731		
1.58	0.09					(102)	1.610
1.53	0.07			(232)	1.561		
1.51	0.23			(044)	1.504		
1.47	0.01			(302)	1.469		
1.43	0.09	(200)	1.428				
1.38	0.14					(110)	1.370
1.23	0.13					(103)	1.240
1.17	0.20	(211)	1.166				
1.09	0.10			(238)	1.010		
1.01	0.12	(220)	1.010				

Низкоуглеродистый аустенит, вследствие пониженной устойчивости при последующем ускоренном охлаждении распадается по диффузионному механизму с образованием троостосорбита. При последующем отпуске частицы цементита в троостосорбите коагулируют, что повышает его тра-
вимость. Измерение микротвердости этих пятен показало, что она

x 340

нитрида $Me_7(CN)_3$ и азотистого феррита [6].

В ходе выдержки при отпуске при $T=550^{\circ}\text{C}$, несмотря на коагуляцию карбонитридных и карбидных микрочастиц цементитного типа, блокирующих дислокации при старении, твердость остается на уровне $H_{\mu 50} = 5000 \dots 6000 \text{ МПа}$.

Действительно, как следует из анализа изменения микротвердости по толщине поверхностного слоя, указанного на рис.4 (по торцу образца),

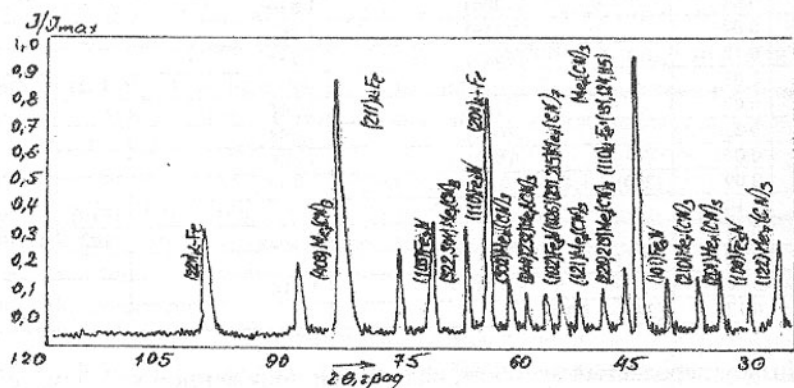
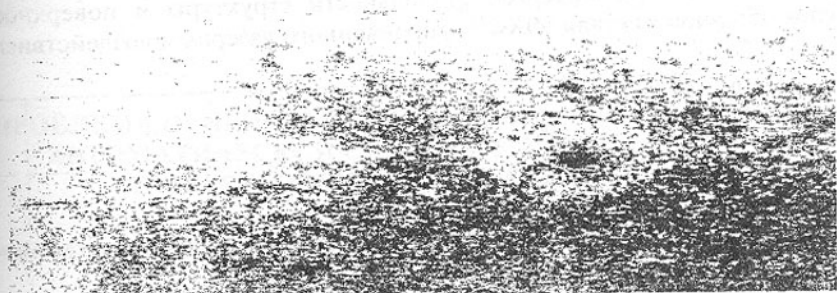


Рис.2. Дифрактограмма поверхности азотированного образца из стали 50ХФА, подвергнутого лазерной обработки и последующему отпуску при температуре 550°С (длительность выдержки – 25 мин.)

подвергнутого лазерному воздействию и последующему отпуску при $T=550^{\circ}\text{C}$, в пределах зоны $\alpha - \text{Fe} + \text{Me}_7(\text{CN})_3$ поверхностного слоя толщиной 0,3...0,5 мм, где пересыщение азотом было наиболее выраженным, а количество карбонитрида $\text{Me}_7(\text{CN})_3$ максимальным, как раз и наблюдается повышенный уровень значений микротвердости $H_{\mu 50}^{\text{сред}} = 4500...5500$ МПа.



х 400.

Рис. 3. Микроструктура поверхности образца из стали 50ХФА, подвергнутой лазерной обработке и последующему отпуску при 550°C с длительностью 25 минут

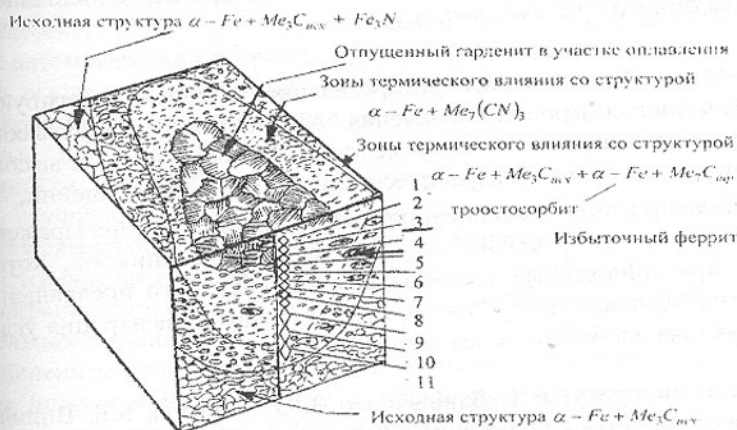


Рис. 4. Схематическое изображение оплавленной зоны, отпущенной при 550°C и маршрут замеров микротвердости по торцу образца

Следовательно в зоне $\alpha - \text{Fe} + \text{Me}_7(\text{CN})_3$ эффект упрочнения от лазерного воздействия достигается за счет значительного пересыщения азотом $\alpha - \text{Fe}$ (феррита) в исходной структуре, а в отпущенной вследствие упрочняющего вклада карбонитридных и карбидных фаз цементитного ти-

па, а также за счет наличия мелкодисперсных высокотвердых частиц карбонитрида $Me_7(CN)_3$. Максимальные значения микротвердости наблюдаются непосредственно в тонком подповерхностном слое толщиной 0,06...0,08 мм $H_{\mu 50}^{сред} = 5500...6000$ МПа, имеющего структуру мартенсита отпуска. Полученные данные свидетельствуют о достаточно высокой микротвердости и термической стабильности структуры и поверхностного слоя образцов из стали 50ХФА, упрочненного лазерным воздействием.

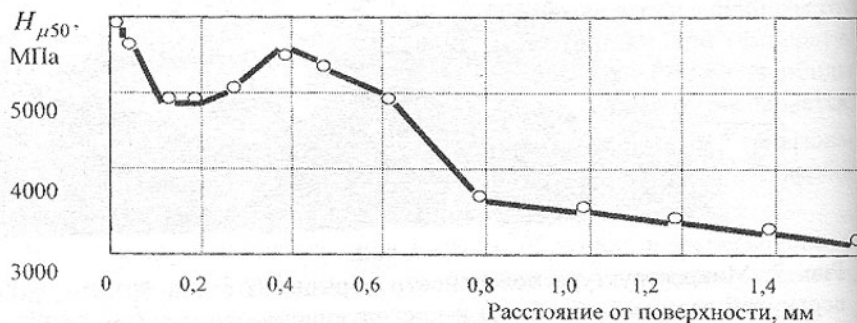


Рис. 5. Изменение микротвердости по торцу образца, подвергнутого лазерному воздействию и последующему отпуску при 550°C вдоль маршрута, указанного на схеме (рис.4)

Выводы. Неравномерное распределение углерода и легирующих элементов в зоне лазерного оплавления, обусловленное сверхвысокими скоростями нагрева при лазерном воздействии и последующими высокими скоростями охлаждения, образующиеся при $\gamma \rightarrow \alpha$ - превращении, кристаллы мартенсита имеют высокую плотность дислокаций, невыраженные элементы пластинчато-реечного строения с микродвойниками, которые возникают при пониженных температурах мартенситного превращения в объемах превращающегося аустенита, где локальная концентрация углерода и легирующих элементов более высокая.

Список литературы: 1. Данильченко В.Ю., Польчук Б.Б. Вплив імпульсної лазерної обробки на структуроутворення поверхнього шару сплавів на основі заліза. // Науково-технічний журнал "Металознавство та обробка металів". №1.-2 2000.-С.3-5. 2. Завьялов А.С., Теплухин Г.Н., Габеев К.В. Условия и механизм образования бесструктурного мартенсита (гарденита). Металловедение и термическая обработка металлов.- №10.-1979.-С.11-12. 3. М. Fruchart, J. Senatear, M. Bouchaud, A. Michel. Comp. Rend. Acad. Sci., gr. 8, 260, 1965 p 913. 4. Крапошин В. С. Термическая обработка

стали и сплавов с применением лазерного луча и прочих прогрессивных видов нагрева. Итоги науки и техники. Металловедение и термическая обработка. — М.: Т21; 1987.—С.144. 5. Нестеренко А.М. Кристаллизация и структура карбидных фаз легированных железоуглеродистых сплавов. Дис. канд. тех. наук: 01.04.13-М, 1975.—С.85-94. 6. Григорович В.К. Твердость и микротвердость металлов.—М.: Наука; 1976.—С.230.

Сдано в редакцию 15.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ПРОБЛЕМА ОРИЕНТИРУЕМОСТИ ДЕТАЛЕЙ И УЗЛОВ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ СБОРКЕ В КОМПЬЮТЕРНО- ИНТЕГРИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Шабайкович В.А. (Технологический университет, г. Жешов, Польша)

The main factors that effect on productibility of parts and assembly units in respect to their suitability for automatic orientation system in computer integrated manufacturing. Some features that effect on machine part orientability such as susceptibility to cling together transferability and assembling facility are discussed and the most important recommendations to be followed to improve orientability of the parts and assembly units are given.

Введение. Ориентируемость деталей является одной из основных проблем автоматической сборки изделий, т.к. этим предопределяется возможность осуществления автоматического процесса. Все детали по принятым критериям ориентирования условно могут быть разделены на не ориентируемые, плохо ориентируемые и ориентируемые с различной степенью сложности. Задача состоит в отработке конструкции деталей в направлении улучшения их автоматической ориентируемости или повышении уровня автоматизации сборочного производства, которое, как известно, автоматизировано незначительно. Проблема с одной стороны усложняется расширением в настоящее время гибкого серийного производства при значительном сокращении массового, а с другой — упрощается с все большим применением компьютерно-интегрированного производства CIM (*Computer Integrated Manufacturing*) с использованием различных проблемно-ориентированных систем CAD/CAM/CAE, CAP, SFS, PPS, CAQ, TQM, MRP, OPT, TPM, ILT, ATM и многих других.

Изложение основного материала. Ориентируемые детали к такому производству являются неподготовленными по многим критериям. Автоматическая ориентируемость по существу является этапом отработки конструкции изделий на технологичность при конкретных условиях и ситуациях их производства. Поэтому отработка ориентируемости объектов сборки должна выполняться в рамках отработки технологичности конст-

рукции по отдельным элементам сборочной операции, т.е. транспортирования, базирования, сопряжения, фиксирования, контроля, с установлением дополнительной необходимой номенклатуры показателей. В справочниках [1,2] приводится несколько иной, более общий подход (методы расчета сборочных цепей, обеспечение удобства сборки, выбор элементов конструкции при различных способах сборки), фактически не акцентирующие внимания на главных вопросах технологичности собираемых объектов, а особенно при их автоматической сборке.

По автоматическому ориентированию известны работы [3,4] и другие, в которых раскрыты основные положения, описаны процессы ориентирования и используемые для этого средства, но полностью отсутствуют материалы по обеспечению автоматической ориентируемости в условиях современного производства *CIM*. Учитывая специфику этого производства, материалы известных положений по автоматическому ориентированию или полностью могут быть отброшены, либо потребуют существенной доработки, но в большинстве случаев необходимы научные разработки для заполнения образовавшейся новой "компьютерно-интегрированной" ниши.

Как известно *CIM* объединяет ряд систем (рис.1), которые в настоящее время отличаются разнообразием и охватывают широкое программное обеспечение, начиная от выбора концепции предполагаемой разработки до получения документации, технологических процессов и программ обработки деталей и сборки изделий. Другие известные системы, например, *CAAP*, *MRP*, *RDBMS*, *MES*, *FTS*, *FEM*, *CAX*, *PDM*, *EDM*, *DRP*, *DADS*, *ADAMS*, *DEAS*, *DNC*, *FFC*, *ICAM*, *OPT* и т.п. должны быть состыкованы с используемыми в *CIM*, образуя полный и мощный программный комплекс выполнения всех сборочных работ [5]. Поскольку автоматическая сборка в *CIM* будет выполняться на переналаживаемом оборудовании и оснащении с программным управлением, то главным является программное ориентирование [6].

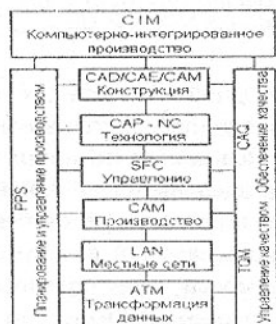


Рис. 1. Структурная схема *CIM*

Парадигмы сборочного производства будущего предусматривают широкое применение *CALS*-технологий, обеспечивающих качественную сборку, построенную на модульном принципе, сквозной параметризации, полной ассоциативности и независимости от программно-аппаратной среды. *CALS*-технологии на базе промышленных *CAD/CAM/CAE/PDM Pro/ENGINEER 2000i* обеспечивают полный цикл создания машин, начиная от проектирования и до полного их изготовления.

Признаки собираемых деталей, используемые при их автоматиче-

ском ориентировании, могут быть механическими, геометрическими, гравитационными, электромагнитными, пневмогидравлическими и другими. К механическим признакам относятся особенности материала детали, состояние поверхностей, жесткость, трибология поверхностей, реакции опор, эффекты соударения, давления и т.п. Геометрические признаки описывают конфигурацию детали, асимметрию их расположения, число осей и плоскостей симметрии, характерные элементы, соотношение размеров, допусков, отклонения формы, сцепляемость и т.п. Электромагнитные признаки охватывают эффекты взаимодействия с электромагнитными полями, емкость, сопротивление, проводимость и другие. Трибологические признаки проявляются при взаимодействии деталей с различного рода поверхностями при их перемещении. К гравитационным признакам относятся распределение массы, центр тяжести, устойчивость, инерционность, предпочтительные положения, другие эффекты гравитации. Пневмогидравлические признаки — это обтекаемость, взаимодействие со струей, иные эффекты взаимодействия с пневматической или гидравлической средой. К остальным признакам можно отнести различные метки, облучаемость, отражательность, а также оптические, голографические, температурные и другие эффекты, используемые для ориентирования. В общем можно отметить, что с помощью проявляемых признаков деталей при взаимодействии с окружающей средой можно легко и просто изменять их пространственное положение. Такое проявление ориентирующих признаков дифференцировано в зависимости от многих факторов и может быть использовано при автоматическом ориентировании в зависимости от стабильности и величины проявления. Сложность ориентирования зависит от четкости и стабильности проявления ориентирующих признаков в выбранном поле, а также множества других факторов [5].

Взаимосвязь ориентирующих признаков с конструкцией переналаживаемого ориентирующего модуля (ПОМ) показывает (рис. 2), что каждый объект может обладать набором различных признаков, которые в ок-



Рис. 2. Взаимосвязи при ориентировании объектов в СИМ

ружающей среде могут проявляться по-разному. Использование наиболее четких и стабильных признаков приводит к установлению конкурентоспособных способов автоматического ориентирования, выбору оптимальной конструкции исполнительного ПОМ. При этом все должно быть взаимно скорректировано, начиная от ориентирующих признаков, используемой системы

программного управления и переналаживаемым сборочным оборудованием, оснащением. Выполняется уточнение конструкции, как деталей и сборочных узлов по факторам, определяющим их ориентируемость, так и ПОМ.

Можно выделить восемь таких основных факторов (рис. 3), которые в основном и определяют автоматическую ориентируемость. Большинство из них описано в работах [3,4,6], однако это носит фрагментный характер, к тому же разбросано по многочисленным источникам. При этом следует отметить, что особенно слабо проанализировано влияние одного их основных факторов – соответствия ориентируемых деталей и узлов технологическим возможностям сборочного оборудования и оснащения, а также влияния унификации конструкторско-технологических решений по автоматическому ориентированию в сборке. Унификация конструкторско-технологических решений позволяет резко сократить, как разнотипность ориентируемых деталей, так и разнообразие ПОМ, создавая хорошую основу для внедрения модульных технологий и конструкций. Даже при соответствии конструкции детали или узла всем остальным факторам, не выполнение приведенных выше, существенно снижает их автоматическую ориентируемость.



Рис. 3. Факторы, определяющие ориентируемость деталей и узлов при автоматической сборке

Слабым звеном при переходе к *CIM* является создание и поддержка единого информационного пространства, обеспечивающего эффективную работу всех систем. Для этого внутренний формат хранения файлов сборочных данных должен быть компактным и точным при обеспечении вертикальной и горизонтальной совместимости с другими системами *CIM* на уровне обменных файлов. В настоящее время известны обменные файлы *DXF*, *STEP*, *IGES*, *VDA FS* и другие, которым пока присущи такие недостатки, как чувстви-

тельность к изменению версии, ограниченность в выборе способов хранения информации, потеря точности и т.п. Часто правильные файлы считаются с ошибками или даже вовсе вообще не считываются. В настоящее

время не известны способы компактного описания сборочных данных, в том числе и по автоматической ориентируемости объектов сборки.

Предлагается для формализации данных ориентируемости деталей использовать матричный аппарат, а именно, объемные матрицы [7]. Такая матрица может быть записана как

$$M_{ijk} = M_{ij} \cap M_{ik} \cap M_{jk}, \quad (1)$$

где M_{ij}, M_{ik}, M_{jk} - составляющие объемной матрицы, являющиеся ее пересечением, т.е. элементами одновременно ей принадлежащими.

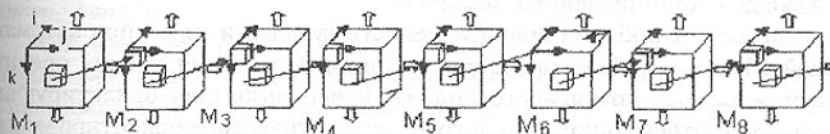


Рис. 4. Расширение объемных матриц ориентируемости деталей при автоматической сборке

Предлагаемая схема описания сборочных данных по ориентируемости деталей (рис. 4) предусматривает использование ряда объемных матриц, раскрывающих ориентирующие признаки. Матрица M_1 описывает ориентирующие признаки, связанные с внешней формой собираемых деталей и узлов по трем направлениям: i - разновидности формы, j - тип ориентирующих признаков, k - эффект проявления признака. Каждый отдельный элемент такой матрицы может быть зародышем расширяющей его следующей объемной матрицы M_2 , например, геометрии конструктивных признаков. В свою очередь элемент этой матрицы расширяется матрицей физико-механических свойств M_3 , элемент которой в свою очередь является основой построения новой матрицы M_4 базовых поверхностей и базовых деталей. Матрица M_4 расширяется матрицей M_5 компоновки сборочного узла, M_5 - матрицей M_6 конструкции сборочных соединений составных деталей, M_6 - матрицей M_7 метода и точности сборочного соединения и, наконец, M_7 - матрицей M_8 технологических возможностей сборочного оборудования и оснащения. Таким образом, можно весьма точно записать сколь угодно большую и полную информацию по ориентированию объектов автоматической сборки.

Опуская промежуточные преобразования, матрица ориентирующих признаков детали записывается как

$$OP_i = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} & P_{13} \\ P_{21} & P_{22} & P_{23} \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ P_{81} & P_{82} & P_{83} \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где p_n - разновидности ориентирующих признаков детали, описанных объемными матрицами (рис. 4)

К преимуществам такого подхода помимо компактности можно отнести возможность разностороннего расширения и углубления оперируемой информации. Расширение обеспечивает формализацию произвольного количества сборочных данных, которые за счет введения новых критериев могут быть описаны дополнительными матрицами. Представленные матрицы в дальнейшем легко программируются и математически обрабатываются, что немаловажно при оптимизации решения, и могут быть доведены даже до схемо-численных значений.

Выводы. Проблема ориентируемости деталей и узлов при автоматической сборке в *CIM* заключается в общем повышении уровня ориентируемости за счет правильного подбора и использования ориентирующих признаков и отвечающих им способов автоматического ориентирования, а также программного обеспечения этих данных в едином информационном пространстве. Вторая часть проблемы предусматривает использование объемных матриц, имеющих возможность неограниченного разностороннего расширения оперируемой информации, которые легко программируются, математически обрабатываются и могут быть доведены до схемо-численных значений.

Список литературы: 1. Технологичность конструкции: Справочник / Под ред. Ю.Д.Амирова. –М.: Машиностроение, 1990. 2. Технологичность конструкции. Под ред. С.Л.Ананьева и В.П.Купровича. –М.: Машиностроение, 1969. 3. Замятин В.К. Технология и оснащение производства машиноприборостроения: Справочник. –М.: Машиностроение, 1995. 4. Переналаживаемые сборочные автоматы. Под ред. В.А.Яхимовича. –К.: Техника. 1979. 5. Шабайкович В.А. Проблемы и направления сборки в машиностроении на рубеже XXI века. / Сборник трудов VIII международной конференции. Т. 2, Донецк, 2001. 6. Шабайкович В.А. Программное ориентирование деталей. –Львов, Вища школа, 1983. 7. Шабайкович В.А. Модульно-матричный подход к формированию единого сборочного информационного пространства. /Автоматизация: проблемы, идеи, решения. Материалы международной конференции. Севастополь, 2002.

Слано в редакцию 10.06.03
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ И ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ПОРОШКОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ РАЗЛИЧНОЙ ПРИРОДЫ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ АНТИФРИКЦИОННЫХ И ИЗНОСОСТОЙКИХ ИЗДЕЛИЙ

Шарифов 3.3. (АзТУ, Баку, Азербайджан)

On the basis of the carried out researches is developed new directions of manufacture of powder materials and products with application of rational methods alloy, including metallization not metal and metal granule, which has the large economic benefit.

Как известно, бронзы и бронзографиты являются дорогостоящими материалами, и поэтому они не применяются для изготовления средне-и крупногабаритных антифрикционных изделий. При замене их железом, содержащем медненный кокс, появляется возможность экономии порошков бронзы или меди и олова и, следовательно применения этих материалов для изготовления крупногабаритных изделий. Весьма эффективным материаловедческим решением является исключение графита из состава спеченных материалов путем замены ее на кокс [1,2]. Как показал расчет экономической эффективности от применения подшипников скольжения из железа с медненным коксом, для электродвигателей вентиляторов бытовых кондиционеров взамен бронзовых подшипников экономия составляет свыше 4000\$ США. Замена графита в составе шихты на основе железа с коксом улучшает также технологичность изготовления высокоточных подшипников скольжения путем применения технологии калибровки.

Другим альтернативным решением замены бронзографитов является использование в составе шихты на основе железа стружковых отходов чугуна, стоимость которых составляет 10% стоимости железного порошка. Так, разработанные железочугунные композиции, легированные медненным коксом отличаются как высокими эксплуатационными характеристиками, так и экономическими преимуществами [3]. Расчеты показывают, что при замене подшипников скольжения электродвигателей вентиляторов бытовых кондиционеров из бронзографита на разработанную композицию, экономия составляет свыше 60 млн. манат в год. Еще больше экономия может быть достигнута в случае применения железочугуна взамен подшипников качения.

Большая экономия достигается в случае применения железочугунов взамен традиционных порошковых материалов и чугунов. Так, например, использование железочугуна в качестве материала цилиндров ротационных компрессоров взамен чугунных отливок дает большую экономию за счет исключения многочисленных операций по механической обработке и уменьшения расхода энергоносителей. В этом случае экономия достигает

ся также за счет замены в шихте 50 мас.% железного порошка порошком чугуна.

При переходе от чугунного цилиндра ротационного компрессора на порошковый, ежегодная экономия при полной мощности работы завода может составить свыше 600 млн. манат. Помимо экономии существенно снижается металлоемкость порошковых заготовок цилиндров. Так, если масса чугунного цилиндра на один кондиционер модели БК-1500 составляет 1100-1200 г, то масса порошкового цилиндра - 650 ± 5 г. Следовательно, в чугунном варианте на 40-45% металла превращается в стружку, а в порошковом — всего на 5-7%.

Значительный технический и экономический эффект достигается при пропитке разработанных композиций ингибированными маслами [4]. Известно, что стоимость ингибиторов, получаемых из отходов нефтепродуктов невысокая, а достигаемый технический эффект значительно выше.

Так, пропитка порошковых изделий ингибированными маслами, значительно повышая износостойкость и коррозионную устойчивость изделий приводит к экономии материальных и трудовых ресурсов. В частности, замена лопасти ротационного компрессора из легированного чугуна на железочугун, пропитанный ингибированным маслом позволит получить ежегодную экономию и повысит долговечность компрессоров.

Применение методов рационального легирования и пропитки порошковых заготовок ингибированными маслами позволяет увеличить срок службы и коррозионностойкость порошковых деталей бытовых кондиционеров, работающих в агрессивной фреоно-масляной среде, а следовательно в конечном итоге получить реальную экономию.

Таким образом, экономическая целесообразность применения разработанных порошковых материалов повышенной износостойкости и коррозионной устойчивости не вызывает сомнения, а их внедрение в массовое производство деталей методом холодного прессования с последующим спеканием просто и не требует дополнительных операций. Этим и решается народно-хозяйственная задача — проблема переработки стружковых отходов чугуна в порошковые износостойкие изделия.

На основе проведенных исследований разработано новое направление производства порошковых материалов и изделий с применением рациональных методов легирования, включающих металлизацию неметаллических и металлических гранул. Эти методы основаны на трех принципах легирования шихты и материала.

1. Металлизация неметаллических включений и введение их в шихту в металлизированном виде.
2. Металлизация металлических частиц и неметаллических включений одним и тем же элементом и создание при этом интенсивных диффузионных зон, качественно изменяющих срачивания разнородных частиц.

3. Применение метода пропитки спеченных пористых изделий ингибированными маслами для повышения их антифрикционных свойств и коррозионной устойчивости.

В зависимости от предъявляемых требований к качеству порошковых изделий, любой из этих принципов легирования легко можно реализовать в промышленных условиях. В этом аспекте более перспективно применение приемов легирования металлизированными частицами-отходами производства для изготовления крупногабаритных заготовок, поскольку при этом удастся значительно снизить стоимость порошковых изделий и повысить как триботехнические свойства, так и коррозионную устойчивость.

Так, например ряд деталей насосного узла ротационных компрессоров бытовых кондиционеров пока еще изготавливаются из металлоемких чугунных отливок. Среди них наибольший интерес представляет рама — несущая деталь компрессора, выполняющая одновременно и роль основного подшипника узла трения. Масса чугунной отливки рамы составляет 2,5 кг, стоимость одной рамы свыше 8-10 тыс.\$ США, а ежегодная потребность — 500 тыс. штук. Следовательно, как с экономической, так и с технической точки зрения перевод чугунной рамы на порошковую выгоден.

С этой целью нами разработана конструкция порошковой рамы (рис.1) и в этом случае только экономия материала одной заготовки рамы составляет 0,5 кг, не говоря уже о ликвидации ряда операций механической обработки, таких как сверление радиальных отверстий, точение, фрезерование и т.д.

Прессование рамы можно проводить в пресс-форме с применением аккумулирующего пуасона вставки [5]. Этому способствует и сама конфигурация рамы, состоящая из переходов различных уровней, перпендикулярных направлению прессования, которые позволяют изготовить пуансоны составными, для образования дополнительных газоотводящих каналов. Раму можно изготавливать из порошковой железочунной композиции, содержащей 10% медненного кокса.

Как показывают предварительные расчеты переход от чугунной рамы к порошковой позволит получить заводу бытовых кондиционеров ежегодную экономию в размере 15-20 тыс.\$ США.

Весьма перспективной с точки зрения перехода на порошковый вариант является также и лопасть компрессора, изготавливаемой из специального легированного чугуна. Опыт зарубежных фирм показывает, что многие из них уже перешли к порошковому варианту лопасти. Однако, все они при этом применяют технологию горячей штамповки пористых заготовок, что, безусловно, является более трудоемкой по сравнению с технологией холодного прессования с последующим спеканием.

Разработанные материалы типа железо с медненным коксом, железо+медненное железо с медненным коксом и железочугун с медненным коксом, а также пористые изделия, пропитанные ингибированными маслами можно использовать в узлах трения бытовой техники, электродвигателей и нефтепромыслового оборудования.

В таблице представлен перечень перспективных деталей, намечаемых изготавливать в будущем из разработанных порошковых материалов по технологии холодного прессования с применением новых методов легирования шихты. Предварительные расчеты экономической эффективности и сопоставление результатов износостойкости деталей, изготовленных по существующей и новой технологии, говорят в пользу последней.

Таблица - Перспективные детали для перевода на порошковый вариант изготовления по разработанной технологии

Наименование детали	Существующий вариант	Порошковый вариант	Технико-экономический эффект
Детали компрессоров бытовых кондиционеров: рама и лопасть	Специальный чугун	железочугун+ медненный кокс	Экономия до 25 тыс. \$ США мл. манат
Антифрикционные детали бытовой техники, электродвигателей, электровагонов и др. узлов	Бронзографит	железо+медненный кокс, железо+медненное железо+медненный кокс, железочугун+ медненный кокс	Повышение износостойкости в 2 раза
Конструкционные детали (кольца балансирных катков тракторов)	углеродистая сталь	железочугун+медненный кокс	Повышение износостойкости и коррозионной устойчивости в 2-2,5 раза
Детали самых различных машин, работающих в сильной абразивной, эрозионной, коррозионной и высокотемпературной среде (глубинные насосы и др.)	XBG, X12M, 5XHG, 5XHB, 5XHT, ШХ15	медненное железо + X12M	экономия дефицитной стали
Детали масляных насосов металлорежущих станков	ШХ15	Медненное железо + X12M	экономия дефицитной стали
Подшипник, опоры скольжения буровых долот	X12, P18	Железочугун + медненный кокс	экономия дефицитной стали

В зависимости от условий эксплуатации детали, изготавливаемые из разработанных материалов, могут быть самого различного назначения:

- ненагруженные и малонагруженные конструкционного назначения;
- средненагруженные (лебедки, храповики, защелки и др.);
- нагруженные, подвергающиеся термической обработке (втулки, ролики, зажимные эксцентрики и др.);
- работающие на истирание, с высокой поверхностной твердостью (гидроабразивная среда и т.п.);
- антифрикционные (вкладыши, втулки, кольца, сухари, подшипники скольжения и др.).

Таким образом, новое направление изготовления высокоплотных порошковых материалов с применением рациональных методов легирования может быть использовано при производстве изделий конструкционного и антифрикционного назначения для работы в условиях воздействия агрессивной среды.

Список литературы. 1. Шарифов З.З. Коррозионностойкое легирование пористых материалов. Монография, издательство «Технополис», Донецк., Украина 2002. 2. Шарифов З.З. Свойства спеченного материала на основе железа, легированного гранулами медленного кокса. Сборник трудов IX Международной научно-технической конференции. Том 3., г.Севастополь (Украина).2002, с. 118-121. 3. Z.Z. Sharifov. Ways of Increase of corrosion resistance provider materials. Journal of Metallurgy. Broj 2, volume 8. Belgrad (Yugoslav) 2002.p.103-109. 4. Шарифов З.З. Антифрикционные свойства и коррозионная стойкость спеченных композиций, пропитанных ингибированным маслом. Сборник трудов VIII Международной научно-технической конференции. Том 2.г. Севастополь (Украина) 2001, с 240-247. 5. Мамедов А., Шарифов З. Прессформа для прессования ступенчатых порошковых изделий. Патент А№20000056, 23.03.01. 6. Мамедов А.Т., Мамедов В.А., Алиев А.Г. Последние направления в области холодного прессования порошковых материалов /материалы, технологии, инструменты,-Минск-т.7 (2002), №1-(98-101)/.

Сдано в редакцию 10.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВЛИЯНИЕ ОТЖИГА ПРОВОЛОЧНЫХ ЗАГОТОВОК НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ВОЛЬФРАМОВОЙ ПРОВОЛОКИ

Шаповал А.Н., Прилуцкий А.Д. (ГИЦТС «Светкермет», г. Светловодск, КГПУ, г. Кременчуг, Украина)

Explored the first and second recrystallizations of tungsten Al Si alkali (AKS) was showed by the addition that ingection in technology circuit intensive deformation helical rolling appreciably increase the building-ways of structure and

Введение. Предыдущие экспериментальные исследования показали, что качество вольфрамовой проволоки для тел накала светотехнических приборов в существенной степени определяется формоустойчивостью спиралей при высоких температурах. Это достигается введением в вольфрам Al-K-Si (AKS) – присадки [1]. В соответствии с “пузырьковой” моделью [2], присадка создаёт в ходе рекристаллизации вольфрама ряды пузырьков с калием, являющихся барьерами для дислокаций и повышающие формоустойчивость тел накала. В связи с этим значительный интерес представляет механизм образования и распределения пузырьков в ходе рекристаллизации вольфрама с AKS- присадкой.

Цель работы. Целью настоящей работы являлось исследование влияния режимов рекристаллизационного отжига в температурных условиях эксплуатации тел накала на структуру и свойства вольфрамовой проволоки с AKS- присадкой.

Материал и результат исследования. Методами электронной микроскопии, металлографии и с помощью механических испытаний изучено влияние отжига проволоочных заготовок на эволюцию структуры и свойств вольфрамовой проволоки на стадиях первичной и вторичной рекристаллизации. Исследована проволока с AKS- присадкой одной партии, полученная по различным технологическим схемам: А – по классической технологии с ротационной ковкой полуфабриката; В – с поперечно-винтовой прокаткой исходных штабиков. Базовой для сравнения технологической схемой являлась схема А.

В ходе отработки промышленной технологии получения вольфрамовой проволоки специального назначения исследовано влияние отжига в интервале температур первичной рекристаллизации ($1250-1750^{\circ}\text{C}$, 1 час) и вторичной рекристаллизации (2550 и 2800°C , 5 мин) на формирование в вольфраме ВА, обработанном по различным технологическим схемам, рядов пузырьков и непровисающей, “стапельной” структуры. Микроструктуры отожженной проволоки диаметром 235 мкм, полученной с использованием ротационнойковки по схемам А (рис. 1 а - г) и поперечно-винтовой прокатки по схеме В (рис. 1 д - з) похожи. С увеличением температуры от 1250 вплоть до 1750°C толщина волокна в проволоке такого диаметра растёт незначительно в пределах 1,2-1,6 мкм (рис. 2). Следует отметить, что волокно в проволоке диаметром 180 мкм фирмы “GE” имеет приблизительно ту же толщину, что и волокно в проволоке полученной нами (рис. 2). Ряды пузырьков, которые формируются при отжиге в интервале температур выше 1400°C , хорошо различимы (рис. 1 б-г, е-з.) Расстояние между рядами пузырьков составляет 1,0-1,5 мкм (соизмеримо с диаметром волокна); среднее расстояние между пузырьками в ряду составляет 0,15-0,30

мкм. Если использовать известное соотношение между средним диаметром пузырьков и расстоянием между пузырьками в ряду, то можно оценить средний диаметр пузырьков как 0,05-0,1 мкм.

Данные сканирующей электронной микроскопии подтверждают, что в интервале температур 1400-1700 °С имеет место первичная рекристаллизация *in situ*, когда происходит рост отдельных субзерен путем их коалесценции, размыwania поперечных границ и образования вытянутых вдоль оси проволоки рекристаллизованных зерен. Рост зерен в поперечном направлении ограничен рядами пузырьков. Характерно, что толщина волокна в проволоке диаметром 860 мкм несколько выше в исходном деформированном состоянии и растет с увеличением температуры отжига значительно быстрее, чем в проволоке более тонких сечений (рис. 2). Это может быть связано с недостаточно благоприятным распределением второй фазы при такой степени деформации, не обеспечивающим формирования рядов пузырьков с высокими барьерными свойствами.

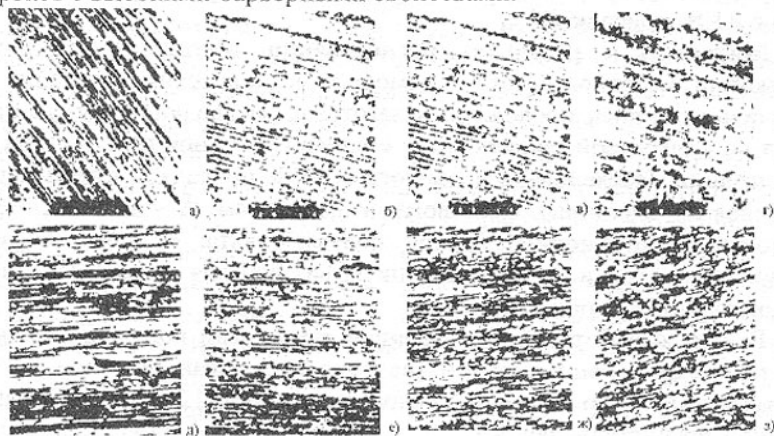


Рис. 1. Влияние отжига на структуру проволоки диаметром 235 мкм, полученной по схеме А: а-1250 °С, б-1400 °С, в-1500 °С, г-1750 °С ($\times 3000$) и по схеме В: д-1250 °С; е-1400 °С; ж-1500 °С; з-1750 °С ($\times 500$)

Изучение характера изменения твердости (микротвердости) и удельного электросопротивления полученной нами проволоки, при отжиге (рис. 3, а), показывает, что разупрочнение, связанное с возвратом, наблюдается после отжига при температурах вплоть до 1500-1400-1300 °С в проволоке диаметром 560, 235 и 56 мкм соответственно. Дальнейшее повышение температуры отжига до 1750 °С приводит к задержке снижения твердости или даже некоторому её повышению, после чего начинается рекристаллизационное разупрочнение.

Наблюдается также четкая тенденция к увеличению удельного электросопротивления проволоки с увеличением температуры отжига (рис.

3, б). Аналогичные данные получены на проволоке фирмы Plansee (см. рис. 3) на всех стадиях возврата и рекристаллизации: АКС – вольфрам разупрочняется менее интенсивно, чем нелегированный вольфрам, причем в интервале температур 1400-1700 °С наблюдается некоторое возрастание твердости.

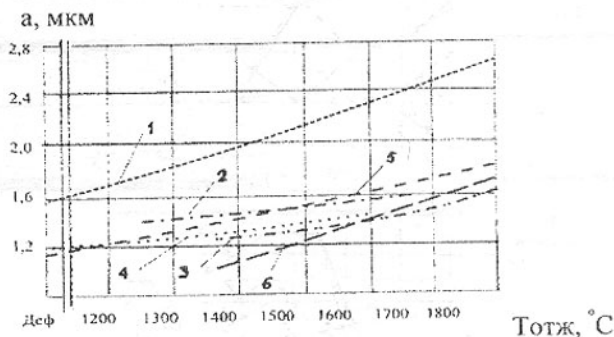


Рис. 2. Изменение размера зерна a в проволоке различных диаметров в процессе отжига полученных по различным схемам (1 – диаметр 860 мкм, схема В, ГИЦТС «Светкермет»; 2 – диаметр 180 мкм, «ГЕ»; 3 – диаметр 235 мкм, схема А, «МЭЛЗ»; 4 – диаметр 235 мкм, схема В, ГИЦТС «Светкермет»; 5 – диаметр 235 мкм, марка ВА, «МЭЛЗ»; 6 – диаметр 235 мкм, схема с использованием ТЦО полуфабрикатов, ГИЦТС «Светкермет»). МЭЛЗ – Московский электровакуумный завод; ГЕ – фирма «Дженерал Электрик компани», США

Такое увеличение твердости и удельного электросопротивления с повышением температуры отжига показывает, что при температурах выше 1500, 1400 и 1300 °С в проволоке диаметром 560, 235 и 56 мкм соответственно начинается формирование рядов пузырьков.

Следует отметить, что на стадии первичной рекристаллизации различия в структуре и свойствах проволоки, полученной по схемам А и В, не выходят за пределы погрешности измерений.

Вторичная рекристаллизация и формирование столбчатой структуры исследовалось на проволоке полученной нами диаметром 235 мкм, по схемам А и В, в сравнении с эталонной проволокой производства МЭЛЗ г. Москва. Сравнение микроструктур после отжига в течение 5 мин при 2550 °С ($T_{\text{ярк.}} = 2300$) (рис. 4, а - б) показывает, что структура проволок А и В подобна. Наряду с крупными вытянутыми зернами с отношением длины зерна (l) к его диаметру (d) более 30, наблюдаются зерна с 4-6 (рис. 4, а - б). На эталонной проволоке поперечные границы практически отсутствуют, зерна с малым l/d – тоже (рис. 4, в).

После отжига при 2800 °С ($T_{\text{ярк.}} = 2460$ °С) в течение 5 мин наиболее близка (хотя несколько хуже) к структуре эталонной проволоки (рис. 5, а)

структура проволоки В (рис. 5, б), в которой доля поперечных границ существенно ниже, чем в проволоке А (рис. 5, в) хотя и в проволоке А существуют участки с идеальной стапельной структурой (рис. 5, а).

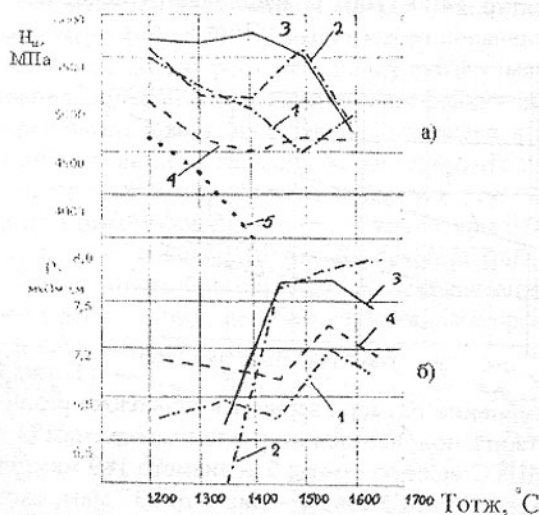


Рис. 3. Изменение микротвердости H_μ (а) и удельного электросопротивления ρ (б) проволоки различных диаметров, полученной по разным схемам, в процессе отжига (1 – диаметр 560 мкм, схема В, ГИЦТС «Светкермет»; 2 – диаметр 235 мкм, схема В, ГИЦТС «Светкермет»; 3 – диаметр 56 мкм, схема В, ГИЦТС «Светкермет»; 4 – диаметр 180 мкм, марка ВА, «Plansee»; 5 – диаметр 180 мкм, марка ВЧ, «Plansee»). Plansee – фирма «Планзее Верке», Австрия

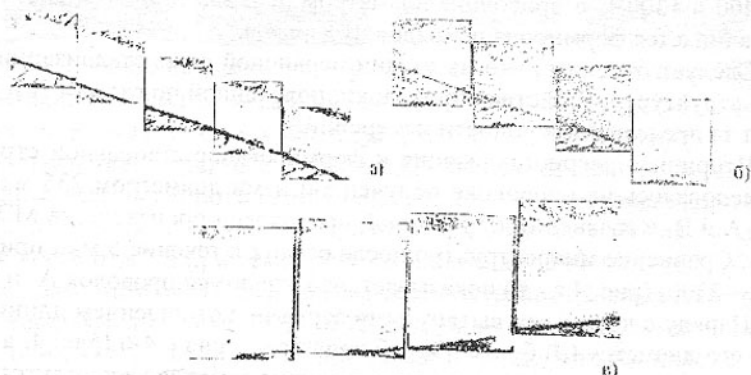


Рис. 4. Панорама структуры проволоки диаметром 235 мкм, отожжённой при $2550^\circ C$, полученной по схемам А(а); В(б); по технологии МЭЛЗ (в), $\times 3000$, СЭМ

После отжига при 2800°C ($T_{\text{ярк.}} = 2460^{\circ}\text{C}$) в течение 5 мин наиболее близка (хотя несколько хуже) к структуре эталонной проволоки (рис. 6, а) структура проволоки В (рис. 5, б), в которой доля поперечных границ существенно ниже, чем в проволоке А (рис. 5, в) хотя и в проволоке А существуют участки с идеальной стапельной структурой (рис. 5, а).

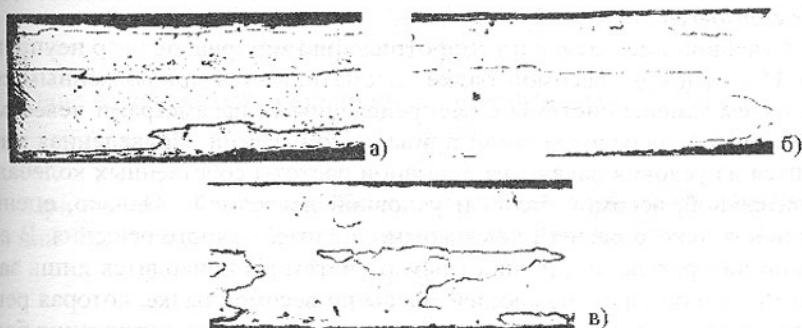


Рис. 5. Стапельная структура проволоки диаметром 235 мкм, отожжённой при 2800°C : а – эталон МЭЛЗ, б – схема В, в – схема А

Выводы: 1. Исследование первичной рекристаллизации вольфрама с АКС-присадкой показало, что в интервале температур имеет место рекристаллизация *in situ*, когда происходит рост отдельных субзёрен путём их коалесценции, размывания поперечных границ и образования вытянутых вдоль оси проволоки рекристаллизованных зёрен. Рост зёрен в поперечном направлении ограничен рядами пузырьков. 2. Исследование вторичной рекристаллизации показало, что доля поперечных границ в проволоке “В” приближается к эталонной проволоке, что существенно повышает формоустойчивость вольфрама с АКС- присадкой.

Список литературы: 1. – Ниязатов А.А., Богомоллов А.М., Кабакова Л.Г. Новое в технологии производства вольфрамовой проволоки. – Благородные и редкие металлы: Сборник информационных материалов 3-й международной конференции “Благородные и редкие металлы. БРМ – 2000”, Донецк, 19 – 22 сентября 2000. – Донецк. - 2000. - С. 356. 2. – Влияние поперечно-винтовой прокатки на свойства вольфрама марки ВА / Поварова К.Б., Заварзина Е.К., Шаповал А.Н. и др.//Первый всесоюзн. симпоз. “Новые жаропрочные материалы и жаростойкие металлические материалы” (Москва, май 1989 г.). Тезисы докладов. Ч. II. “Стали, сплавы на основе тугоплавких металлов и интерметаллидов”. – М. : ЦНИИЭИЧМ. – 1989. - С. 91 – 92.

Сдано в редакцию 5.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

УДАРНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В БАЛКАХ С РАСПРЕДЕЛЕННЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

Шевченко Ф.Л. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

The calculation of strains in beam with distributed parameters and concentrated mass is considered at the strike.

В учебной литературе по сопротивлению материалов удар неупругой массы M по упругой весомой балке рассматривается приближенным способом путем замены системы с распределенными параметрами невесомой балкой с одной сосредоточенной приведенной массой. Приведенная масса находится из условия равенства основной частоты собственных колебаний действительной, весомой балки и условной невесомой. Однако, оценить погрешность такого расчета невозможно, не имея точного решения. В специальной литературе по прочностным расчетам [1] приводится лишь задача Сен-Венана об ударе падающей массы по весомой балке, которая решена лишь на влияние скорости удара без учета внезапного нагружения балки ударяющей массой. Поэтому вопрос о точном решении системы с распределенными параметрами на ударные нагрузки до сих пор является актуальным.

Рассмотрим решение дифференциального уравнения поперечных колебаний балки с равномерно распределенной массой интенсивностью m

$$\frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial x^2} = \frac{M(x,t)}{EJ}, \quad \frac{\partial^4 y(x,t)}{\partial x^4} = \frac{p(x,t)}{EJ} = -\frac{m}{EJ} \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} + q(x,t).$$

$$\frac{EJ}{m} \frac{\partial^4 y(x,t)}{\partial x^4} + \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} = \frac{q(x,t)}{m}. \quad (1)$$

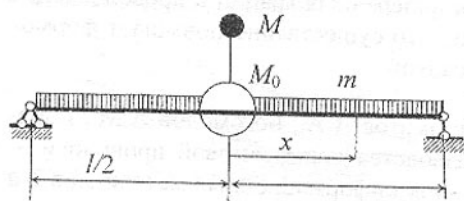


Рис. 1.

Решая однородное уравнение (1) методом Фурье

$y(x,t) = \sum y(x)T(t)$, получим уравнение движения поперечных сечений

$$y(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} y(x) \sin(\omega t + \mu), \quad (2)$$

где

$$y(x) = y_0 A_{kx} + \frac{y'_0}{k} B_{kx} + \frac{M_z(0)}{k^2 EJ} C_{kx} + \frac{P_0}{k^3 EJ} D_{kx} - \quad (3)$$

уравнение изогнутой оси балки в начальных параметрах, представленное в функции А.Н. Крылова.

Из трех граничных условий все начальные параметры можно выразить через один D_n , тогда вместо (3) получим

$$y(x) = D_n Y_n(x), \quad (4)$$

где $Y_n(x)$ - собственные функции.

Четвертое граничное условие приведет к частотному уравнению, собственные числа которого $\lambda_n = kl$ дадут возможность найти спектр частот собственных колебаний

$$\omega_n = k^2 \sqrt{\frac{EJ}{m}} = \frac{\lambda_n^2}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}. \quad (5)$$

Одно из начальных условий позволит найти начальную фазу

$$\mu_n = \arctg \frac{y(x,0)}{v(x,0)} \omega_n. \quad (6)$$

При наличии на весовой балке сосредоточенной массы собственные функции $Y_n(x)$ будут ортогональными с весом $\rho(x)$. Весовую функцию

$$\rho(x) = 1 - \frac{\int_0^l Y_n(x) Y_m(x) dx}{Y_n(x_1) Y_m(x_1)} \delta(x - x_1) \quad (7)$$

можно найти, если будем знать собственные числа k_n , по известным дифференциальным зависимостям, подчиняя собственные функции граничным условиям задачи [2]

$$(k_n^4 - k_m^4) \int_0^l Y_n(x) Y_m(x) dx = \left[Y_m \frac{d^3 Y_n}{dx^3} - Y_n \frac{d^3 Y_m}{dx^3} - \frac{dY_m}{dx} \frac{d^2 Y_n}{dx^2} + \frac{dY_n}{dx} \frac{d^2 Y_m}{dx^2} \right]_0^l. \quad (8)$$

Дельта-функция Дирака $\delta(x - x_1)$ в (7) учитывает наличие особенности в точке приложения сосредоточенной массы с координатой x_1 .

Для вычисления квадрата нормы собственных функций Δ_n^2

$$\Delta_n^2 = \int_0^l \rho(x) Y^2(x) dx \quad (9)$$

нужно вычислить интеграл $\int_0^l Y^2(x) dx$, который можно найти, не прибегая к интегрированию, путем подчинения собственных функций граничным условиям в дифференциальной зависимости [2]

$$\int_0^l Y^2(x) dx = \frac{1}{4k} \left[3Y Y''' + kx(Y^2 - 2Y' Y'' + (Y'')^2) - Y' Y'' \right]_0^l, \quad (10)$$

где дифференцирование производится по $z = kx$.

Частный интеграл неоднородного дифференциального уравнения (1) ищем в разложении по собственным функциям в виде

$$y(x,t) = \sum w_n(t) Y_n(x). \quad (11)$$

Подставляя (11) в (1), приходим к уравнению

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{EJ}{m} k_n^4 w_n(t) + \ddot{w}_n(t) \right) Y_n(x) = \frac{q(x,t)}{m},$$

а с учетом ω_n получим разложением грузовой функции $q(x,t)$ в ряды Фурье, т.е.

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left(\ddot{w}_n(t) + \omega_n^2 w_n(t) \right) Y_n(x) = \frac{q(x,t)}{m}. \quad (12)$$

Применяя к (12) прием Фурье, т.е. умножая это уравнение на вес $\rho(x)$, собственную функцию другого номера $Y_m(x)$ и интегрируя по длине балки, получим дифференциальное уравнение функции времени $w(t)$

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left(\ddot{w}_n(t) + \omega_n^2 w_n(t) \right) \int_0^l \rho(x) Y_n(x) Y_m(x) dx = \int_0^l \rho(x) \frac{q(x,t)}{m} Y_m(x) dx.$$

Интеграл левой части этого уравнения сводится к квадрату нормы собственных функций Δ_n^2 , значит

$$\ddot{w}_n(t) + \omega_n^2 w_n(t) = \frac{1}{m \Delta_n^2} \int_0^l q(x) \rho(x) Y_n(x) dx = f_n(t). \quad (13)$$

Решение уравнения (13) находим методом вариации произвольных постоянных

$$w_n(t) = w_1(t) \cos \omega t + w_2(t) \sin \omega t,$$

подставляя в (13) и требуя

$$\dot{w}_1(t) \cos \omega t + \dot{w}_2(t) \sin \omega t = 0.$$

С учетом этого требования находим вторую производную

$$\ddot{w}_n(t) = -\omega \dot{w}_1(t) \sin \omega t - \omega^2 w_1(t) \cos \omega t + \omega \dot{w}_2(t) \cos \omega t - \omega^2 w_2(t) \sin \omega t,$$

подстановка которой в (13) даст возможность найти

$$\dot{w}_1(t) = -\frac{1}{\omega} \int_0^t f(t) \sin \omega \tau d\tau, \quad \dot{w}_2(t) = \frac{1}{\omega} \int_0^t f(t) \cos \omega \tau d\tau,$$

а затем

$$w_n(t) = \frac{1}{\omega} \int_0^t f(t) \sin \omega(t - \tau) d\tau. \quad (14)$$

С учетом обозначения $f_n(t)$ в (8) получаем уравнение вынужденных колебаний

$$y(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{Y_n(x)}{m \omega_n \Delta_n^2} \int_0^l \rho(x) Y_n(x) dx \int_0^t q(x,\tau) \sin \omega_n(t - \tau) d\tau. \quad (15)$$

Рассмотрим задачу Сен-Венана об ударе неупругой массы M , падающей с некоторой высоты h на двухопорную балку с погонной массой m и сосредоточенной M_0 , рис. 1.

При выборе начала координат в месте удара с использованием первого граничного условия $y'_0 = 0$ и второго (равенства поперечной силы половине силы инерции)

$$P_0 = -\frac{M + M_0}{2} \ddot{y}(0) = \omega^2 \frac{M + M_0}{2} y(0) = \frac{M + M_0}{2} \frac{k^4 EJ}{m} y_0,$$

уравнение изогнутой оси балки (1) примет следующий вид

$$y(x) = y_0 (A_{kx} + \xi \lambda D_{kx}) + \frac{M_z(0)}{k^2 EJ} C_{kx},$$

где обозначено $\xi = \frac{M + M_0}{ml}$, $\lambda = \frac{kl}{2}$.

Из третьего граничного условия $y(l/2)$ находим зависимость

$$\frac{M_z(0)}{k^2 EJ} = -\frac{A_\lambda + \xi \lambda D_\lambda}{C_\lambda} y_0 = -\alpha y_0,$$

с учетом которой, уравнение движения сечений приводится к виду

$$y(x) = D_n Y_n(x),$$

т.е. собственные функции и их производные найдены:

$$\begin{aligned} Y_n(x) &= A_{kx} + \xi \lambda D_{kx} - \alpha C_{kx}, \\ Y'_n(x) &= k(D_{kx} + \xi \lambda C_{kx} - \alpha B_{kx}) = kY'(z), \\ Y''_n(x) &= k^2(C_{kx} + \xi \lambda B_{kx} - \alpha A_{kx}) = k^2Y''(z), \\ Y'''_n(x) &= k^3(B_{kx} + \xi \lambda A_{kx} - \alpha D_{kx}) = k^3Y'''(z). \end{aligned} \quad (17)$$

Четвертое граничное условие $Y''(l/2) = 0$ приводит к частотному уравнению $A_\lambda^2 - C_\lambda^2 = \xi \lambda_n (B_\lambda C_\lambda - A_\lambda D_\lambda)$, которое после подстановки функций А.Н.Крылова можно представить в виде

$$\operatorname{tg} \lambda_n = \operatorname{th} \lambda_n + \frac{2}{\xi \lambda_n}. \quad (18)$$

На основании (8), учитывая, что $Y(l/2) = \frac{d^2 Y(l/2)}{dx^2} = 0$ и $\frac{dY(0)}{dx} = 0$, получаем зависимость

$$(k_n^4 - k_m^4) \int_0^l Y_n(x) Y_m(x) dx = -Y_m(0) Y_n'''(0) + Y_n(0) Y_m'''(0),$$

в которой согласно (17) $Y(0) = 1$, $Y'''(0) = k^3 \xi \lambda = k^3 \xi \frac{kl}{2} = \frac{k^4}{2} \xi / Y(0)$.

Таким путем находим интеграл $\int_0^{l/2} Y_n(x) Y_m(x) dx = -\frac{\xi l}{2} Y_n(0) Y_m'''(0)$, а по (7)

находим весовую функцию

$$\rho(x) = 1 + \frac{\xi l}{2} \delta(x). \quad (19)$$

Теперь найдем интеграл квадрата нормы собственных функций из зависимости (10)

$$\begin{aligned} \int_0^l Y^2(x) dx &= 2 \int_0^{l/2} Y^2(x) dx = \frac{2}{4k} \left[k \frac{l}{2} (-2Y'(l/2)Y'''(l/2)) - 3Y(0)Y'''(l/2) \right] = \\ &= -\frac{l}{4} (2Y'(l/2)Y'''(l/2) + 3\xi). \end{aligned}$$

Следовательно, квадрат нормы собственных функций (9) принимает вид

$$\begin{aligned} \Delta_n^2 &= \int_0^l \rho(x) Y^2(x) dx = \int_0^l \left(1 + \frac{\xi l}{2} \delta(x) \right) Y^2(x) dx = \int_0^l Y^2(x) dx + \frac{\xi l}{2} Y^2(0), \\ \Delta_n^2 &= -\frac{l}{4} (2Y'(l/2)Y'''(l/2) - \xi). \end{aligned} \quad (20)$$

Из первого начального условия $y(x, 0) = 0$ из (6) $\mu = 0$.

Осталось рассмотреть второе начальное условие $v(x, 0) = -v_0 e(-x)$, или

$$\sum_{n=1}^{\infty} y_0 \omega Y_n(x) = -v_0 e(-x), \quad (21)$$

где единичная функция $e(-x)$ указывает на наличие начальной скорости движения лишь в точке удара.

К равенству (21) применяем прием Фурье

$$y_0 \sum_{n=1}^{\infty} \omega \int_0^{l/2} \left(1 + \frac{\xi l}{2} \delta(x) \right) Y_n(x) Y_m(x) dx = -v_0 \int_0^{l/2} \left(1 + \frac{\xi l}{2} \delta(x) \right) e(-x) Y_n(x) dx.$$

Интеграл левой части этого равенства сводится к квадрату нормы собственных функций Δ_n^2 , а интеграл правой части благодаря единичной функции и функции Дирака равен $Y(0) = 1$. Так находим начальный параметр y_0 от внезапного сообщения балке начальной скорости v_0 в месте удара

$$y_0 = -\frac{v_0}{\omega \Delta_n^2} \frac{\xi l}{2}$$

и уравнение движения сечений балки принимает вид

$$y(x, t) = -v_0 l^2 \sqrt{\frac{m}{EJ}} \xi \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\lambda_n^2} \frac{Y_n(x)}{\xi - 2Y'_n(l/2)Y'''_n(l/2)} \sin \omega_n t. \quad (22)$$

Это и есть решение Сен-Венана, которое после подстановки функций А.Н.

Крылова можно привести к виду [1]

$$y(x, t) = -8v_0 \sqrt{\frac{ml^4}{EJ}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\operatorname{ch} \lambda \cos \lambda (\operatorname{ch} \lambda \sin \lambda - \operatorname{sh} \lambda \cos \lambda)}{\Lambda^2 [(\Lambda + \sin \lambda) \operatorname{ch}^2 \lambda - (\lambda + \operatorname{sh} \Lambda) \cos^2 \lambda]} \sin \left(\frac{\lambda^2}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}} t \right),$$

где $\lambda = kl/2$, $\Lambda = kl$.

К уравнению (22) нужно добавить решение от внезапного приложения груза $Q = Mg$, что вызывает вынужденные колебания (15)

$$y(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1 - \cos \omega_n t}{m \omega_n^2 \Delta_n^2} Y_n(x) \int_0^l \left(1 + \frac{\xi}{2} \delta(x) \right) q(x) Y_n(x) dx.$$

Рассмотрим интеграл

$$\int_0^{l/2} \left(1 + \frac{M + M_0}{2ml} \delta(x) \right) mg Y_n(x) dx.$$

Так как внезапно прикладывается только масса M , то здесь нужно положить $m = M = 0$, после чего получим

$$\int_0^{l/2} \rho(x) q Y_n(x) dx = \frac{1}{2} Mg Y(0) = \frac{Q}{2}.$$

Так находим уравнение движения сечений балки от внезапного приложения груза Q

$$y(x, t) = -\frac{Ql^3}{48EJ} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{12}{\lambda_n^4} \frac{Y_n(x)}{\xi - 2Y'_n(l)Y''_n(l)} (1 - \cos \omega_n t). \quad (23)$$

Суммарное перемещение

$$y(x, t) = -\frac{Ql^3}{48EJ} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{12}{\lambda_n^4} \left(1 - \cos \omega_n t + 4\lambda_n^2 \sqrt{\frac{2EJh}{mgl^4}} \sin \omega_n t \right) \frac{A_{kx} + \xi l D_{kx} - \alpha_n C_{kx}}{\xi - 2Y'_n(l)Y''_n(l)}. \quad (24)$$

Отсюда дифференцированием находим изгибающий момент

$$M(x, t) = EJy''(x, t) = -\frac{Ql}{4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4}{\lambda_n^2} \left(1 - \cos \omega_n t + 4\lambda_n^2 \sqrt{\frac{2EJh}{mgl^4}} \sin \omega_n t \right) \frac{A_{kx} + \xi l D_{kx} - \alpha_n C_{kx}}{\xi - 2Y'_n(l)Y''_n(l)}. \quad (25)$$

Так как

$$\omega_n = k_n^2 \sqrt{\frac{EJ}{m}}, \quad \frac{k_n l}{2} = \lambda_n, \quad \text{то} \quad \omega_n = \frac{4\lambda_n^2}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}, \quad 4\lambda_n^2 \sqrt{\frac{EJ}{m} \frac{2h}{g}} = \omega_n \sqrt{\frac{2h}{g}} = \chi.$$

Тогда коэффициент в скобках уравнений (24), (25) примет вид

$k_d = 1 - \cos \omega t + \chi \sin \omega t$, исследуя который на экстремум, найдем,

$$k_d = 1 + \frac{1 + \chi^2}{\sqrt{1 + \chi^2}} = 1 + \sqrt{1 + \chi^2} = 1 + \sqrt{1 + \omega_n^2 \frac{2h}{g}}, \quad (26)$$

что совпадает с динамическим коэффициентом при ударе в одномассовых системах

$$k_d = 1 + \sqrt{1 + \omega^2 \frac{2h}{g}} = 1 + \sqrt{1 + \frac{g}{f} \frac{2h}{g}} = 1 + \sqrt{1 + \frac{2H}{f}},$$

где прогиб вычисляется от полной нагрузки на балку (с учетом приведенной массы балки), т.е.

$$f = f(Q) \frac{M + M_0 + 0,5ml}{M} = f(Q) \frac{1}{\eta}, \quad k_d = 1 + \sqrt{1 + \frac{2h}{f(Q)} \eta}.$$

Пример: двухопорная балка пролетом 4 м с погонной массой $m=400$ кг/м и сосредоточенной массой $M_0=1000$ кг, ($\eta = \frac{500}{1500 + 400 \cdot 4/2} = 0,21739$) испытывает удар неупругой массы $M=500$ кг, падающей с высоты $h=1$ см. Статический прогиб от суммарной нагрузки

$$f(Q) = \frac{Ql^3}{48EJ} = 1,333 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

что определяет частоту колебаний невесомой балки $\omega = \sqrt{\frac{g}{f}} = 39,998 \text{ 1/с}$

и динамический коэффициент в приближенном расчете

$$k_d = 1 + \sqrt{1 + 2/0,133} = 3,0534.$$

В точном решении

$$\xi = \frac{M + M_0}{ml} = \frac{1500}{1600} = 0,9375, \quad \lambda_1 = 1,204425, \quad \lambda_2 = 4,12931, \quad \lambda_3 = 7,19695,$$

$$\omega_1 = 40,5466 \text{ с}^{-1}, \quad \omega_2 = 476,6, \quad \omega_3 = 1447,7.$$

В первой гармонике функции Крылова принимают значения: $A_{\lambda_1} = 1,08779$, $B_{\lambda_1} = 1,22556$, $C_{\lambda_1} = 0,72956$, $D_{\lambda_1} = 0,29193$, $\alpha_1 = 1,94283$,

$$\frac{A(0)}{\text{Det}} = \frac{1}{\xi - (D_{\lambda_1} + \xi \lambda_1 C_{\lambda_1} - \alpha_1 B_{\lambda_1})(B_{\lambda_1} + \xi \lambda_1 A_{\lambda_1} - \alpha_1 D_{\lambda_1})} = 0,17317, \text{ что оп-}$$

ределяет условный динамический коэффициент в расчетных формулах

$$k_d = 1 + \sqrt{1 + 40,5466^2 \frac{2}{981}} = 3,0869.$$

Следовательно, точное значение прогиба (лишь от первой гармоники) составляет

$$y_0 = -\frac{Ql^3}{48EJ} \frac{12}{\lambda_1^4} 3,0869 \cdot 0,17317 = -3,0483 \frac{Ql^3}{48EJ}.$$

Изгибающий момент от первой гармоники

$$M_0 = -\frac{Ql}{4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4}{n^2 \lambda_n^2} k_{nd} \frac{\alpha_n}{\text{Det}} = -\frac{Ql}{4} \frac{4}{1,2044^2} \cdot 3,0869 \cdot 1,9428 \cdot 0,17317 =$$

$$= 2,86367 \frac{Ql}{4},$$

а сумма пяти и семи слагаемых будет равна:

$$\sum_1^5 = 3,621, \quad \sum_1^7 = 3,637.$$

Из этого примера видно, что приближенный расчет сопротивления материалов для изгибающего момента приводит к некоторой неточности, которая зависит от величины падающего груза (по отношению к весу балки).

Список литература: 1. Пономарев С.Д. и др. Расчеты на прочность в машиностроении. – М.: Гос науч.-техн. изд-во машиностроит. лит., 1956. Том. 1. 856 с. 2. Шевченко Ф.Л. Будівельна механіка. Спеціальний курс. Динаміка пружних стержневих систем. – Донецьк: РІА ДонДТУ, 2000. 293 с.

Сдано в редакцию 29.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЧНОСТИ ИЗОТРОПНОЙ ОБОЛОЧКИ С ТОНКИМ ВКЛЮЧЕНИЕМ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ

Шевченко В.П., Довбня Е.Н., Мосеева Е.Л. (ДонНУ, г. Донецк, Украина)

The isotropic environment with curvilinear elastic inclusion is investigated. By means of bidimensional integrated transformation Fourier the problem is shown to the boundary integrated equation. Numerical calculations for isotropic environments various curvature (sphere, the cylinder, a pseudosphere) with rectilinear inclusion along a line of curvature are carried out (spent)

Вопрос определения прочности оболочек при наличии концентраторов напряжений различного происхождения является очень сложным в математическом отношении.

В работах авторов [1-4] на основании использования теории обобщенных функций, двумерного интегрального преобразования Фурье, фундаментальных решений и специальных функций разработана методика решения задач исследования напряженно-деформированного состояния вблизи разрезв и отверстий в ортотропных оболочках произвольной гауссовой кривизны.

Ниже приводится развитие указанной методики на случай изотропной оболочки произвольной кривизны с тонким криволинейным включением.

1. Постановка задачи. Рассматривается тонкая упругая изотропная оболочка постоянной толщины h . Система ортогональных координат (x, y, z) выбрана таким образом, что координаты x , y ориентированы вдоль

линий главных кривизн срединной поверхности оболочки, а координата z направлена по нормали к ней. Оболочка содержит тонкое упругое включение длины $2l$ и толщиной $2h_0$ вдоль гладкого контура L (рис.1).

Запишем уравнение L в виде

$$x = \alpha(s), y = \beta(s), s \in [-l, l], \quad (1.1)$$

где l - полудлина контура L .

Материалы оболочки и включения имеют различные упругие свойства. Включение непрерывно соединено с оболочкой, лишено изгибной жесткости и работает только на растяжение - сжатие. Размеры включения велики по сравнению с толщиной оболочки, но малы по сравнению с ее другими линейными размерами. Это позволяет рассматривать задачу с помощью двумерной теории оболочек. В рамках этой теории включение будем моделировать как разрыв контактных усилий S на срединной поверхности оболочки вдоль контура включения.

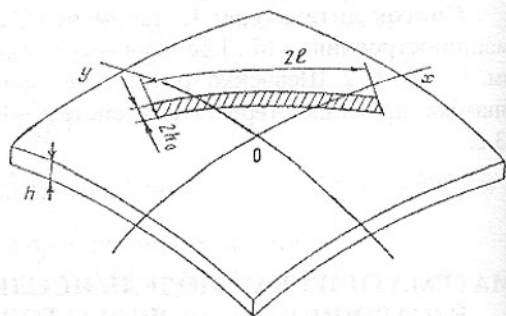


Рис.1.

Для перемещений на берегах включения будем считать, что

$$[u_n]_L = [u_\tau]_L = [w]_L = 0, \quad (1.2)$$

где $[f]_L = f^+ - f^-$ - скачок функции f на контуре L .

Условие равновесия произвольной конечной части включения примет вид

$$h[S]_L ds + N(s + ds) - N(s) = 0; \quad (1.3)$$

$$N(s) = E_0 S_0 \varepsilon_0; \quad \varepsilon_0 = \varepsilon_\tau, \quad (1.4)$$

где N - нормальная растягивающая сила в сечении ребра; E_0 - модуль Юнга; S_0 - площадь сечения ребра (в рассматриваемом случае $S_0 = 2h_0 h$); ε_0 - относительная деформация включения; ε_τ - относительная деформация оболочки в направлении касательной к контуру L .

В силу линейности задачи напряженное состояние в оболочке представим в виде суммы напряженного состояния в оболочке без включения при заданной внешней нагрузке, которое считаем известным (в дальнейшем оно будет обозначаться величинами со звездочкой) и искомого дополнительного напряженного состояния, вызванного наличием включения.

Расстояние от включения до внешнего контура велико по сравнению с его размерами и возмущенное напряженное состояние практически не достигает внешней границы оболочки.

Вместо нулевых граничных условий на контуре L_0 зададим упрощенные условия исчезновения возмущенного напряженного состояния при неограниченном удалении от включения, а область, занятую оболочкой, будем считать бесконечной.

Для оболочек с концентраторами напряжений (отверстия, разрезы включения и т.д.) возмущенное напряженное состояние носит локальный характер. Внутри зоны возмущения величины, которые его характеризуют, представляют собой быстро затухающие функции координат, поэтому для их описания используются уравнения напряженных состояний с большим показателем изменчивости, совпадающие с уравнениями пологих оболочек. В качестве исходных использовались уравнения теории пологих оболочек [5].

2. Граничное интегральное уравнение. Условие равновесия конечной части включения (1.3) с учетом соотношений (1.4) примет вид

$$h[S]ds + E_0 S_0 (\varepsilon_0(s + ds) - \varepsilon_0(s)) = 0; \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_0(s + ds) - \varepsilon_0(s) = \varepsilon_0'(s + \theta ds) \quad \theta \in (0, 1). \quad (2.2)$$

Отсюда

$$\varepsilon_\tau(s) + \frac{h}{E_0 S_0} \int_{-l}^s [S] dt = 0. \quad (2.3)$$

Используя математический аппарат, который базируется на теории обобщенных функций, двумерного интегрального преобразования Фурье, теории фундаментальных решений и специальных функций, задача сведена к сингулярному интегральному уравнению

$$\frac{Eh}{E_0 h_0} \cdot \frac{1}{(1 + \nu)(3 - \nu)} \int_{-l}^s \Psi(t) dt + \frac{1}{\pi} \int_{-l}^l K(s, t) \Psi(t) dt = -T_\tau^*(s), \quad (2.4)$$

где E — модуль Юнга, ν — коэффициент Пуассона для материала, из которого изготовлена оболочка.

Ядро интегрального уравнения можно представить следующим образом

$$K(s, t) = n_1^2(s) K_1(s, t) - n_1(s) n_2(s) K_2(s, t) + n_2^2(s) K_3(s, t), \quad (2.5)$$

где n_1, n_2 — направляющие косинусы единичного вектора внешней нормали к кривой L .

Вычисление ядер K_1, K_2, K_3 рассмотрим на примере ядра K_3

$$K_3(s, t) = n_1(t) K_{31}(s, t) + n_2(t) K_{32}(s, t) \quad (2.6)$$

Рассмотрим трансформанту ядра K_{32}

$$\bar{K}_{32} = -i\xi \frac{1+\nu}{Eh} \frac{\Delta'}{\Delta} (2\eta^2 + (1-\nu)\xi^2) - i\xi \frac{1}{DR_2^2\Delta} (1+\nu\lambda)(\xi^2 + \lambda\eta^2). \quad (2.7)$$

где $\lambda = R_2 / R_1$; R_1, R_2 - радиусы главных кривизн оболочки, $D = Eh^3 / 12(1-\nu^2)$.

Сингулярная часть ядра вычисляется с помощью теории вычетов и имеет особенность типа Коши, а регулярная представлена в виде ряда, содержащего специальную функцию $G_{n,\nu}(z)$

Оригиналы ядра для данного случая примут вид:

$$K_{32}(s, t) = K^S(x(s) - x(t), y(s) - y(t)) + K^r(x(s) - x(t), y(s) - y(t)),$$

$$K^S(x, y) = \frac{\cos \varphi}{r(3-\nu)} (2 \cos 2\varphi + (1-\nu)(1 + 2 \sin^2 \varphi));$$

$$K^r(x, y) = -\frac{2}{(1+\nu)(3-\nu)} \cdot c^2 r \sum_{n=1}^{\infty} a_n(|r|) \cos(2n-1)\varphi, \quad (2.8)$$

где K^S - сингулярная часть ядра, K^r - регулярная часть ядра,

$$a_n(r) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi} t(\theta) \cdot \text{sign}(d^2(\theta)) \cos(\theta) \cos(2n-1)\theta \cdot \text{Im } G_{n,n-1}(c|r| \cdot |d(\theta)|\sqrt{i}) d\theta,$$

$$t(\theta) = \lambda(\nu - (1+\nu) \sin^2 \theta \cdot (2 \sin^2 \theta + (1-\nu) \cos^2 \theta)) + (\sin^2 \theta - \nu \cos^2 \theta)^2,$$

$$d^2 = \cos^2 \theta + \lambda \sin^2 \theta; c^2 = \sqrt{12(1-\nu^2)} / R_2 h; r = \sqrt{x^2 + y^2}; \varphi = \text{arctg } y/x.$$

Специальная функция имеет вид

$$G_{n,m}(y) = \left(\frac{y}{2}\right)^{m-n} K_{m+n}(y) - \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (-1)^{n+k} \frac{\Gamma(m+k)}{(n-k)!} \left(\frac{2}{y}\right)^{2k}, \quad (2.9)$$

$$(n > 0, m > -1),$$

где $K_\nu(z)$ - модифицированная функция Бесселя 2-го рода порядка ν .

Неизвестная функция имеет вид:

$$\Psi = \frac{1+\nu}{4} (3-\nu)[S]. \quad (2.10)$$

Для обеспечения единственности решения уравнения (2.4) используется дополнительное соотношение, которое вытекает из условия равенства нулю главного вектора контактных усилий вдоль линии включения

$$\int_{-1}^1 [S] dt = 0. \quad (2.11)$$

Получить точное аналитическое решение уравнения (2.4) практически невозможно, поэтому для его решения следует использовать метод механических квадратур [6-7].

Первый интеграл в уравнении (2.4) приближенно вычисляется после замены неизвестной функции ее интерполяционным полиномом. Применяя квадратурную формулу [6] для сингулярного интеграла типа Коши, интегральное уравнение (2.4) сводим к системе n линейных алгебраических уравнений.

В качестве примера рассмотрена оболочка произвольной кривизны с прямолинейным включением вдоль оси ОХ.

На рис.2 изображено изменение коэффициента интенсивности в зависимости от размеров включения. Кривая 1 соответствует псевдосферической оболочке, 2 – сферической, 3 – цилиндрической.

Из полученных результатов следует, что влияние относительных размеров включения на величину коэффициента интенсивности наиболее заметно проявляется в оболочках отрицательной кривизны.

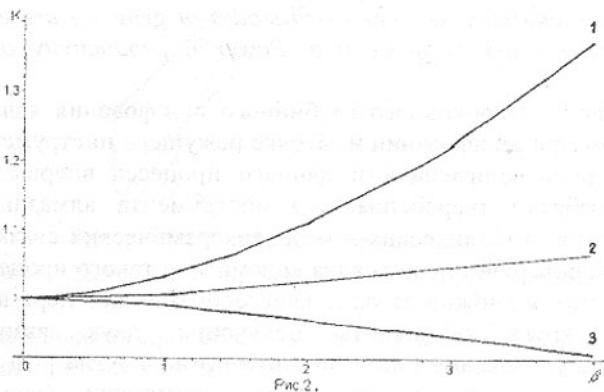


Рис. 2.

- Список литературы.** 1. Довбня К.М. До питання дослідження концентрації напружень у ортотропній оболонці з отвором довільної конфігурації // Доп. НАН України. Сер. А – 2001. – № 8 – С. 33-36. 2. Довбня Е.Н., Шевченко В.П. К решению граничных задач теории ортотропных оболочек с разрезами и отверстиями произвольной конфигурации // Доп. НАН України. Сер. А – 1995. – № 4. – С. 44-46. 3. Шевченко В.П., Довбня Е.Н. Ортотропная оболочка произвольной кривизны с криволинейными разрезами // Вісн. Донец. ун-ту. Сер. А – 1997. – Вип. 1. – С. 89 – 97. 4. Шевченко В.П., Довбня К.М. Система граничних інтегральних рівнянь

для ортотропної оболонки з розрізом довільної конфігурації // Мат. методи та фіз.-мех. поля. — 2001. — Т. 44, Вип. 1. — С. 105 — 110. 5. Амбарцумян С.А. Общая теория анизотропных оболочек. — М.: Наука, 1974. — 446 с. 6. Корнейчук А.А. Квадратурные формулы для сингулярных интегралов // Численные методы решения дифференциальных и интегральных уравнений и квадратурные формулы. — М.: Наука, 1964. — С.64 — 74. 7. Саврук М.П., Осив П.Н., Прокопчук И.В. Численный анализ в плоских задачах теории трещин. — К.: Наук. думка, 1989. — 248 с.

Слано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Шевченко Ф.Л.

ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЙ ПРОЦЕСС ОДНОПРОХОДНОГО ГЛУБИННОГО ШЛИФОВАНИЯ КРУГАМИ ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Шепелев А.А. (ИСМ им.В.Н. Бакуля НАНУ, г. Киев, Украина)

For the first time process of single-pass deep grinding by wheels with a conic working surface is investigated at processing firm alloys and steels. Laws of influence of characteristics of wheels and modes of grinding are established on parameters of process of processing. Powerful productivity of grinding is achieved.

Процесс однопроходного глубинного шлифования является весьма эффективным при шлифовании и заточке режущего инструмента. С целью повышения производительности данного процесса впервые исследован процесс обработки твердосплавного инструмента алмазными кругами формы 12V5 на металлических и металлокерамических связках с конической рабочей поверхностью. Анализ кинематики такого процесса позволил установить, что возможно за одно формообразующее перемещение шлифовального круга обеспечить получение двух взаимосвязанных геометрических параметров инструментов: угла в плане и вспомогательного заднего угла. Это достигается (рис.1) за счет соответствующего расположения затачиваемых поверхностей инструмента относительно рабочей поверхности алмазного круга формы 12V5. Так, при обработке резец распложен в плоскости продольной подачи и его вершина находится выше центра круга на величину $h=7-10$ мм (h зависит от толщины твердосплавной пластины), что обеспечивает при диаметре круга 150 мм вспомогательный задний угол в пределах $4-6^\circ$. За счет установки резца в вертикальной плоскости (продольной подачи) под углом $\psi=30^\circ$ можно получить вспомогательный угол в плане ϕ порядка $1^\circ 30$ мин. Таким образом, применение алмазного круга формы 12V5 позволяет обеспечить обработку двух геометрических параметров инструмента: угла в плане и заднего угла, что является существенным отличием от известной схемы

ным отличием от известной схемы обработки кругами формы 12A2-45°, при использовании которой указанные геометрические параметры достигаются раздельно за счет применения двух схем обработки, что снижает производительность обработки инструмента.

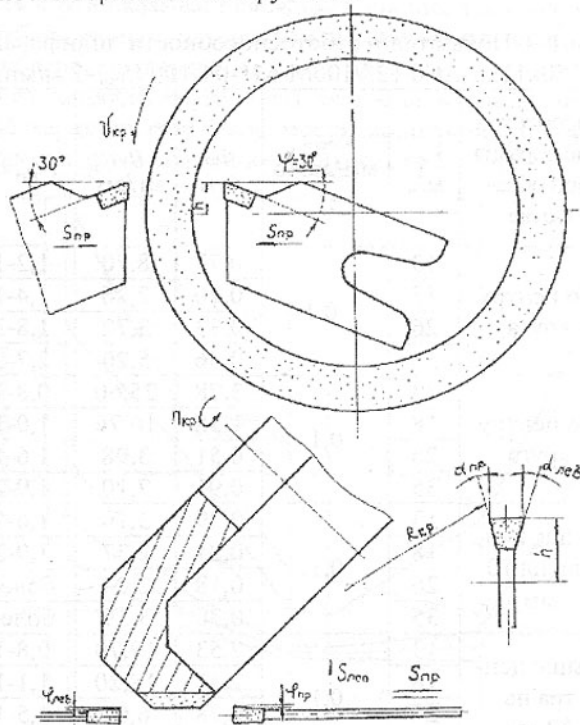


Рис. 1. Схема шлифования алмазным кругом формы 12V5

При исследовании процесса шлифования кругами формы 12V5 определялось влияние скорости круга 11-35 м/с; поперечной подачи 0,1-0,5 мм/дв.ход; зернистости алмазов 125/100, 160/125, 250/200; покрытия алмазов—М и С; связки кругов — М1-04 и КМ1; обрабатываемых пластин — Т15К6, Т5К10, сталь 45, сталь 65Г; расположения обрабатываемых образцов — по центру и выше центра круга; формы (геометрии) режущей поверхности круга.

Основная серия экспериментов проведена при шлифовании твердосплавных и стальных образцов сечением 7×15 мм² с применением СОЖ. Исследования показали (табл.1), что из исследуемых факторов наибольшее влияние оказывают скорость круга, поперечная подача, зернистость алмазов и связка. Влияние других факторов значительно меньше. Так, с увеличением зернистости алмазов от 125/100 до 250/200 работоспособность кругов

повышается, особенно при больших глубинах шлифования. Такая закономерность подтверждается при различных скоростях круга. Оптимальной зернистостью алмазов для исследуемых кругов является зернистость 250/200.

Таблица 1 - Показатели работоспособности шлифовальных кругов формы 12V5 150x11x5-AC6 125/100M-M1-04-100 ($S_{np}=2$ м/мин)

Обрабатываемый материал	Расположение образца при обработке	$V_{кр}$, м/с	$S_{пол}$, мм/дв.ход	q_p , мг/г	q_v , мг/см ³	$P_{эф}$, кВт	R_a , мкм
Т15К6	По центру круга	13	0,1	0,77	8,70	1,2-1,4	0,37
		18		0,20	2,26	1,4-1,7	0,30
		26		0,33	3,72	1,8-3,0	0,21
		35		0,46	5,20	2,7-3,5	0,17
сталь 45	По центру круга	13	0,1	3,28	25,60	0,8-1,0	
		18		1,38	10,76	1,0-1,2	
		26		0,51	3,98	1,6-1,9	
		35		0,91	7,10	1,9-2,0	
Т15К6	Выше центра на 10 мм	13	0,1	0,29	3,70	1,6-1,9	0,37
		18		0,21	2,37	1,9-2,1	0,28
		26		0,18	2,04	более 3	0,17
		35		0,30	3,39	более 3	0,13
сталь 45	Выше центра на 10 мм	13	0,1	2,53	19,70	0,8-1,0	
		18		2,33	18,20	1,1-1,2	
		26		0,78	6,08	1,5-1,8	
		35		0,61	4,75	1,8-2,0	
Т15К6	Выше центра на 10 мм	18	0,1	0,21	2,37	1,9-2,1	0,28
			0,2	0,24	2,71	2,2-3,0	0,33
			0,3	0,42	4,75	Более 3	0,42
сталь 45	Выше центра на 10 мм	18	0,1	2,33	18,2	1,1-1,2	
			0,2	2,81	21,9	1,7-1,9	
			0,3	5,70	44,5	более 3	
			0,4	61,00	475,0	Более 3	

Расположение твердого сплава выше центра алмазного круга не оказывает существенного влияния на показатели работоспособности кругов, в определенной степени влияет связка круга и покрытие алмазов. Так, исследование кругов формы 12V5 на металлической связке марки М1-04 с металлическим (М) и стеклопокрытием (С) алмазов подтвердило установ-

ленную ранее для кругов формы 12A2x45° зависимость, что круги со стеклопокрытием алмазов обладают более высокой режущей способностью и меньшей износостойкостью, чем круги из металлизированных алмазов.

Скорость круга оказывает сложное влияние, характер которого определяется обрабатываемым материалом и зависит от зернистости алмазов (рис.2). При обработке твердых сплавов зависимость относительного расхода алмазов от скорости круга носит экстремальный характер. При обработке стали 45 характер этой зависимости монотонно убывающий – с увеличением скорости круга его износостойкость увеличивается.

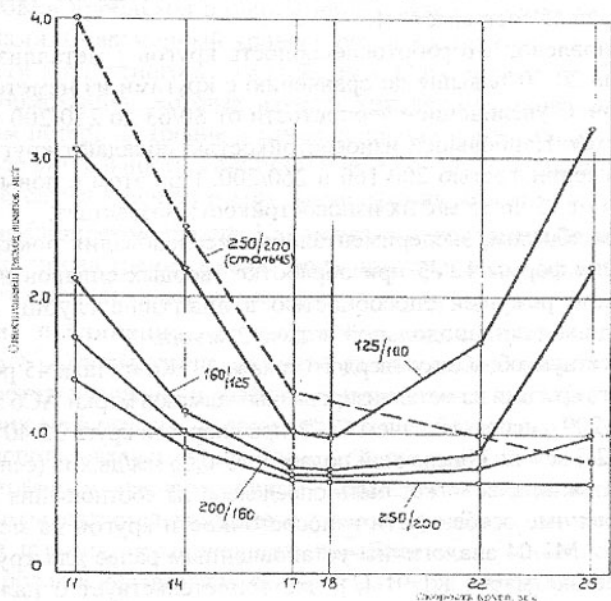


Рис. 2. Влияние скорости круга на относительный расход алмазов при шлифовании твердого сплава Т15К6 и стали 45 (12V5 150x11x5-AC6M-M1-04-100, $S_{пр}=2$ м/мин, $S_{поп}=0,3$ мм/дв.ход)

Стали марок 45 и 65Г при обработке алмазными кругами оказались равнозначными, так же как марки твердых сплавов Т15К6 и Т5К10. Если сравнить обрабатываемость твердых сплавов и сталей, то можно заключить, что при поперечных подачах 0,1 мм/дв.ход и совместной обработке твердого сплава и стали преобладающая роль принадлежит стали, а более 0,1 мм/дв.ход — твердому сплаву, обрабатываемость которого обуславливает эффективность алмазного шлифования. Этот научный результат важен при разработке технологий заточки твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой, в т.ч. при больших глубинах шлифования

(более 0,1 мм/дв.ход), при которых известные закономерности процесса алмазного шлифования твердого сплава из стали не подтверждаются.

Изучена также износостойкость кругов формы 12A2-45⁰ 150x10 на металлической связке марки М1-04 в зависимости от характеристики алмазов. Как известно [1], эти параметры процесса шлифования оказывают превалирующее влияние на работоспособность кругов в условиях обработки твердых сплавов совместно со сталью. Исследовались круги из неметаллизированных и металлизированных алмазов АС6 и АС4 зернистостью 80/63-250/200 100%-ной концентрации. Скорость круга равнялась 15, 20, 27 и 35 м/с, продольная подача 2 м/мин, поперечная - 0,5 мм/дв.ход, соотношение твердого сплава Т15К6 и стали 45 составляет 1:1.

Установлено, что работоспособность кругов с металлизированными алмазами на 20-30 % выше по сравнению с кругами из неметаллизированных алмазов. С увеличением зернистости от 80/63 до 250/200 расход алмазов снижается. Наибольшей износостойкостью обладают круги из алмазов марки АС6 зернистостью 200/160 и 260/200. При этом с повышением скорости круга от 15 до 35 м/с их износостойкость возрастает.

Таким образом, экспериментальные исследования показали, что алмазные круги формы 12V5 при обработке твердых сплавов и стали обладают высокой режущей способностью в диапазоне глубин шлифования 0,1-0,3 мм/дв.ход при продольной подаче 2 м/мин.

Совместную обработку твердого сплава Т15К6 и стали 45 рекомендуется осуществлять кругами из металлизированных алмазов марки АС6 зернистостью 125/100-250/200 с использованием СОЖ при скорости круга 25-40 м/с, продольной подаче 2-3 м/мин, поперечной подаче 0,05-0,06 мм/дв.ход (если одна из подач изменяется, вторая может быть определена из соотношения $S_{\text{поп}} \cdot S_{\text{пр}} \leq 0,15-0,20$). Выявленные особенности износостойкости кругов на металлической связке марки М1-04 аналогичны установленным ранее для кругов на керамической связке марки К1-01 [1], что свидетельствует о наличии общих закономерностей процесса алмазного шлифования твердых сплавов совместно со сталью кругами на различных связках [2].

Список литературы: 1. Захаренко И.П. Шепелев А.А. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой.— К.: Наук. думка, 1976.— 220 с. 2. Шепелев А.А., Черных В.П. Износостойкость алмазных кругов на связке МО4 при обработке твердого сплава совместно со сталью // Сверхтвердые материалы.— 1980.— №6.— С.39-40.

Сдано в редакцию 27.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Пругану О.

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ С ТРЕНИЕМ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РАЗЛОЖЕНИЯ ПОТЕНЦИАЛОВ

Шишканова А.А. (ЗНТУ, г.Запорожье, Украина)

The three-dimensional contact problem of punch motion is considered taking into account friction forces. Binomial friction law is used, that take into account adhesion. Simple fiber potential expansions are proposed for the problem solution. Normal stresses of contact domain and its shape are determined.

Постановка проблемы в общем виде, связь с научными и практическими задачами. Современный уровень развития техники характеризуется разнообразием контактного взаимодействия. С развитием трибологии и ее раздела трибомеханики, которая изучает контакт шероховатых поверхностей с учетом потерь на трение и износ, решение контактных задач приобретает особую актуальность. При постановке контактных задач с трением в большинстве случаев используется закон трения в форме $\tau = \mu\sigma$, где μ является коэффициентом трения. Как показали экспериментальные работы в формировании сил трения важная роль принадлежит адгезии, учет которой приводит к двучленному закону трения $\tau = \tau_0 + \mu\sigma$.

Анализ публикаций, на которых основываются исследования в данной работе. Авторы, исследовавшие задачи такого класса, предлагали различные методы решения и различные математические модели. В [1] при описании движения штампа, ограниченного параболической поверхностью вращения, использовалась модель осесимметричной площадки контакта с неосесимметричным распределением нормальных напряжений. **Целью данной работы** является решение с учетом трения с адгезией задачи о вдавливании штампа, ограниченного параболической поверхностью вращения, предполагая неизвестной форму и размеры площадки контакта, которые зависят от коэффициентов трения и адгезии.

Пусть в упругое полупространство вдавливается жесткий штамп под действием вертикальной силы Q и сдвигающей силы T , направленной вдоль оси Ox . Трение принимается подчиняющимся двучленному закону.

Нормальные перемещения w точек области контакта Ω зависят от формы поверхности штампа, которая описывается функцией $f(x, y)$, величины заглубления η и γ - функции, характеризующей угол поворота вокруг оси Oy .

Основное интегральное уравнение задачи для определения давления $p(x, y)$ под штампом содержит интегралы со слабой особенностью типа потенциала простого слоя, распространенные в общем случае по неизвестной области контакта Ω , зависящей от коэффициента трения [1],

$$\iint_{\Omega} (1 + \mu \lambda \cos r^{\wedge} x) / r \cdot p(\rho, \theta) d\Omega + \lambda \tau_o \iint_{\Omega} (\cos r^{\wedge} x) / r d\Omega = \\ = \pi E / (1 - \nu^2) \cdot [-f(\rho_o, \theta_o) + \eta + \gamma \rho_o \cos \theta_o] \quad (1)$$

Здесь $\lambda = (1 - 2\nu)/(2 - 2\nu)$; ν - коэффициент Пуассона;

$$r^2 = \rho^2 + \rho_o^2 - 2\rho\rho_o \cos(\theta - \theta_o); \quad d\Omega = \rho d\rho d\theta; \\ \cos r^{\wedge} x = (\rho_o \cos \theta_o - \rho \cos \theta) / r; \quad \gamma = -\beta_y. \quad (2)$$

Для неплоского штампа, ограниченного гладкой поверхностью, на контуре Γ области Ω

$$p(\rho, \theta)|_{\Gamma} = 0. \quad (3)$$

Кроме того должны выполняться условия равновесия сил и моментов сил, действующих на штамп, действующие на штамп касательные силы на площадке контакта должны уравниваться силой T , приложенной на расстоянии d от основания штампа.

Решение задачи для неизвестной площадки контакта в общем виде. Пусть в нашем случае штамп ограничен поверхностью вращения $f(\rho, \theta) = f(\rho)$. Так как произведение коэффициента трения μ на λ и $\lambda \tau_o s_o / Q$ (s_o - площадь области контакта при отсутствии трения) являются малыми величинами [2], [3], то, обозначив их как

$$\varepsilon_1 = \lambda \mu, \quad \varepsilon_2 = \lambda \tau_o s_o / Q, \quad (4)$$

будем считать ε_1 и ε_2 в интегральном уравнении (1) малыми параметрами. Неизвестные данной задачи - функция распределения нормального давления под штампом, уравнение границы площадки контакта, осадка штампа, угол поворота - являются функциями параметров ε_1 и ε_2 . Предположим, что они представимы в виде рядов по степеням ε_1 и ε_2

$$p(\rho, \theta) = \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k p_{ik}(\rho, \theta); \quad \gamma = \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k \gamma_{ik}; \quad \eta = \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k \eta_{ik}. \quad (5)$$

Так как при отсутствии трения область Ω является круговой, то предположим, что уравнение границы Γ области контакта Ω имеет вид

$$\rho = b[1 + g(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \theta)], \quad g(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \theta) = \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k f_{ik}(\theta), \quad f_{00} = 0, \quad s_o = \pi b^2. \quad (6)$$

Функции $f_{ik}(\theta)$ непрерывны и имеют непрерывные производные различных порядков в Ω и такие, что луч, выходящий из начала координат, пересекает границу Γ не более, чем в одной точке.

Далее раскладываем в ряд по степеням ε_1 и ε_2 интегралы, входящие в интегральное уравнение (1) [4,5], при этом учитывая, что от параметров ε_1 и ε_2 зависит уравнение границы области контакта Ω , получаем:

$$\iint_{\Omega} P(\rho, \theta) / r \, d\Omega = \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k \left[\iint_D P_{ik}(\rho, \theta) / r \, ds + \Phi_{ik}(P) \right].$$

Здесь операторы Φ_{ik} для $i, k=0, 1$ имеют вид

$$\Phi_{00}(P) = 0; \quad \Phi_{10}(P) = L_{10}(P_{00}); \quad \Phi_{01}(P) = L_{01}(P_{00}), \quad (7)$$

где приняты обозначения $L_{ij}(P_{00}) = (1 - \rho_o \frac{\partial}{\partial \rho_o}) \iint_D \frac{P_{00}(\rho, \theta)}{r} f_{ij}(\theta) \, ds$.

Таким образом, уравнение (1) может быть представлено в виде:

$$\begin{aligned} & \sum_{i,k=0}^{\infty} \varepsilon_1^i \varepsilon_2^k \left[\iint_D P_{ik}(\rho, \theta) / r \, ds + \Phi_{ik}(P) + \varepsilon_1 \Phi_{ik}(P \cos r \wedge x) + \right. \\ & + \varepsilon_1 \iint_D P_{ik}(\rho, \theta) / r^2 (\rho_o \cos \theta_o - \rho \cos \theta) \, ds + \varepsilon_2 \Phi_{ik}(Q / s_o \cos r \wedge x) + \\ & + \varepsilon_2 \iint_D Q_{ik} / (s_o r^2) \cdot (\rho_o \cos \theta_o - \rho \cos \theta) \, ds \left. \right] = \pi E / (1 - \nu^2) [-f(\rho_o, \theta_o) + \\ & + \sum_{i,k=0}^{\infty} (\eta_{ik} + \gamma_{ik} \rho_o \cos \theta_o)], \end{aligned} \quad (8)$$

$Q_{00} = Q$; $Q_{ik} = 0$, кроме $i = 0$ и $k = 0$ одновременно, D : $\rho \leq b$.

Интегралы, входящие в условия равновесия сил и моментов сил также представим в виде разложений по степеням параметров ε_1 и ε_2 . Граничные условия (3) принимают вид:

$$P_{ik}(\rho, \theta) \Big|_{\rho=b} = 0, \quad (i, k = 0, 1, \dots). \quad (9)$$

Приравнявая выражения при одинаковых степенях ε_1 и ε_2 в уравнении (8) и полученных из уравнений равновесия сил и моментов, приходим к рекуррентным системам уравнений для определения неизвестных коэффициентов разложений (5). Представляя неизвестные функции $f_{ik}(\theta)$, описывающие площадку контакта (6), в виде рядов Фурье, из полученных рекуррентных систем и условий (9) определяем функции $P_{ik}(\rho, \theta)$, η_{ik} , γ_{ik} , $f_{ik}(\theta)$, характеризующие распределение давлений на площадке контакта, осадку штампа, угол его наклона, форму и размеры площадки контакта.

Решение задачи для конкретного штампа, ограниченного параболической поверхностью вращения. Рассмотрим частный случай, когда

$$f(\rho) = \rho^2 / 2b_o. \quad (10)$$

Учитывая в искомом разложении (5), (8) члены с ε_1 и ε_2 в первой степени, получаем, что зависимость для определения функции, характеризующей распределение нормального давления в точках $M(\rho, \theta_k)$ луча

$\theta = \theta_k$, проходящего через точку $M_k(\rho_k, \theta_k)$ на контуре области Ω можно представить в виде:

$$p(\rho, \theta_k) = \frac{2bE}{\pi b_0(1-\nu^2)} \left\{ \sqrt{1 - \frac{\rho^2}{\rho_k^2}} + \varepsilon_1 \cos \theta_k \left[a_1 \frac{\rho}{\rho_k} \sqrt{\frac{1 - \rho/\rho_k}{1 + \rho/\rho_k}} + \right. \right. \quad (11)$$

$$\left. \left. + \frac{2}{\pi} \sum_{k,n=0}^{\infty} \frac{2k(2n-1)!!}{(2n-2k+1)2n!!} \frac{1}{(4k^2-1)} \left(\frac{\rho}{\rho_k} \right)^{2n+1} \right] + \varepsilon_2 \cos \theta_k \left[a_{11} \frac{\rho}{\rho_k} \sqrt{\frac{1 - \rho/\rho_k}{1 + \rho/\rho_k}} \right] \right\}$$

Из (11) следует, что давление на площадке контакта при движении осесимметричного штампа распределено несимметрично, что совпадает с [1]. Функции, характеризующие угол поворота штампа γ , заглубление η и уравнение границы $\rho(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \theta)$ области контакта Ω имеют вид:

$$\gamma = \varepsilon_1 b/b_0(a_1 + 1/\pi) + \varepsilon_2 b/b_0(-4/(3\pi) + a_{11}), \eta = b^2/b_0; b^3 = 3Qb_0(1-\nu^2)/4E;$$

$$\rho = b[1 + \varepsilon_1 a_1 \cos \theta + \varepsilon_2 a_{11} \cos \theta], a_1 = \frac{1}{\lambda b} \left(d - \frac{b^2}{b_0} \right) + \frac{1}{2\pi}; a_{11} = \frac{-1}{b} \left(d - \frac{b^2}{b_0} \right).$$

$M(\rho_k, \theta_k)$ - точка на контуре области. Здесь, как и в [1] сила, вызывающая движение штампа, приложена на расстоянии d от основания.

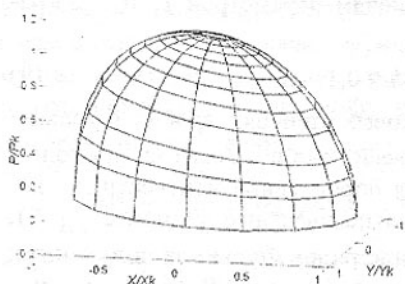


Рис. 1.

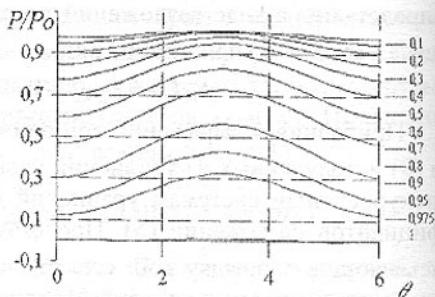


Рис. 2.

График распределения нормального давления по площадке контакта приведен на рисунке 1, где $p_0 = 3Q/2\pi b^2$. Вычисления производились по формуле (11) для $\varepsilon_1 = 0,4$; $\tau_0 = 0$. Рисунок 2 показывает кривые распределения нормального давления на линиях равноотстоящих от границы площадки контакта для тех же исходных данных. Линия 1 соответствует контуру границы площадки контакта.

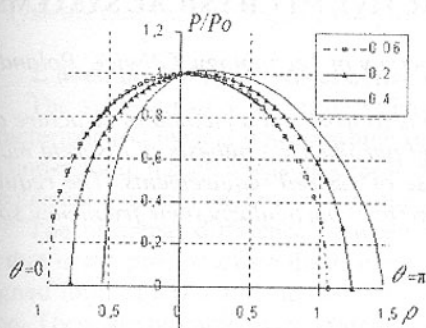


Рис. 3.

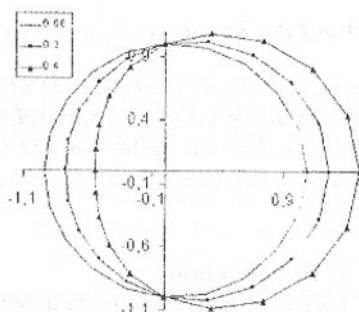


Рис. 4.

Для различных значений коэффициента трения ($\varepsilon_1 = 0.06; 0.2; 0.4$ соответственно) на рисунке 3 приведено распределение нормальных давлений на площадке контакта вдоль Ox при $\theta = \pi$ и $\theta = 0$. Области контакта для таких же параметров приведены на рисунке 4.

Выводы. Получено разложение потенциала с использованием которого предлагается метод приближенного решения пространственных контактных задач для неизвестной площадки контакта с учетом трения. Достоинством предложенного метода является то, что легко можно получить в каждом приближении простые формулы в замкнутом виде, удобные для качественного анализа и пригодные для инженерной практики.

Список литературы: 1. Горячева И.Г., Добычин М.Н. Контактные задачи в трибологии.-М.: Машиностроение.-1988.-256с. 2. Дырда В.И., Шишканова А.А. Математическое моделирование подвижного эластостатического контакта при двучленном законе трения //Вестник СевГТУ. - Вып.8. Механика,энергетика,экология/сб.трудов. - Севастополь, 1997. - С.32-37. 3. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. - 576с. 4. Шишканова А.А. К использованию потенциалов простого слоя при математическом моделировании в технических системах. //Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд. сб. трудов. Донецк.: ДонГТУ, 2002, С.189-194 5. Шишканова А.А. К решению двумерного интегрального уравнения задачи о кольцевом штампе. Прикладные задачи математики и механики: Материалы XI международной науч.-практ. конф. Севастополь, 2002. - С.182-185.

Слано в редакцию 27.05.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И.

METHODS OF SYNTHESIS OF ACTIVE MECHANICAL SYSTEMS

Buchacz A., Żurek K. (*Silesian University of Technology, Gliwice, Poland*)

The principal aim of the research taken is to work out a method of structure and parameters searching i.e. structural and parametric synthesis of discrete model of active mechanical system on the base of desired requirements. The requirements refer to dynamic features of the system, particularly their frequency spectrum.

1. Introduction

Usage of active methods of vibration elimination allows to overcome the limitations existing in passive systems. The active methods are used for reduction of vibration level in machines, appliances, installations, power lines, buildings, means of transport etc.

The active vibroisolation systems are controlled by input function. Signal change may be fluent or step one. In the executive systems there are the following elements used: mechanical, pneumatic, hydraulic, electromagnetic and electrodynamic. Active methods introducing additional energy sources into the appliance solve the problems of contradictory requests regarding effectiveness of vibration reduction within low frequencies. Passive systems used up to today are able only to disperse energy or store it periodically. The active systems can deliver or absorb energy in determined way from any place in the appliance. Vibration active reduction methods are based on control or regulation of mechanical vibration processes. One can tell about object movement control when an outer control signal is introduced into the system, where the signal is not dependent on current values of this object state. The signal is dependent on an earlier worked out program. The second method, which is vibration reduction, is based on object movement adjustment. In this case the control signal is dependent on current value of object's state. Within movement regulation the introduction of additional elements is necessary, elements such as: output sensors, regulator and executive appliance [2,10,11,12].

Nowadays the passive vibration reduction is replaced with active vibration reduction. It results not only from low effectiveness of passive systems within low frequency of input function. The passive systems are also low effective at vibration activity with broad frequency band, as well as in case of appliance activity conditions changeable in wide range [7,8,9].

The problem of electric and electronic systems synthesis using unclassical method i.e. by means of graphs and structural numbers has been recognized very well. This method was used also for synthesis of passive vibrating mechanical systems. However there is no research about usage of unclassical method for the analysis and synthesis of active vibrating mechanical systems. In mechanical ac-

tive systems there are analogies to electronic active systems [1,3,4,5,6,13].

2. Methods of synthesis of active mechanical systems

The synthesis of active systems enables passage from assigned frequency characteristic to physical objects which realize these characteristics. The reverse task understood in such a way enables to design mechanical systems on the basis of requested dynamic features and frequency spectrum.

The principal difference between designing and synthesis relies on the fact that in the process of synthesis one achieves the system exactly meeting the assigned form of characteristic function. The synthesis result in not only one solution. There are possible many systems i.e. structures where various component elements (passive and active) of mechanical systems exist. The possibility of achieving various structures in synthesis facilitates the optimisation of the systems i.e. selection from many models the best one meeting the additional requirements.

In the synthesis of active systems the following basic methods are used:

- cascade method,
- method of multiloop feedback,
- method of developing the characteristic function into continued fraction.

The cascade method is based on the possibility of presenting the characteristic function in a form of product of real rational functions with grade lower or equal two. The method of multiloop feedback is based on comprising the second row blocks, which are mutually isolated in cascade method, by one or more loops of non-local feedback.[2].

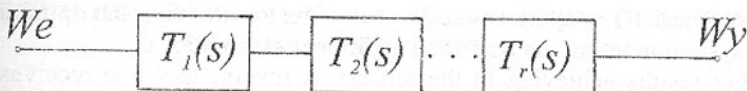


Fig.1. The synthesis realization by cascade method

Multiloop feedback is the second principal method of reverse task of active mechanical systems. Realization of this method has been illustrated (fig.2, fig.3, as well as in simplifier version - fig.4.).

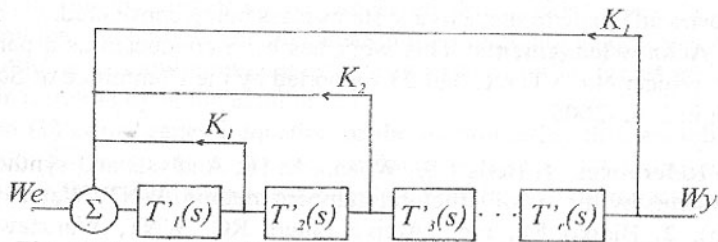


Fig. 2. Synthesis realization by means of multiloop feedback

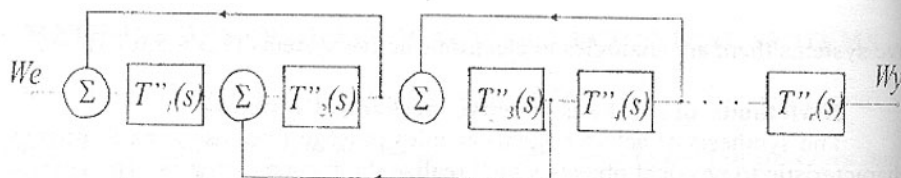


Fig. 3. Synthesis realization by means of multiloop feedback

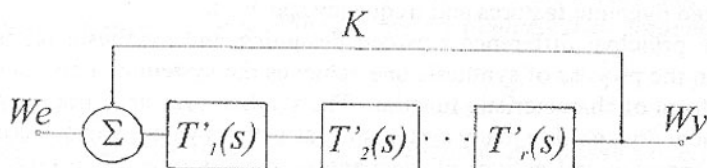


Fig. 4. Synthesis realization with feedback

The structure of mechanical active system may also be achieved by means of developing the characteristic function into continued fraction.

The algorithm of development the characteristic function into continued fraction is one of the simplest synthesis methods. This method can be used regardless of the characteristic function grade.

The presented methods of active mechanical systems synthesis are the basic methods of reverse task realization of such class systems. However one should note that they are not the only methods which could serve for searching the structure and parameters of active mechanical systems.

3. Conclusions

In the thesis there are presented the basic methods of active mechanical systems synthesis. The synthesis realization aims to achieving the optimum mechanical system meeting the basic and additional assumptions.

After results achieving in the process of reverse task one receives, after considering the adequate assumptions, the polar graph on base of which the mechanical system model is received.

The received mathematic model as a result of synthesis allows to select mechanical system parameters for it to possess required dynamic features. The problem showed in such a way requires usage of synthesis methods, defined in categories adequate to the active systems class being considered.

Acknowledgements: This work has been conducted as a part of the research project No. 5 TO7C 029 23 supported by the Committee of Scientific Research in 2002-2005.

References: 1. Bellert S., Woźniacki H.: Analysis and synthesis of electric systems by means of structural numbers method. WNT, Warszawa 1968 (in Polish); 2. Białko M., red.: Active Filters RC. WNT, Warszawa 1979 (in Polish); 3. Buchacz A.: The Synthesis of vibrating Bar-Systems Represented by

Graph and Structural Numbers. ZN Pol. Śląskiej, s. Mechanika, z.104, (1991) (in Polish) 4. Buchacz A.: Computer Aided synthesis and analysis sub-assembly machine modelling by graph and structural numbers. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej. Mechanika z.127, (1997) (in Polish), 5. Buchacz A., Świder J.(red.) in.: Computer support CAD CAM. Support for construction of systems reducing vibration and machine noise. WNT Warszawa 2001 (in Polish); 6. Buchacz A., Świder J., Wojnarowski J.: Theories vibrating mechanics systems with computer simulation. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice (1997) (in Polish), 7. Buchacz A., Żurek K.: Graphs as models of material active systems. Donetsk State Technical University, International Journal of Proceedings - Machine-Buildings and Systems, Vol.19, Donetsk (2002), p.278-284; 8. Buchacz A., Żurek K.: Active material systems modelling by means of polar graphs method. Donetsk State Technical University, International Journal of Proceedings - Machine-Buildings and Systems, Vol.20, Donetsk (2002), p.239-244; 9. Cannon R. H., Jr.: *Dynamics of physical systems*. WNT, Warszawa 1973 (in Polish); 10. Engel Z., Kowal J.: *Vibro-acoustic processes control*. Wydawnictwa AGH, Kraków 1995 (in Polish); 11. Kendall L. Su: *Theory of active systems*. WNT, Warszawa 1969 (in Polish); 12. Michałowski S.: *Active systems in machines construction*. Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Monografia 171, Kraków 1994 (in Polish); 13. Wojnarowski J.: *Graphs and structural numbers as models of mechanic systems*. PTMTS, Gliwice 1977 (in Polish).

Слано в редакцию 6.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

THE EQUILIBRIUM STATE OF A GENERALIZED TOOL FOR THE DEEP DRILLS PROCESSING

Bunea M., Russu M., Năstăsescu V. (*Military Technical Academy, Bucharest, Romania*), Neştian G. (*"Gh. Asachi" Technical University, Iaşi, Romania*)

1. Introduction

Due to low rigidity the deep drills processing tools during splinting lean against and guide on the surface of the processed drill. Taking these into account, to obtain the smoothness and precision of the processing is necessary that both the splinting forces and momentums as well as the friction forces and momentums be in a stabile dynamic equilibrium.

Relation (1) is the general equation of the mono-cutting drill established on dynamic consideration. It is the mathematical expression of the dynamic equilibrium of the forces and momentums applying on the drill during the splinting process.

Relation (1) also represents the general mathematical expression of the

tool generalized for the deep holes processing with structural geometry being sized out of dynamic consideration.

$$M_D = \frac{(1 + \mu^2)(Fz_1r_1 + Fz_2r_2) + \mu r_n[(1 - \mu)(Fy_1 - Fy_2) + (1 + \mu)(Fz_1 + Fz_2)]}{1 + \mu^2} [daNmm] \quad (1)$$

Out of relation (1) there does not results obviously and explicitly the dynamic equilibrium state, during splinting, of the mono-cutting drill on of the rest of the tools derived from the generalized tool.

2. Degree of stability

Taking recourse to the theory of momentums, the dynamic equilibrium state during the splinting process can be known using the notion of degree of stability, which is defined by the relation of the sum of the stability momentums and the sum of rotation momentums.

Thus we have:

$$S_d = \frac{\sum M_s}{\sum M_R} \quad (2)$$

Where:

S_d is the degree of stability, adimensional;

$\sum M_s$ is the sum of stability momentums;

$\sum M_R$ is the sum of rotation momentums.

For the drilling operation with a mono-cutting drill the sum of rotation momentums is the very dynamic momentum M_D .

The mono-cutting drill, like all the tools included in the generalized tool equation, with a single splinting point related to two non-splinting support points, will consequently have two stability degrees S_{DI} and S_{DII} .

The calculus of the two stability degrees for the mono-cutting drill is more difficult than for the helicoidally drill where the support points one at the same time splinting points.

Using fig. 1 the stability momentums and the rotation momentums $\sum M_s$ will be expressed separately in relations to the support point I and separately in relation with the support point II :

a) With regard to the support point I

$$M_{SI} = \Delta F_y r_n \sin \delta_1 + F_{z1} r_1 + F_{z2} r_2 - F_{z1} r_n \cos \delta_1 - F_{z2} r_n \cos \delta_1 \quad (3)$$

If we take $\delta_1 = 180^\circ$; $r_1 = 3/4 r_n$; $r_2 = 1/4 r$ and operate the necessary replacements and operations in (3), we set:

$$M_{SI} = r_n (7/4 F_{z1} + 5/4 F_{z2}),$$

$$M_{R1} = M_D \text{ [see relation (1)]}$$

$$S_{DI} = \frac{M_{SI}}{M_{RI}} = \frac{r_n \left(\frac{7}{4} F_{z1} + \frac{5}{4} F_{z2} \right)}{(1+\mu^2) \cdot (F_{z1} r_1 + F_{z2} r_2) + \mu \cdot r_n [(1-\mu) \cdot (F_{y1} - F_{y2}) + (1+\mu) \cdot (F_{z1} + F_{z2})]} \quad (4)$$

b) With regard to the support point II:

$$M_{SII} = M_{Fz} - \Delta F_y r_n \sin \delta_2 \quad (5)$$

Where:

M_{Fz} — B the sum of the splinting momentums, respectively,

$$M_{Fz} = F_{z2} r_1 + F_{z2} r_2,$$

$$M_{RII} = F_{z1} r_1 + F_{z2} r_2 - F_{z1} r_1 \cos \delta_2 - F_{z2} r_2 \cos \delta_2 \quad (6)$$

If we take $\delta_2 = 270^\circ$; $r_1 = 3/4 r_n$ și $r_2 = 1/4 r_n$ and we operate the replacements in relations (5) and (6) we set:

$$M_{SII} = F_{z1} r_1 + F_{z2} r_2 + r_n (F_{y1} - F_{y2}),$$

$$M_{RII} = r_n (1/4 F_{z1} + 3/4 F_{z2}),$$

$$S_{DII} = \frac{M_{SII}}{M_{RII}} = \frac{M_{Fz} + r_n (F_{y1} - F_{y2})}{r_n \left(\frac{1}{4} F_{z1} + \frac{3}{4} F_{z2} \right)} \quad (7)$$

Out of the possible values of the stability degrees that can be obtained out the relations (4) and (7), three situations are of interest:

$S_D = 1$, indifferent dynamic equilibrium

$S_D < 1$, lack of equilibrium

$S_D > 1$, stable dynamic equilibrium

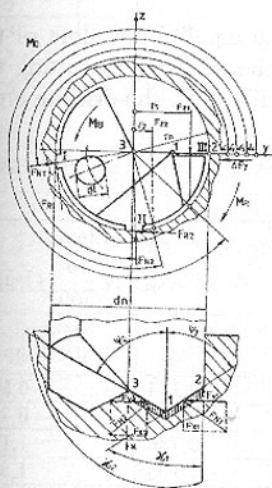


Fig. 1. The generalized tool for splinting processing of deep drills:

d_n — the nominal diameter of the tool;

1-2 și 1-3 — the splinting edges, exterior and interior respectively;

χ_1, χ_2 — the attaché angles;

I, II — the support and guidance points;

$F_{x1}, F_{y1}, F_{z1}, F_{x2}, F_{y2}, F_{z2}, \Delta F_y$ — splinting forces;

$F_{N1}, F_{N2}, F_{R1}, F_{R2}$ — normal and reactive forces;

$\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4, \psi_1, \psi_2$ — positional angles;

M_A — splinting momentum;

M_R — reactivity momentum;

M_B — boring momentum;

M_D — dynamic momentum.

In order that the tool, the drill, should behave well during the splinting process, i.e. to splint smoothly and without vibrations, so that the processing quality could be high, the forces and momentums system operating at the end of the drill be in a stable dynamic equilibrium, i.e. the stability degree, expressed by S_D , be greater than the unit $S_D > 1$.

The generalized tool of which the mono-cutting drill is a part, has two degree of stability, hath leaving to be greater than 1. Out of the following example we set the value of the two degrees of stability:

$r_s = r_n = 5 \text{ mm}$; $F_{z1} = 160 \text{ N}$; $F_{z2} = 160 \text{ N}$; $\Delta F_y = 23,56 \text{ N}$ (of table 1)

$\chi_1 = 66^\circ$; $\chi_2 = 71^\circ 50'$ (of table 2); $\mu = 0,22$.

Introducing their values in relations (4) and (7) we get the two degree of stability of the drill in the two support points I and II respectively.

The two stability degree the tool ca have, corresponding to the two support points I and II where values in the given example are higher than the unit, were obtained for the situation when the support and guidance elements are placed at $S_{DI} = 1,86 > 1$; $S_{DII} = 1,069 > 1$ which represent optimal positions.

Giving different values to the angles $\delta_1 = 180^\circ$ and $\delta_2 = 270^\circ$ we can obtain other values of the stability degree, which must be greater than the unit in all cases.

Admitting the hypotheses on where bases the forces and momentums system that operates during the splinting process on the tool seen be the model of first must find themselves in dynamic equilibrium we got the general equation of the mono-cutting drill [relation (1)] as the mathematical expression of the dynamic equilibrium of the forces and momentums acting of the generalized tool for deep holes processing.

Since relations (1) doesn't explicitly render the equilibrium slate of the drill we made recourse to the momentums theory, choosing mono-cutting the criterion to come know dynamic equilibrium of the drill during the drilling process, the degree of stability, expressed by relations (2).

Table 1.

Diameter of the tool	Width of the support plate	Values of the ΔF_{yt}		Force of settlement	
		Lead of work, s mm/rot.		$\Delta F_{yt} = \pi d_n s b_r \frac{\delta}{360^\circ} (1-\mu)$	
d_N	$m = \pi d_N \frac{\delta}{360^\circ}$	Material: OLC 50	Material: OHN3MF	Material: OLC 50	Material: OHN3MF
4	0,87	0,012	0,012	0,314	0,502
5	1,09	0,016	0,015	0,523	0,785
6	1,31	0,020	0,018	0,786	1,132
7	1,53	0,024	0,021	1,103	1,542
8	1,75	0,028	0,024	1,466	2,016
9	1,96	0,032	0,027	1,885	2,544

10	2,18	0,036	0,030	2,356	3,141
11	2,40	0,040	0,033	2,880	3,800
12,1	2,62	0,044	0,036	3,516	4,561
13	2,84	0,048	0,039	4,080	5,316
13,75	3,00	0,051	0,041	4,590	5,904
15	3,30	0,056	0,045	5,497	7,068
16	3,50	0,060	0,048	6,283	8,042
17	3,71	0,064	0,051	7,121	9,079
18	3,93	0,068	0,054	8,017	10,178
19	4,10	0,072	0,057	8,953	11,341
20	4,37	0,076	0,060	9,948	12,566
21,44	4,67	0,082	0,0645	11,506	14,481
22	4,80	0,084	0,066	12,095	15,205
23	5,02	0,088	0,069	13,253	16,619
24	5,24	0,092	0,072	14,451	18,095
25	5,46	0,096	0,075	15,708	19,635
26	5,68	0,100	0,078	17,017	21,237
27	5,89	0,104	0,081	18,378	22,902
28	6,11	0,108	0,084	19,792	24,630
29	6,326	0,112	0,087	21,258	26,420
30	6,545	0,116	0,090	22,776	28,274
31	6,763	0,120	0,093	24,347	30,190
32	6,981	0,124	0,096	25,970	32,170
33	7,199	0,128	0,099	27,646	34,212
34	7,417	0,132	0,102	29,374	36,317
35	7,638	0,136	0,105	31,154	38,484
36	7,854	0,140	0,108	32,987	40,715
37	8,072	0,144	0,0111	34,871	43,008
38	8,290	0,148	0,114	36,809	45,364
39	8,508	0,152	0,117	38,798	47,783
40	8,726	0,156	0,120	40,840	50,265

Table 2

Table 2 Values of the attaché angle $\gamma_{2\alpha}$. The finishing is making by settlement of micro-roughness													
Diameter of the tool	Material: OLC 50 STAS 880-80						Material: OHN3MF GOST 4543-51						
	dN	t_1	t_2	t_2/t_1	$y = d_N/4$	χ_1	$\chi_{2\alpha}$	t_1	t_2	t_2/t_1	$y = d_N/4$	χ_1	$\chi_{2\alpha}$
4	1	1	1	1	1	66°	71°58'	1,33	0,67	0,5	0,666	66°	73°54'
5	1,25	1,25	1	1,25	1,25	66°	71°30'	1,67	0,83	0,497	0,833	66°	73°40'
6	1,5	1,5	1	1,5	1,5	66°	71°20'	2	1	0,5	0,999	66°	73°16'
7	1,75	1,75	1	1,75	1,75	66°	71°10'	2,33	1,17	0,502	1,166	66°	73°01'
8	2	2	1	2	2	66°	71°30'	2,67	1,33	0,498	1,333	66°	73°43'
9	2,25	2,25	1	2,25	2,25	66°	71°34'	3	1,5	0,5	1,499	66°	73°37'
10	2,5	2,5	1	2,5	2,5	66°	71°50'	3,33	1,67	0,501	1,666	66°	73°35'
11	2,75	2,75	1	2,75	2,75	66°	71°45'	3,67	1,83	0,498	1,833	66°	73°38'
12,1	3,025	3,025	1	3	3	66°	71°48'	4,03	2,02	0,501	2,016	66°	73°34'

13	3,25	3,25	1	3,25	66°	71°20'	4,33	2,17	0,501	2,166	66°	73°10'
13,75	3,4375	3,4375	1	3,4375	66°	71°45'	4,33	2,17	0,501	2,166	66°	73°30'
15	3,75	3,75	1	3,75	66°	71°50'	5	2,5	0,5	2,5	66°	73°35'
16	4	4	1	4	66°	71°48'	5,33	2,67	0,5	2,666	66°	73°33'
17	4,25	4,25	1	4,25	66°	71°46'	5,67	2,83	0,5	2,833	66°	73°30'
18	4,5	4,5	1	4,5	66°	71°30'	6	3	0,5	2,999	66°	73°35'
19	4,75	4,75	1	4,75	66°	71°50'	6,33	3,17	0,5	3,166	66°	73°31'
20	5	5	1	5	66°	71°47'	6,67	3,33	0,5	3,333	66°	73°31'
21,44	5,36	5,36	1	5,36	66°	71°30'	7,15	3,57	0,5	3,573	66°	73°31'
22	5,5	5,5	1	5,5	66°	71°47'	7,33	3,67	0,5	3,666	66°	73°31'
23	5,75	5,75	1	5,75	66°	71°47'	7,67	3,83	0,5	3,833	66°	73°31'
24	6	6	1	6	66°	71°47'	8	4	0,5	3,999	66°	73°31'
25	6,25	6,25	1	6,25	66°	71°47'	8,33	4,17	0,5	4,166	66°	73°31'
26	6,5	6,5	1	6,5	66°	71°47'	8,67	4,33	0,5	4,333	66°	73°31'
27	6,75	6,75	1	6,75	66°	71°47'	9	4,5	0,5	4,499	66°	73°31'
28	7	7	1	7	66°	71°47'	9,33	4,67	0,5	4,466	66°	73°31'
29	7,25	7,25	1	7,25	66°	71°47'	9,67	4,83	0,5	4,833	66°	73°31'
30	7,5	7,5	1	7,5	66°	71°47'	10	5	0,5	4,999	66°	73°31'
31	7,75	7,75	1	7,75	66°	71°47'	10,33	5,17	0,5	5,166	66°	73°31'
32	8	8	1	8	66°	71°47'	10,67	5,33	0,5	5,333	66°	73°31'
33	8,25	8,25	1	8,25	66°	71°47'	11	5,5	0,5	5,499	66°	73°31'
34	8,5	8,5	1	8,5	66°	71°47'	11,33	5,67	0,5	5,666	66°	73°31'
35	8,75	8,75	1	8,75	66°	71°47'	11,67	5,83	0,5	5,833	66°	73°31'
36	9	9	1	9	66°	71°47'	12	6	0,5	5,999	66°	73°31'
37	9,25	9,25	1	9,25	66°	71°47'	12,33	6,17	0,5	6,166	66°	73°31'
38	9,5	9,5	1	9,5	66°	71°47'	12,67	6,33	0,5	6,333	66°	73°31'
39	9,75	9,75	1	9,75	66°	71°47'	13	6,5	0,5	6,499	66°	73°31'
40	10	10	1	10	66°	71°47'	13,33	6,67	0,5	6,666	66°	73°31'

Conclusions

The use of the stability degree as method of calculus makes possible the sizing from design of the geometrical structural parameters of the drill, so that, the splinting process can take place under the circumstances of stable dynamic equilibrium. This state of equilibrium is of interest for the deep drill processing.

References: 1. Agapiou, J. S., Design Characteristics of New Types of Drill and Evaluation of their Performance drilling Cast Iron, International journal of Machine Tools Manufacturing, vol. 33, nr. 3, 1993. 2. Belous, V. Sinteza sculelor aşchietoare, Iaşi, Editura Junimea, 1980. 3. Botez, E. Bazele generării suprafeţelor pe maşini-unelte, Bucureşti, Editura Tehnică, 1965.

Слано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ON THE ANODO - MECHANICAL CUTTING

Coteaţă M., Slătineanu L., Dodun O., Ciofu C., Pocol C.
(“Gh. Asachi” Technical University of Iaşi, Romania)

Between the hybrid machining processes there is also an anodic-mechanical cutting method which is based on an electrochemical dissolution assisted by elec-

trical sparks. An important role for this process has the current density. The paper presents some theoretical considerations regarding the current density variation and it presents also a device for anodic-mechanical cutting realized in the frame of the Nontraditional Technologies Laboratory from the "Gh. Asachi" Technical University of Iași.

Introduction

Anodic-mechanical machining/cutting is one of the methods of electrochemical discharge machining which uses a semidielectric working liquid as an aqueous solution of sodium silicate (a so-called "soluble glass").

The electrochemical discharge machining is a process which includes two different machining methods: the electrical discharge machining on one hand and the electrochemical machining by the other hand. Thus, the material removal is assured by an electrochemical dissolution and by some electrical discharges at the same time. As a result of the reaction between the working solution and the workpiece material, a passivating film appears on the workpiece surface. This film has an isolating role, so that the electrochemical dissolution is diminished or even stopped. In order to remove this isolating film, a pressure between the electrode tool and the workpiece is assured. For anodic-mechanical cutting, we use as rotating electrode tool a metallic disk.

Theoretical considerations

Of course, in the frame of the electrochemical discharge machining an important role has the current density, which has influence on the material removal rate.

In the Nontraditional Technologies Laboratory from the Technical University of Iași, some theoretical researches regarding the current density variation were made.

Thus we tried to calculate the current density for an anodic - mechanical cutting process, in the case of a cylindrical workpiece, using a metallic tool disk.

The current density is given by:

$$J = \frac{I}{S_c}, \quad (1)$$

where I is the current intensity and S_c - the size of the surface affected by the electrical discharges.

We established a Cartesian system with the origin in the point corresponding to the workpiece axis.

The contact surface is defined as:

$$S_c = l_c b_d \quad (2)$$

where l_c is the length of the arc which characterizes the workpiece surface affected by the electrical discharges and b_d - the disk width.

For l_c we could write:

$$l_c = 2R\alpha \quad (3)$$

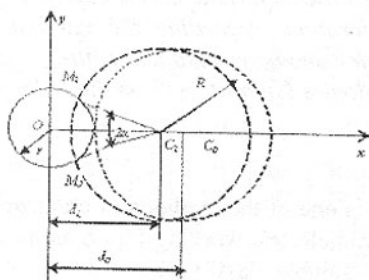


Fig. 1.

From the triangle $M_1M_2C_1$, we could write:

$$\sin \alpha = \frac{M_1M_2}{2R} \quad (4)$$

where $M_1M_2 = 2y_{M1}$

Thus α will be:

$$\alpha = \arcsin \frac{y_{M1}}{2R} \quad (5)$$

The initial distance between the workpiece axis and the electrode disk axis is $d_0 = r + R$ (r - the workpiece radius, R - disk radius), and after a t_i time of machining, it will be $d_i = r + R - w_i$, where w_i is the distance corresponding to the penetrating of the electrode tool in the workpiece, along the feed direction.

On the other hand, the distance w_i is given by:

$$w_i = f t_i, \quad (6)$$

f - being the machining feed and t_i - the working time.

The circle equation corresponding to the workpiece will be:

$$x^2 + y^2 = r^2 \quad (7)$$

Taking into consideration such a relation, we could determine the value of x :

$$x = \sqrt{r^2 - y^2} \quad (8)$$

The circle corresponding to the tool disk is defined by:

$$(x - d_i)^2 + y^2 = R^2 \quad (9)$$

Replacing x from relation (8), we will have:

$$\left(\sqrt{r^2 - y^2} - d_i \right)^2 + y^2 = R^2$$

From the above mentioned relation we can extract y :

$$y = \sqrt{r^2 - \frac{(r^2 - R^2 + d_i^2)^2}{4d_i^2}} \quad (10)$$

Thus, returning to the relation (5), the angle will be expressed by:

$$\alpha = \arcsin \frac{\sqrt{r^2 - (r^2 - R^2 + d_i^2)^2}}{4d_i^2}}{2R} \quad (11)$$

In this way, we obtained an expression for the current density depending on the working current intensity, the dimensions for the electrode-tool disk and the workpiece, the working time and working feed.

$$J = \frac{I}{b_d 2R \arcsin \frac{\sqrt{r^2 - (r^2 - R^2 + d_i^2)^2}}{4d_i^2}}}{2R} \quad (12)$$

Device for anodic-mechanical cutting

In the frame of Nontraditional Technologies Laboratory of "Gh. Asachi" University it was conceived and built a device for anodic - mechanical cutting, using an abrasive disk as electrode tool.

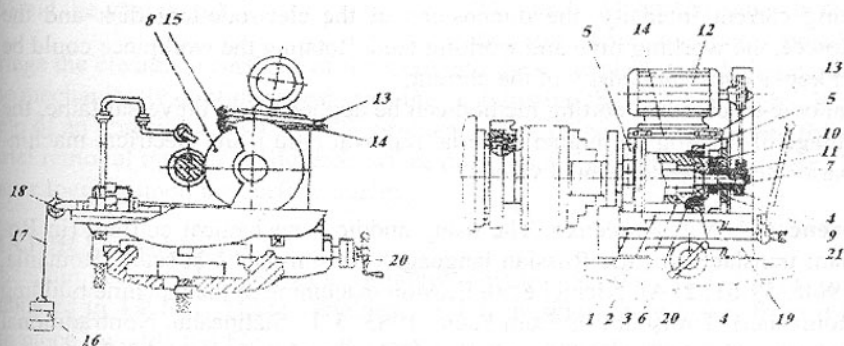


Fig. 2. Scheme of the device

The designed device (fig. 2) has to be used on the universal lathes. It is fixed on the trasversal slide of the lathe instead of the slide bed through a plate 1 with some screws. The plate 1 has a V-guide on which a slide 2 can slip, a sleeve 3 with two bearings, two supports 4 and two semirings 5 fixed with screws. Between the sleeve 3, the supports 4 and the semirings 5 there is an isolating swell 6. In the sleeve 3 a shaft 7 is placed on the bearings rolls. This shaft has on its left end a rotating disk 8 as electrode tool. The electrode disk can be executed of a thin sheet of steel, copper or brass. The conection of the electrode tool (the metallic disk) at the negative pole of the voltage source is made through a ring slip 9 placed on the right end of the shaft 7; the commutators brush 10 and the adequate cables are used for this. The rotating motion of the disk is gived by a pulley belt 11 wich receives the motion from an electric motor 12 placed on a

plate 13 by means of two loops at a fixed plate 14. A mechanism with screw and nut 15 is used for belt tensioning.

The slide 2 has a feed motion on the plate 1 owed to some weights 16, hanging of wire 17, wrapped up on a roll 18.

To place the electrode-tool closed to the workpiece, we should move the slide 19 acting the hand wheel 20. To start cutting, the clutch 21 has to be pulled and rotated with 90 degrees; the clutch 21 is assembled by a pin to a bolt whose point is placed initially in a hole existing in plate 1.

Using this device some preliminary experimental attempts were done. As working liquid it was used an aqueous solution of 5 % sodium silicate. The voltage given by the direct current source was $U=10V$ and the intensity $I=150A$. Cutting a workpiece of 30mm diameter we didn't notice a high material removal rate as it is presented in the speciality literature [1]. An explanation for that low machining ratio may be values of the electric operating parameters which were different from those recommended in the specialty literature.

Conclusions

The theoretical researches shown that the current density is depending on the working current intensity, the dimensions of the electrode-tool disk and the workpiece, the working time and working feed. Rotating the workpiece could be easier kept a constant density of the current.

The anodic-mechanical cutting method can be applied on an universal lathe, the advantage of it being the higher material removal ratio if the electrical machining parameters have adequate values.

References: 1. V.I. Kurcenko. The using anodic - mechanical cutting. (in Romanian; translation of the Russian language). *Maşini-unelte şi scule, România*, 10, 1960, 59-61; 2. Al. Nichici et al. Erosion machining in the machine building (in Romanian). Timişoara: Editura Facla, 1983; 3. L. Slătineanu. Nontraditional Technologies. Handbook (in Romanian). Iaşi: Institutul Politehnic, 1983.

Слано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Нараскив Д.

AN STUDY ON THE RELIABILITY OF THE CONTINUOUSLY RESHARPENED DEBURRING TOOL (FILE)

Dumitras C., Nestian G. (*Technical University "Gh. Asachi" Iaşi, Romania*)

INTRODUCTION

The process of filing (deburring) consists of removal burrs (rough edges left on cast, machined or punched material) or to plain a special complex external (internal) surface, this being a necessity as a surface finish requirement. The cutting tool used in this process is the file. Until recently, the conception and the manu-

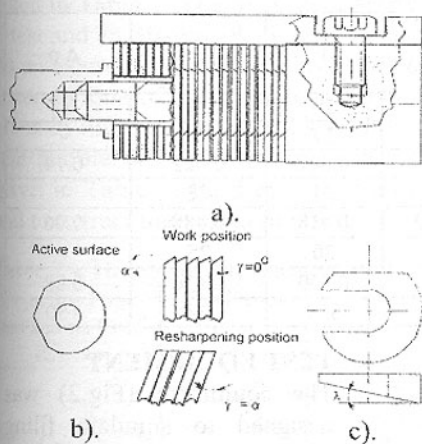


Fig. 1. The construction of the file (a), the working and grinding position of the teeth (b) and the wedge (c)

brings the clearance surfaces of the teeth into the same plane thus being possible the mechanically continuous resharpening (eliminating the wear) of teeth with the help of an abrasive wheel [2]. The problem that is rising is to appreciate the material removal rates, tool life and surface quality achievable by this process. This paper focuses upon the surface quality.

MAJOR VARIABLES

The main geometric and process variables together with their variation range are indicated in Table 1. These variables are: F_p - pushing force (it act from working piece towards the file); v - cutting speed; α - clearance angle; λ - inclination angle; HB - hardness of the working material (40Cr10). In order to establish the relation between these variables and surface quality it was performed an multi-factorial tools geometry and workpiece materials under repeatable conditions. Basically, it consist from analysis using a 2^5 central composite rotatable second order design [3]. This design was chosen having in view: the lack of information about the interdependence action of the variables, the precision of the response surface, the reduce number of the experiments that imply small costs.

The objective function, which must be determine and optimised, is:

$$R_a = C_{Ra} \cdot e^{a_1 \lg v} \cdot e^{a_2 F_p} \cdot e^{a_3 \alpha} \cdot e^{a_4 \lambda} \cdot e^{a_5 HB} \quad (1)$$

where: R_a - arithmetic mean roughness; C_{Ra} - constant.

facturing of the file were unchanged and it consists in punching (milling) a large number of teeth on a certain surface (flat, round etc.). This construction of the cutting tool has two main disadvantages: the manufacturing process is not precise (Cetverikov, 1965), it is difficult to eliminate the wear (***, 1950). The new concepts of file eliminate this disadvantages. The file is construct by detachable teeth that can be orientated in 3D with the help of special design wedges (Fig.1) [1]. Thus, we can obtain several cutting geometry (by changing the clearance angle α and the cutting edge inclination angle λ) on the same body of the file. One of these positions

Table 1 The variation of the major variables

Codify variable Natural variable	- 2	-1	0	1	2	Δp
$x_1 = F_p$ (daN)	8	12	16	20	24	+ 4
v (m / min)	1	1.4	2	2.8	4	-
$x_2 = \lg v$	0	0.14	0.301	0.447	0.602	0.14
α [°]	12	16	20	24	28	-
$x_3 = \alpha$ [rad]	0.209	0.279	0.349	0.418	0.488	0.06
λ [°]	5	10	15	20	25	-
$x_4 = \lambda$ [rad]	0.087	0.174	0.261	0.349	0.436	0.08
$x_5 = HB$	200	250	300	350	400	+50

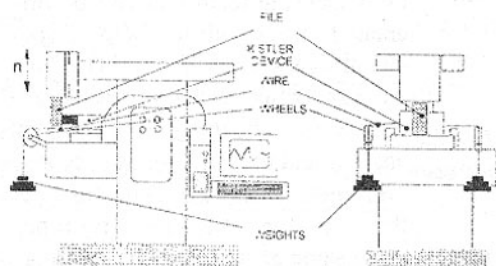


Fig. 2: Outline of the test equipment to simulate filing process

TEST EQUIPMENT

The equipment (Fig.2) was designed to simulate filing process conditions and thus to perform the testing of various filing. An Kistler device 9321B mounted on the table of a slotting machine, an 386 computer, an guideway and a system which is made by a wire, two wheels, two plates and several weights, thus, obtaining the desired pushing force. This device, together with the clamped workpiece, could slide only in one direction, towards the cutting tool.

In order to measure the roughness it had been used two Rank Taylor-Hobson devices: Talysurf - for measuring the topography of the manufactured surface and Surtronic 3 - for measuring R_a .

RESULTS

In order to determine the constants, $a_1 \dots a_5$ from equation (1) it was carried 32 measuring (based on an experiment programming matrix) from which 6 was replicated. The replicated experiments determine the precision of the experiment.

The measurements were made on two reciprocal directions from which one was parallel with the feed direction. Also, it was taken photo of the superficial layer of the workpiece after cutting with a normal file and a continuously reshaped file in order to measure its height and to compare them. The results are encouraging and it show that the height of the destroy layer is half as in normal cutting. This could be explain by the cutting edge radius which is smaller by effect of resharping.

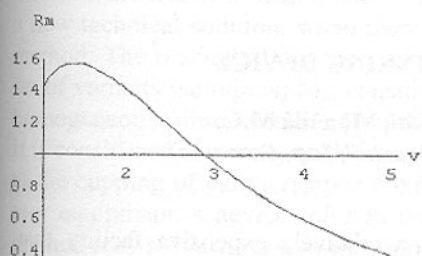
The data obtained from these measurements was processed and the results are

given in Table 2. The trust level of the mathematical model was tested using an F-test and an Shapiro-Wilk test (for the replicated measurements).

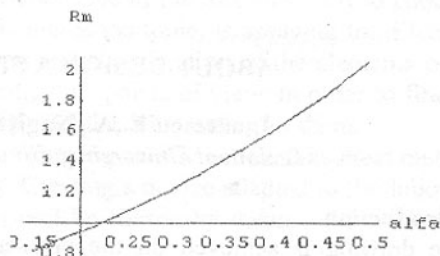
As an example, some graphics obtain as that indicate the way roughness is influenced by one of the variable or by the interdependence of the two variables are given in Fig. 3. These graphics are obtained by making 3 or 4 variable constant (the middle value) and varying the remain variable. The range of variation is given in Table 1. Further, it will remain to gather together all the information and to extract the optimum domain of working

Table 2 - The exponents expressions

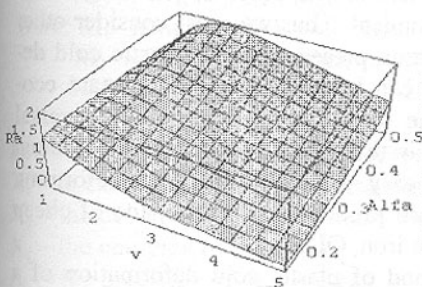
Objective Function and its Coefficients	The Exponent	The Exponent Expression
R_a $C_{Ra} = e^{-16.83}$	a_1	$-1.83 + 9.13 \alpha + 0.29 F_p - 0.02 HB + 7.23 \lambda - 4.6 \lg v$
	a_2	$0.01 - 0.35 \alpha + 0.01 F_p + 0.0004 HB - 0.48 \lambda$
	a_3	$19.31 - 0.49 \alpha - 24.34 \lambda$
	a_4	$38.64 - 21.47 \lambda$
	a_5	$0.06 - 0.03 \alpha - 0.0007 HB - 0.047 \lambda$



a)



b)



c)

Graph	Working Conditions				
	F_p [daN]	α [°]	λ [°]	HB	n [double stroke / min]
a).	12	20	15	300	-
b).	12	-	15	300	100
c).	12	-	-	300	100

Fig. 3. The influence of the cutting speed and clearance angle on surface roughness R_a

CONCLUSIONS

The experiment is under development, but the data that one accumulate until now shows that the new construction of the file is superior against the normal file with respect to productivity, roughness, capability of regain the initial geometry by sharpening and its technology.

Even if the results are encouraging it remains a lot to do in the domain of optimising the geometry and the form of the file.

REFERENCES: 1. Belous, V.& Dumitraş, C. Pila multifuncțională cu ascuțire continuă, Prop.brevet nr. 96 - OSIM 01512/ 1996. 2. Cetverikov, S.S., Metalore-jucie instrumentii, Maşghiz, Moskva, 1966. 3. Cochran, W.& Cox, G.M. Experimental Designs, John Wiley & Sons, New York, 1968. 4. Dumitras, C.& Markos, S, New Concepts in File's Design and Manufacturing Technology, Proceedings of DAAAM Symposium , pp.75-76, ISBN 3-901509-04-6, Dubrovnik, Croatia, Oct. 1997. 5. ****Pile noi şi retăierea celor vechi*, Ed. Căi Ferate, Bucureşti, 1954.

Сдано в редакцию 14.05.03
Рекомендовано д.т.н., проф. Тока А.

ABOUT DESIGN A SPINNING DEVICE

Ignătescu E.,A., Nagîţ Gh., Mănăilă M.C.
(*Technical University „Gh. Asachi”, Iaşi, Romania*)

Introduction

The drawing is achieved on the presser, a relatively expensive facility that achieves deformation by means of matrixes. These tools are expensive due to the high degree of execution precision. Therefore, in cases of production at a small scale, the usual cupping is not economical. Thus we must consider other technological variants of executing revolution pieces made by plastic cold deformation. The variant of metal spinning can be applied with important economical advantages, because the machine tools that are used are universal lathes, which receive certain modifications in the area of carriage of longitudinal travel. Relatively simple and practically easy to create, universal deforming tools are used. The rolling chucks for small production can be made of cheap materials, such as: stacked wood, white cast iron, OLC, etc.

Metal spinning is an economical method of plastic cold deformation of a plane half-finished good, which is used to make revolution pieces. The obtained profiles can have different forms: cylinder, conic, convex or concave. In order to make a piece by metal spinning, we can start from a flat disk, from a tube, from a flat half-finished good or from developing a conic or cylinder piece.

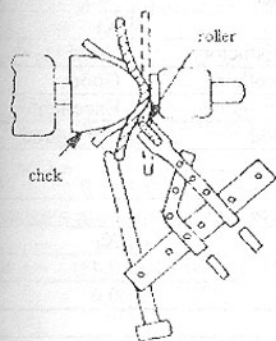


Fig. 1. The scheme of metal spinning

The half-finished disk-shaped good is engaged in a revolution movement and it is pressed on a profiled chuck 1, by means of an active element with a special form, or by means of some rolls 2, placed in a retainer 5 on the mobile lathe headstock (fig.1).

The technical paper had sown some aspects regarding the metal spinning. It uses the ELECTRE method for identification of the best solution. It is present the construction of the device for metal spinning

The chose of the optimal device for spinning by ELECTRE Method

Many problems in the field of technical creation require the decision for the best solution out of a range of solutions considered to be viable for the study, based on different criteria of assessing these variants. One of the methods used to choose a new technical solution, when there is a creation topic, is applying the Electre method. The method allows comparison and classification of the elements of a set of variants (solutions) M_n , considering "m" points of view, in order to find a homogeneous subset of elements, and to establish a hierarchy for them.

It is considered necessary to find out the cupping coefficient for thin sheet metal, to the cupping of parallelepiped boxes. Creating a device adapted to the laboratory equipment, a device solution that will be chosen by means of the Electre method may solve the above-mentioned problem.

We chose for study, the next strategies:

$$M = \{ M_1, M_2, M_3, M_4 \}.$$

were: M_1 - hand spinning with chuck

M_2 - spinning with roller;

M_3 - spinning with ball;

M_4 - spinning template;.

Establishing the assessing criteria, we notated with X_i the importance of criteria:

X_1 - to can regulate and measured the force of deformation;

X_2 - the device will be fix to many turns;

X_3 - the complex of the tools;

X_4 - the precision of the surfaces.

For every criterion the following coefficients of importance are established: $K_1 = 0,35$; $K_2 = 0,3$; $K_3 = 0,25$; $K_4 = 0,10$.

The table with the data of the problem is drafted, thus indicating how every solution meets a criterion by qualification. The information in table 1 result from this.

Table 1 - The appreciation of the solutions about criteria

Solution	Consequence			
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄
M ₁	Weak	Weak	Satisfactory	Good
M ₂	Good	Very good	Excellent	Good
M ₃	Excellent	Excellent	Very good	Excellent
M ₄	Very good	Good	Good	Very good

Tabelul 2 - Matrices of the utilities

Solution	Consequence			
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄
M ₁	0	0	0,2	0,4
M ₂	0,4	0,8	1	0,6
M ₃	1	1	0,8	1
M ₄	0,8	0,6	0,6	0,8

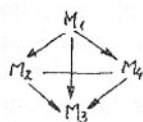
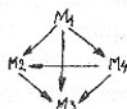
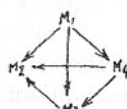
 $G_1=(M,U_1)$  $G_2=(M,U_2)$  $G_3=(M,U_3)$  $G_4=(M,U_4)$

Fig. 2. Partial graphs of the criteria

Quantifying the consequences: Excellent = 1; Very good = 0.8; Good = 0.6; Average = 0.4; Satisfactory = 0.2; Weak = 0. Thus we can also draft table 2.

The partial graphs of the four criteria are presented in figure 2.

We don't can to build the synthesis graph because are not the links between the point of the graph. We calculate the indicators of concordance. Results:

$$c(M_1, M_2) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot 0 = 0$$

$$c(M_1, M_3) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot 0 = 0$$

$$c(M_1, M_4) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot 0 = 0$$

$$C(M_2, M_1) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1) = 1$$

$$c(M_2, M_3) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot 0.25 = 0.25$$

$$c(M_2, M_4) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.3 + 0.25) = 0.55$$

$$c(M_3, M_1) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1) = 1$$

$$c(M_3, M_2) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.3 + 0.1) = 0.75$$

$$c(M_3, M_4) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1) = 1$$

$$c(M_4, M_1) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1) = 1$$

$$c(M_4, M_2) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot (0.35 + 0.1) = 0.45$$

$$c(M_4, M_3) = \frac{1}{0.35 + 0.3 + 0.25 + 0.1} \cdot 0 = 0$$

The values are centralized in the table 3.

Table 3 - The values of the concordance

C	M ₁	M ₂	M ₃	M ₄
M ₁	---	0	0	0
M ₂	1	---	0.25	0.55
M ₃	1	0.75	---	1
M ₄	1	0.45	0	---

The values of discordance are:

$$d(M_1, M_2) = \frac{1}{1-0} \cdot (1-0.2) = 0.8$$

$$d(M_1, M_3) = \frac{1}{1-0} \cdot (1-0) = 1$$

$$d(M_1, M_4) = \frac{1}{1-0} \cdot (0.8-0) = 0.8$$

$$d(M_2, M_1) = \frac{1}{1-0} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_2, M_3) = \frac{1}{1-0} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_2, M_4) = \frac{1}{1-0} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_3, M_1) = \frac{1}{1-0.2} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_3, M_2) = \frac{1}{1-0.2} \cdot (1-0.8) = 0.25$$

$$d(M_3, M_4) = \frac{1}{1-0.2} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_4, M_1) = \frac{1}{1-0.4} \cdot 0 = 0$$

$$d(M_4, M_2) = \frac{1}{1-0.4} \cdot (1-0.6) = 0.66$$

$$d(M_4, M_3) = \frac{1}{1-0.4} \cdot (1-0.8) = 0.33$$

The values of the discordances are centralized in table 4

Table 4 - The values of the discordances

D	M ₁	M ₂	M ₃	M ₄
M ₁	---	0.8	1	0.8
M ₂	0	---	0	0
M ₃	0	0.25	---	0
M ₄	0	0.66	0.33	---

In table 5 we are centralized the values of concordance and the discordance.

Table 5 - The values of concordances and the discordances

C	D	M ₁		M ₂		M ₃		M ₄	
M ₁	---	---	---	0	0.8	0	1	0	0.8
M ₂	1	0	---	---	---	0.25	0	0.55	0
M ₃	1	0	0.75	0.25	---	---	---	1	0
M ₄	1	0	0.45	0.66	0	0.33	---	---	---

For limit values of concordance $p=1$ and discordance $q=0$, are the next links in the graph: from M_2 to M_1 ; from M_3 to M_1 ; from M_4 to M_1 and from M_3 to M_4 . We diminished the exigencies to $p=0,75$ $q=0,25$ and obtained the graph from figure 3.

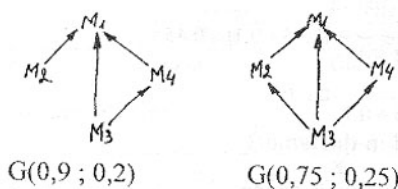


Fig. 3. The graphs for different values of the concordance and discordance

Because exist a relation of total dependences, we can consider that the M_3 strategy (the spinning device with ball) is optimal solution.

The optimal solution for device of metal spinning

The device (figure 4) is composing by a guide plate, 1, fixed by a universal turn, by screws. On this plate is fixed by welding a cylindrical bushing, 2. In the bushing is moving a bar what is move by wheel 4. The spring 5 is comprised and moves the plate of the bar of the tiller 6. In this mode is realized the deformation of the workpiece 7 by a profile chuck 8. The value of the force is regulated with the wheel 4 and with the mobile plate is fixed an indicator 10.

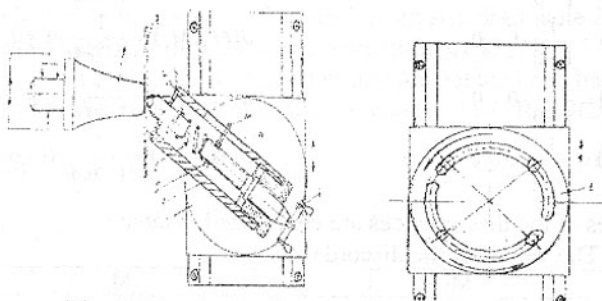


Fig. 4. The device for metal spinning

Conclusions

The devices of metal spinning is can fix to universal turns and present a simple construction. The ELECTRE method stimulates creativity and optimization the solution of device.

References: 1. Ignătescu, A.E., Dispozitiv de ambutisare rotativă, Dosar OSIM A2003/88. 2. Nagi, Gh., Tehnici și metode pentru stimularea creativității, Chișinău: Editura Tehnica-Info 2001; 3. Le Repoussage du bureau d'études à la réalisation, Franța: Centre Technique des Industries Mecaniques, 1993; 4. ***, Tool

MANUFACTURING TECHNIQUE FOR SPHERICAL HYDROSTATIC BEARINGS

Marin E.D. (UP, Bucharest, Romania)

The aim of this paper is to illustrate a method of manufacturing of spherical hydrostatic bearings, including details of the eroding technique used to produce the high pressure recesses. Are described aspects concerning the techniques used (copy turning, spark erosion, spherical grinding) of spherical surfaces of spherical hydrostatic bearings.

1. INTRODUCTION

The approach of carrying out the problem of spherical hydrostatic bearings, from theoretical and experimental point of view, was imposed by necessity of assimilation of spherical surface parts in different domains of technics as well the elaboration of process technologies of high quality level.

The manufacture of spherical hydrostatic bearings is a configuration of bearing which require a big size of accuracy [5], [6]. However an important requirement of accuracy is obtained through the self-aligning property. Attention must be paid to surface finish, sphericity and size of the bearing.

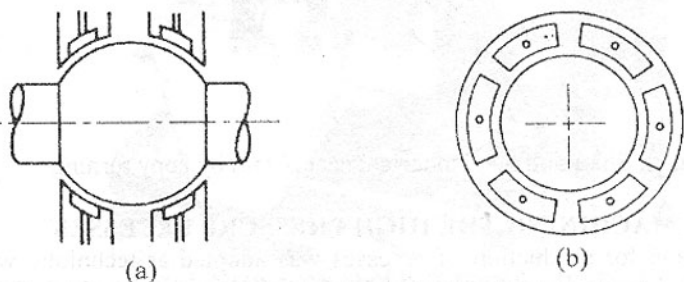


Fig. 1. (a) Configuration of spherical hydrostatic bearing
(b) Repartition of six spherical hydrostatic bearing high pressure recesses

The manufacturing technique described in this paper has been successfully employed to produce the required order of accuracy.

The processes involved in the production of the bearing were [1]:

- (a) Copy turning – to remove surplus of material.

MANUFACTURING TECHNIQUE FOR SPHERICAL HYDROSTATIC BEARINGS

Marin E.D. (UP, Bucharest, Romania)

The aim of this paper is to illustrate a method of manufacturing of spherical hydrostatic bearings, including details of the eroding technique used to produce the high pressure recesses. Are described aspects concerning the techniques used (copy turning, spark erosion, spherical grinding) of spherical surfaces of spherical hydrostatic bearings.

1. INTRODUCTION

The approach of carrying out the problem of spherical hydrostatic bearings, from theoretical and experimental point of view, was imposed by necessity of assimilation of spherical surface parts in different domains of technics as well the elaboration of process technologies of high quality level.

The manufacture of spherical hydrostatic bearings is a configuration of bearing which require a big size of accuracy [5], [6]. However an important requirement of accuracy is obtained through the self-aligning property. Attention must be paid to surface finish, sphericity and size of the bearing.

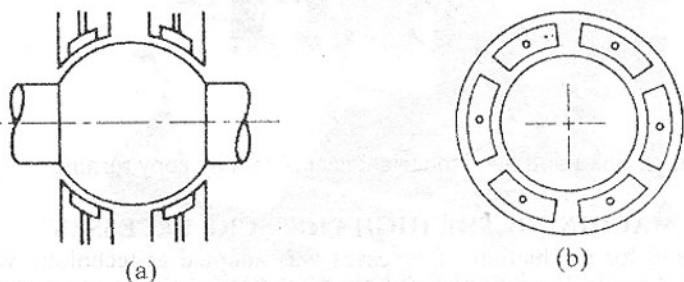


Fig. 1. (a) Configuration of spherical hydrostatic bearing
(b) Repartition of six spherical hydrostatic bearing high pressure recesses

The manufacturing technique described in this paper has been successfully employed to produce the required order of accuracy.

The processes involved in the production of the bearing were [1]:

(a) Copy turning – to remove surplus of material.

- (b) Spark erosion – to produce recesses.
- (c) Spherical generation by grinding with a cup wheel to obtained the final surface finish.

2. COPY TURNING

To minimize the material which must be removed in the grinding operation is necessary to pay attention to copy turning process. The path of the cutting tool must be coincident with the principle axis of the bearing. The error of the turned partial sphere is strongly dependent on the displacement of the cutting tool from principle axis. Errors in form may also occur due to the basic nature of copying process related to such factors as tool shape, follower shape and sensitivity of the copying system which might be serious if a total movement of 90° was required [2]. The cutting tool must have very high quality parameters to avoid the errors, which may occur, errors described earlier.

Regarding the errors for hemispherical seat these may occur to the base and to rim of it.

The shaft was obtained through exterior spherical turning process and the bearing, the hemispherical seat; through interior spherical turning process as can be seen in (fig.2).

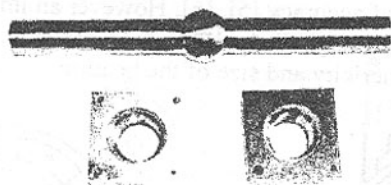


Fig. 2. Shaft and hemispherical seat obtain by copy turning

3. SPARK MACHINING THE HIGH PRESSURE RECESSES

Spark erosion for production of recesses was adopted as technique when was observed being the simplest method of obtaining the required form. This technique allowed the recess to be machining individually as shown in Fig.2, the direction of feed of the tool 45° to the principle axis of the bearing. A fixture mounted in the tank of spark erosion machine allowed the hemispherical seat to be rotated through 60° intervals [3].

The influence of electrotechnological factors was analyzed on following parameters: the eroding speed v_e , specific wear of the eroding tool γ and surface

quality through rugosity.

The determination of volumetric wear of eroding tool is obtained from the following formula [4]:

$$\gamma = \frac{(m_i - m_f) \rho_p}{(M_i - M_f) \rho_s} \cdot 100 \quad [\%] \quad (1)$$

Where: m_i , m_f – initial mass and final mass of eroding tool [g]; M_i , M_f – initial mass and final mass of bearing; ρ_p , ρ_s – material density of bearing and eroding tool [g/cm³].

The eroding speed (productivity) is calculate with following formula [4]:

$$v_e = \frac{M_i - M_f}{\rho_p \cdot t} \cdot 10^3 \quad [\text{mm}^3/\text{min}] \quad (2)$$

Where: t – process duration [min].

For determination of eroding speed v_e and volumetric wear of eroding tool γ , the method used was the method of direct weighing before and after processing of eroding tool and eroding part.

When the duration of process increase, the feed increase as well and if the angle of injection of dielectric remains the same is obtained an increasing process productivity due to the stability of eroding process. Thus appear an increase of relative wear due to the worsen conditions of washing of working clearance because of agglomeration of eroding particles.

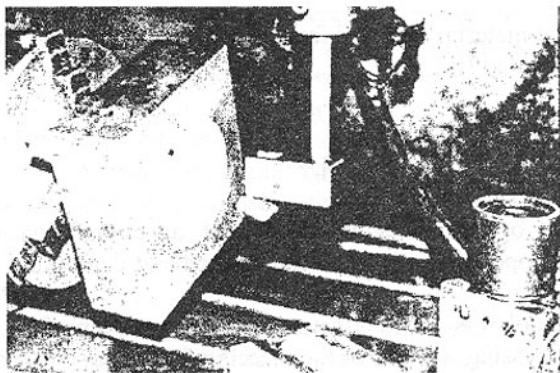


Fig. 3. Spark erosion of high pressure recesses

The circulation of the dielectric was made by injection; the equipment used having the advantage that can be set in any position due to its magnetic fixing system and that's allowed the variation of the angle of sending the dielectric in 0° to 90° interval.

At injection angles of dielectric greater values ($\alpha=50^\circ$) is obtained an increasing of eroding speed about 8-15% and an decreasing of wear of eroding tool about

12-14% face to the case when injection angle has smaller values ($\alpha=25^\circ$). In case of angle of injection great is obtaining the condition of tangential wash, which means a proper evacuation of eroding particles from working area.

The rugosity is the state below the eroding surface is showing and constitute the principal parameter which define the quality of processing part surface under different working regimes. If the impulse duration and working current increase is resulting increase rugosity. Thus appeared pre-finishing regime which have greater values of discharge energy and result a big volume of material removed as well the size of craters on part surface. That's why is necessary to know which is the optimum working process to obtain the values of desired rugosity.

In spark erosion process to each discharge a crater appear having a form close to a spherical calotte, shown in (fig.4), its volume being proportional to the value of discharge energy.

The size of craters depending on the size of eroding speed of processing regimes.

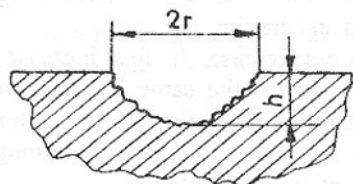


Fig. 4. The form of crater obtain to spark erosion

The volume of material removed from bearing to an impulse can be express with following formula [3]:

$$V = \frac{\pi}{3} h^2 (3r - h) \quad [\text{mm}^3] \quad (3)$$

Where: h – crater depth [mm],

r – crater radius [mm].

Choosing the optimum regime conducted to elimination of finishing and superfinishing operation of processing surface and decreasing of manufacturing costs.

The eroding tool was constant cross section in the direction of feed, allowing periodical redressing to remove the effects of tool erosion. The material of the tool was electrolytic copper. Due to the material, the form of eroding tool and the processing regime was necessary only one redressing operation during the erosion of each recess that conducted to an economy of materials and energy. The sides of eroding tool had four curvatures; these being required to obtained the required width of recess. The curvatures result due to the angle at which the tool intersects the natural curvature of spherical seat.

The calculation involved in determining the shape of eroding tool are tedious and complex and must be repeated for any modification of bearing shape.

For surface processing through spark erosion is necessary that the profile of eroding tool and eroding part to carry out from constructive point of view following conditions:

- from intersection of processing surface with a plan which pass through rotation axe to result an open curvature.
- profile curvature to be derived in any point and not present returning points or closed-loops.

4. SPHERICAL GRINDING

The operation of spherical grinding is required to obtain the final size and shape of the spherical bearing. This operation is conducted after machining the recesses for to main reasons:

- removing the burrs thrown up by spark erosion.
- minimizing the surface contact between the hemispherical seat and the grinding wheel.

The grinding wheel is set to an angle of 45° to bearing seat and the diameter of cup grinding wheel is determinate from following equation [1]:

$$D' = \sqrt{2 \left(\frac{D}{2} \right)^2} \quad [\text{mm}] \quad (4)$$

Where: D' - diameter of cup grinding wheel and
 D - bearing diameter.

Sometimes is necessary to use one more operation, in this case smoothing of spherical exterior surfaces with powders or abrasive granules in suspension introduced between the parts which in working process are in contact (conjugated parts), as are the bearings.

This procedure can be made manually, semi-mechanize (with the help of any rotating machine as turning machine) or mechanize.

The abrasive materials used in processing the bearing surfaces are abrasive pastes based on diamond or electrocorundum.

5. CONCLUSIONS

A technological study concerning a spherical hydrostatic bearing was made.

The methods suitable to obtaining spherical interior and exterior surfaces are turning and milling processes.

To obtain the high pressure recesses spark erosion process is used because is the simplest method of obtaining the required complex form of recesses.

In spark erosion process is better if the angle of injection of dielectric pass 50° for obtain the condition of tangential wash, which means a proper evacuation of eroding particles from working aria.

Is necessary as well to have a spherical grinding process, to smoothing the surfaces in contact because of the conditions of ulterior running of spherical

- References:** 1. Rowe W.B. and Stout K.J. Design data and manufacturing technique for spherical hydrostatic bearings in machine tool applications.- Int. J. Mach. Tool Des. Res.- Vol. II, 1971. 2. Vlase A. Tehnologia constructiilor de masini.- ET.: Bucuresti, 1996. 3. Petre M. Prelucrarea prin electroeroziune a suprafetelor complexe de revolutie. -Ed. I.P.B., 1985. 4. Petre M. Cercetari privind influenta factorilor electrotehnologici asupra interstitiului de lucru la prelucrarea electroeroziva a suprafetelor complexe de revolutie. -Sesiunea St. Tehnomous. III., Suceava, 1986. 5. O' Donoghue J.P. Design of spherical hydrostatic bearings.- Mach. Prod. Engng., 21st October 1970.- pp. 660-665. 6. Rowe W.B. Hydrostatic and hybrid bearings design.- Butterworths, 1983. 7. O'Donoghue J.P. and Rowe W.B. Hydrostatic bearing design.- Tribology, February, 1969

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ABOUT MATERIAL MODELS USED IN DYNAMIC ANALYSIS OF THE MECHANICAL STRUCTURE USING FINITE ELEMENT METHOD

Năstăsescu V., Russu M., Fuiorea I., Bunea M. (MTA, Bucharest, Romania)

This paper presents some theoretical and practical aspects regarding to the material models used for studying of impact phenomena or other dynamic loading, using finite element method. Some material models, its characteristic constants are also presented together their influence on the material behavior. Next to these aspects, failure in materials and its numerical simulation is also presented. Conclusions and remarks that close this paper are very useful for a right approaching of the impact calculus by finite element method.

1. Introduction

For numeric modeling of a very difficult problem like impact phenomena it is necessary to come as near as possible to the reality in each aspect of the problem. Among these aspects, the failure models of the materials, in the finite element method-using context, are the maximum importance. The first methods of predicting failure in ductile materials used criteria like degree of deformation, maximum principal stress, maximum equivalent stress, maximum effective plastic strain etc. Using only one of the above criteria looks to be inadequate since the failure strain is dependent on many factors. These factors could be: strain rate, temperature and its history, strain path, effective stress and others. Only a model including all or a part of all these factors could be a proper one

and only the comparative analysis of the numeric and experimental results can validate a material model, a failure criteria, etc. As finite element method is concerned, both the material and geometric nonlinearities have to take into account.

2. Material models

One of the most used material model, adopted for the targets (often for the projectiles too), is plastic kinematic one, being strain rate dependent plasticity for isotropic materials. As a bilinear hardening plasticity model, (figure 1), this is characterized by the parameters σ_y (yield stress) and E_T (tangent modulus). The yield function is given by:

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^P \right] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_p^{ef}) \quad (1)$$

where σ_0 is the initial yield stress, ϵ_p^{ef} is the effective plastic strain, E_p is the plastic hardening modulus which is given by:

$$E_p = \frac{E_T E}{E - E_T}, \quad (2)$$

β being the hardening parameter that can be 0 or 1 depending on plasticity type (0 for kinematic and 1 for isotropic respectively), C and P are strain rate parameters (Cooper-Symond coefficients). For this model, the user has to specify the failure strain for which elements will be eliminated.

The yield surface for kinematic hardening is presented in the figure 2. According to the flow rule, the direction of plastic straining can be evaluated.

The hardening rule describes the changing of the yield surface with progressive yielding, so that the conditions for subsequent yielding can be established.

Two hardening rules are usually available: work or isotropic hardening and kinematic hardening. In the isotropic hardening, the yield surface remains cen-

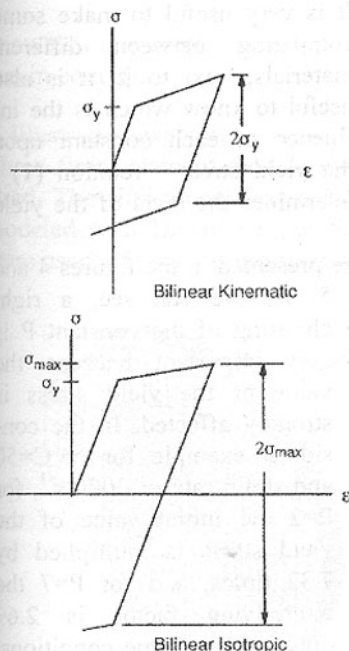


Fig. 1. Stress-strain behavior of some plasticity options

tered about its initial centerline and expands in size as the plastic strains develop.

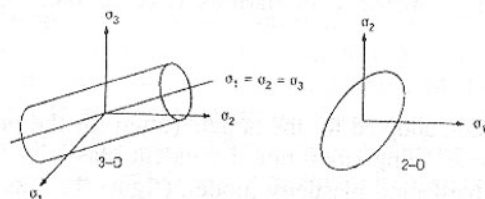


Fig. 2. Yield surface (2D and 3D) for kinematic hardening

constants C and P . The best way is the experimental one, but often it is not possible because of vary reasons. If the material characteristic curve (under dynamic conditions) is known

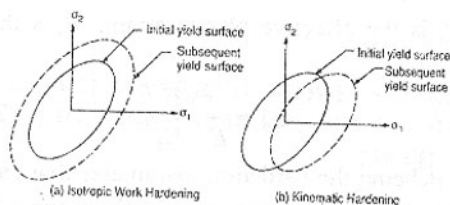


Fig. 3. Hardening rules

and how the up or down of C or P constant determines the level of the yield stress.

For a common steel, such dependences are presented in the figures 4 and 5. As we can see, a right

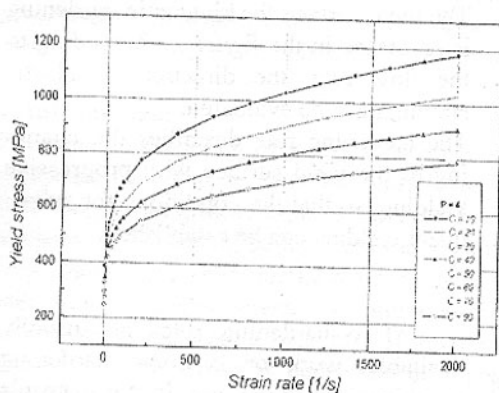


Fig. 4. The influence of the constant C

This aspect can be seen in the figure 3-a. Kinematic hardening assumes that the yield surface remains constant in size and the surface translates in stress space with progressive yielding as it is shown in the figure 3-b. A very difficult problem is the choosing of the material constants C and P . The best way is the experimental one, but often it is not possible because of vary reasons. If the material characteristic curve (under dynamic conditions) is known (strain rate is also known), then it is possible constants C and P to be determined.

It is very useful to make some comparing between different materials; next to it, it is also useful to know which is the influence of each constant upon the yield stress - relation (1) -

determines the level of the yield stress. For a common steel, such dependences are presented in the figures 4 and 5. As we can see, a right choosing of the constant P is very important because the value of the yield stress is strongly affected. In the considered example, for the $C=50$ and strain rate of 2000 s^{-1} , for $P=2$ the initial value of the yield stress is multiplied by 7.32 times, and for $P=7$ the multiplying factor is 2.69 only. In the same conditions, but for $P=4$, the ratio σ_y / σ_0 - relation (1), moves from 3.17 for $C=90$, to 4.76 for $C=10$.

For the projectile, three types of material models were used: linear elastic isotropic, plastic kinematic (the same model used for the target) and rigid one. In all the cases Young's modulus (E), density (ρ) and Poisson's ratio (ν) must be provided.

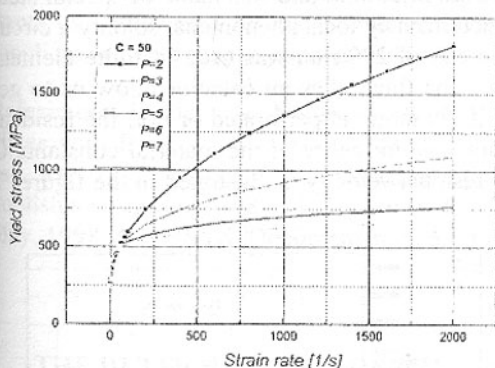


Fig. 5. The influence of the constant P

know that unrealistic values of the elastic constants may lead to numerical problem in contact.

3. Illustrative example

Three finite element models were used because a comparative study was desired. The first model was a 2D model. In the 3D models, the projectile was modeled with 3D solid finite elements, but for target two finite element types were used: 3D solid finite elements (figure 6) and SHELL elements. As it can

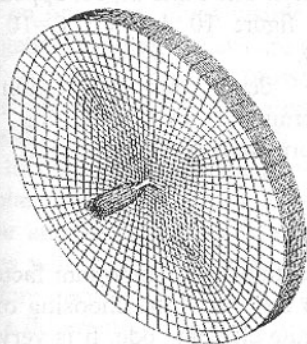


Fig. 6. 3D finite element model with only 3D solid finite element

be seen a nonuniform mesh was used and a special care was for the target modeling; in the impact zone the dimension of the finite element edges was much less than one mm. 3D solid elements having 4 nodes (thetraedrum) were avoided for more accuracy.

The loading was consisting only in applying an initial velocity to the projectile as impact velocity. Constraints were applied only to the target, namely, the displacements to the impact direction were considered to be zero for all nodes belonging to the outer contour of the plate (target). A normal impact between a bul-

let and a plane armour plate was considered. The bullet (named projectile or contactor) consists in a hard core of 12.3 diameter, a mass of 26 g and a specific geometry with a curvature of the front part of 36.9 mm. The material was a special steel one. A different velocity of the projectile was considered (between 100 to 800 m/s). The target had a thickness of 15 mm and was made of special steel too. The impact problems are characterized by local phenomena, so only a circular part of the target having a diameter of 200 mm was used in finite element model (also in experimental tests). The finite element calculus allow us to get the depth of penetration, to know if the target is perforated or not, the residual velocity of the projectile and others. The influence of the material constants C and P to the penetration depth and residual velocity is illustrated in the figures 7 and 8.

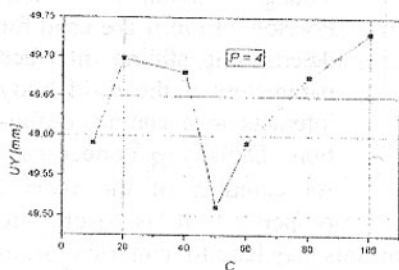


Fig. 7. Penetration depth versus C constant

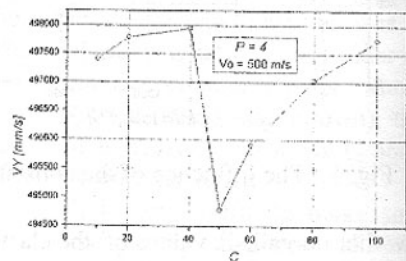


Fig. 8. Residual velocity versus C constant

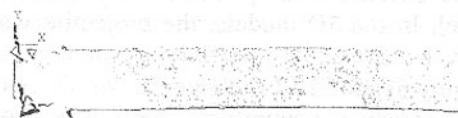


Fig. 9. Material damage ($C=10$; $P=4$)

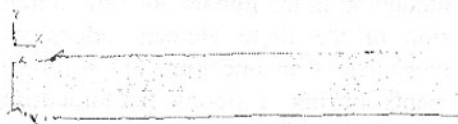


Fig. 10. Material damage ($C=10$; $P=3$)

4. Conclusions

The models used for material in FEA of the structures is an important factor in the numerical simulation. A special care has to be paid to the choosing of the material model and its implementation in the finite element code. It is very important to select the correct category for the material being analyzed. It is less important to select the specific model within a category, which is usually

In the figure 9 one of the damage mechanism, can be seen, for $C=10$ and $P=4$. This failure results in the perforation of thin or intermediate targets. The same aspect appears in the figure 10, but for $C=10$ and $P=3$.

The depth of penetration is determined by analyzing the deformation state of the target.

controlled by the material data available.

So, the selection of a specific model depends on the type of material being analyzed and the availability of material constants. The accuracy of most highly nonlinear finite element analyses hinges upon the quality of the material constants used. For best results it is necessary to obtain constants from material suppliers or to get them by special analyzing of the material.

References: 1. Alain, N., Dahan, N., Analysis of the Perforation of Elastoplastic Plates with Bifurcation Theory, DYMAT Journal, Vol. 2, no. 2, June, 1995, pag. 87-103. 2. Farrar, C., L., Leeming, D., W., Military Ballistics, Brassey's Publishers Limited, 1983. 3. Hallquist, O., J., LS-Dyna Theoretical Manual, May, 1998. 4. ANSYS Documentation. 5. COSMOS/M Documentation

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

THE DETERMINATION OF THE DIAMETER OF THE PLANE SHEET NEEDED FOR THE MANUFACTURE OF THE CORRUGATED DIAPHRAGMS

Negoescu F., Braha V., Butnaru C., Iuraş E.

(Gh. Asachi" Technical University of Iaşi, Romania)

The paper aims to determine the theoretical formulae used to determine the diameter of the plane sheet needed to produce the corrugated diaphragm disk. The profile is sinusoidal, triangular and trapezoidal.

1. Introduction

The diaphragms are elastic plates of small thickness, of circular form on a planed or profiled surface, integrated in a contour, which, under the pressure applied on one face, gives visible and easily measurable distortions. The elastic corrugated diaphragm disks are thin circular plates that are symmetrically corrugated, and are used in the pressure gauges as elastic elements. A change in the format and dimensions of the corrugated profile will reflect in the modification of the diaphragm characteristic. The corrugated diaphragm disks are manufactured by cold forming of the plane circular sheets.

The plane sheets are obtained by blanking. Their diameter will depend upon the profile and dimensions of the corrugated section. We aim that the pressure gauges will have linear characteristics over all their measurement range. It is therefore necessary to design and manufacture corrugated diaphragm disks that have a different corrugated profile from those described in the technical literature.

This research paper aims to determine the diameter of the plane sheet D_0 , needed to manufacture a diaphragm that has its profile sinusoidal, profile triangular,

profile trapezoidal, profile circular etc) [1], [3].

2. Mathematical modeling

Diameter D_0 can be determined using Guldin-Pappus theorem. The method is used to determine the surface of piece generated by a plane curve that rotates itself around an axis [2].

By making equal the theoretical formulae of the area of the piece and area of the plane sheet diameter we obtain an equation. Its solution represents the diameter of the plane sheet:

$$D_0 = \sqrt{8 \cdot \sum_{i=1}^n r_i \cdot l_i} \quad (1)$$

where: r_i is the radius of the weight centre of each section of the curve.

We particularized the equation (1) for a grooved diaphragm disk, and reached the following equation:

$$D_0 = \sqrt{8(r_c \cdot l_c + r_g \cdot l_g + r_m \cdot l_m)} \quad (2)$$

where: $r_c = \frac{x_1}{2}$ is the radius of the weight center of the curve on the rigidified section;

$l_c = x_1$ - the length of the curve corresponding to the rigidified section of the curve;

$r_g = x_1 + X_G$ - the radius of the gravity center of the curve that describes the grooved section;

$l_g = L_G$ - the length of the curve that describes the grooved section;

$r_m = x_1 + x_2 + \frac{x_3}{2}$ - the radius of the gravity center of the curve corresponding to the embed section;

$l_m = x_3$ - the length of the curve corresponding to the embed section.

The calculus relations of these parameters had been determined using the same notations as in figure 1. Based on the analysis we realized that X_G and L_G parameters are the only one that dependent of the selected profile. In order to find out the diameter of the plane sheet needed to produce the corrugated diaphragm disk we first need to determine the equations for these variables of the curve that describe the corrugated part of the diaphragm.

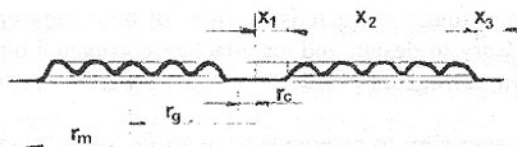


Fig. 1. Corrugated diaphragm

The position of the center of gravity of the curve that generates the grooved part may be obtained using the relation (equation):

$$X_G = \frac{\int_{\varphi_1}^{\varphi_2} x \cdot dS}{\int_{\varphi_1}^{\varphi_2} dS} \quad (3)$$

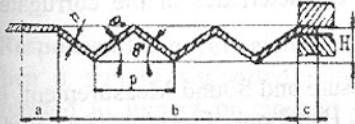
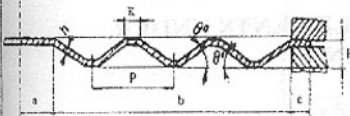
The length of the curve is commuted with the following equation:

$$L_G = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} dS \quad (4)$$

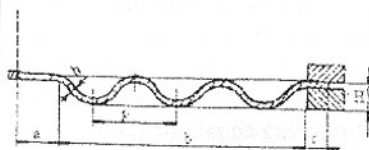
where: $dS = \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} d\varphi$ is the arc element.

In the table 1 are presented the theoretical formulae used to determine the diameter of the plane sheet needed to produce the corrugated diaphragm disk with profile sinusoidal, triangular and trapezoidal.

Table 1 - Relationship of the compute

PROFILE TRIANGULAR	
	$r_a = \frac{a}{2};$ $l_a = a$ $r_b = \sum_{m=1}^{4n} \left[a + (2m-1) \cdot \frac{p}{8} \right];$ $l_b = \sqrt{\left(\frac{H}{2} \right)^2 + \left(\frac{p}{4} \right)^2}$ $r_c = \left(a + b + \frac{c}{2} \right);$ $l_c = c$
PROFILE TRAPEZOIDAL	
	$r_a = \frac{a}{2};$ $l_a = a$ $r_b = \sum_{m=1}^{2n} \left[a + (2m-1) \cdot \frac{p}{4} \right];$ $l_b = k + 2 \cdot \sqrt{\left(\frac{H}{2} \right)^2 + \left(\frac{p-k}{4} \right)^2};$ $r_c = \left(a + b + \frac{c}{2} \right);$ $l_c = c$

PROFILE SINUSOIDAL



$$r_a = \frac{a}{2};$$

$$l_a = a$$

$$r_b = \sum_{m=1}^{2n} \left[a + (2m-1) \cdot \frac{\lambda}{4} \right];$$

$$l_b = \int_0^{\pi} \sqrt{1 + H^2 \cdot \left(\frac{2\pi}{\lambda} \cdot \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda} x\right) \right)^2} dx$$

$$r_c = \left(a + b + \frac{c}{2} \right);$$

$$l_c = c$$

3. Conclusions

- There had been established the equation used to determine the diameter of the corrugated diaphragm disk with profile sinusoidal, triangular, trapezoidal;
- Based on these theoretical formulae we can determine the diameter of the plane sheet (2) for different constructive characteristics of the corrugated diaphragm.

References: 1. Chau, K., K., Goehner, R. Pressure and Sound Measurement. In The Measurement Instrumentation and Sensors Handbook, Florida, USA, 1999; 2. Demian, T., Palade, D., D., Curița, I. Elemente elastice în construcția aparatelor de mecanică fină. București: Editura Tehnică, 1994; 3. Ponomariov, S. D.; Biderman, V. L.; Liharev, K. K. Calculul de rezistență în construcția de mașini. Vol. 2, Editura Tehnică, București, 1963; 4. Wildhack, W. E., Goerke, V. H. The Limiting Useful Deflections of Corrugated Metal Diaphragms. Washington: Library NASA, decembrie, 1942;

Слано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

THE REINFORCED CONCRETE ELEMENTS UNDER EXPLOSIVE LOADING

Orban O., Lupoai M. (Military Technical Academy, Bucuresti, Romania)

This paper presents some theoretically and experimentally aspects regarding the construction elements under detonation of explosive charge placed in contact with element. There are presented the energy explosive transfer mechanisms into RC element and the structural modifications evolution of concrete material element under explosion. The paper presents also a binary model for behaviour

of reinforced concrete slab under detonation of explosive charge placed in contact with element and experimentally results.

1 Introduction

When a reinforced concrete structure is subjected to severe localized dynamic loading such as an explosion, the failure is expected to comprise a combination of local perforation and global flexural collapse. In reality, the local perforation accounts for a number of local stress wave dominated mechanism including surface crater ring, back face scabbing and the onset of local punching shear. The two processes of shear and flexure are usually evaluated separately, using simple degree of freedom methods. These can give reasonable predictions of flexural structural behaviour but implicitly ignore the interaction between shear and flexural mechanism. The flexural deformations, although small at the early time of shear damage, do affect the later by making the structural element behave as a softer target. Shear response is especially important for highly concentrated loads of short duration, such as close proximity explosions.

In this paper the two processes are treated as a coupled shear-flexural model in which shear and flexural responses are modelled as two spring-masses dashpot systems connected in series.

2 Response of concrete element subjected to an explosive load

When a simply supported reinforced concrete element (beam or slab) is subjected to impact or close-in explosive loading, a number of mechanisms contribute to its overall failure (figure 1). The principal dominant mechanisms are surface cratering, local punching shear, back face scabbing and global flexure.

During the first few microseconds of the impact process, high stress plastic shock waves are transmitted into the target load surface. This causes complete pulverization of the concrete in the impact zone and results in the production of a surface crater.

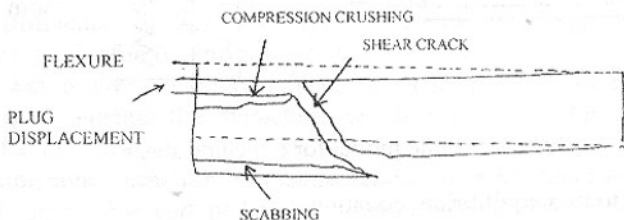


Fig. 1. Concrete damage mechanism

The back face scabbing is initiated quite early in the response of the concrete to impact loading and is associated with internal tensile reflection of the incident compressive stress wave.

The flexural response of a concrete element under impact loading develops

progressively, as momentum is transmitted outwards from the region of central load application and is extremely slow in relation to local punching shear, but it still has a significant effect on cushioning and spreading the local damage. The shear plug formation occurs a time order of magnitude before the flexure and, consequently, these processes have traditionally been dealt with separately using single-degrees-of-freedom techniques.

3 Binary response model

In cases of detonation of explosive charge placed in contact with element or hard impact when punching failure occurs at high speed loading, a thorough investigation involving material non-linearity is required which can only be solved by numerical methods.

Starting with a simple yield line pattern of the slab under consideration, the deformation is easily approximated using equation

$$w(x, z, t) = w_0(t) \cdot w(x, y) \quad (1)$$

and the equivalent acting mass m_1 of the plate is obtained from equation

$$m = \int_A \bar{m}(x, y) \cdot [w(x, y)]^2 dx dy \quad (2)$$

where A is the area of the slab, over which one has to integrate.

One begins with the model given in figure 2 by taking punching shear into account.

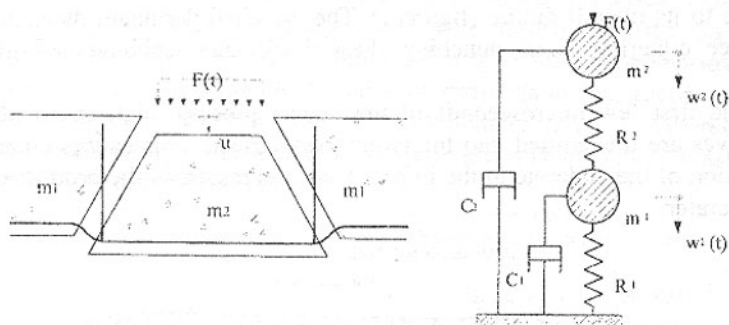


Fig. 2. Simple model for punching shear

This model leads to two equilibrium equations

$$m_2 \cdot \ddot{w}_2 + C_2 \cdot \dot{w}_2 + R_2[w_2(t) - w_1(t)] = F(t) \quad (3)$$

$$m_1 \cdot \ddot{w}_1 + C_1 \cdot \dot{w}_1 + R_1[w_1(t)] - R_2[w_2(t) - w_1(t)] = 0 \quad (4)$$

where $R_1(w_1)$ and $R_2(u)$ represent, the deformation characteristics of the surrounding plate in bending and the punching cone relative to the surrounding plate.

Damping is included in this model to represent the amount of energy lost from internal damage of the concrete and dowel action of the bending.

In matricial form the equations (3) and (4) are writing:

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{w}_1 \\ \ddot{w}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 & 0 \\ 0 & C_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{w}_1 \\ \dot{w}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_1 + R_2 & -R_2 \\ -R_2 & R_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ F(t) \end{bmatrix} \quad (5)$$

Under increasing deformation $u(t)$ the resistance $R_2(u)$ may consist of three contributing factors (figure 3):

- a first contribution due to tensile strength of concrete along the expected cone boundaries;
- a second contribution due to the action of stirrups elongated after cracks have occurred;
- a third contribution due to the bending reinforcement when large deformations develop.

If this model is applied for a beam which are practicated a drill-hole with d_g diameter and l_g length then we have four punching cone. This new approach can be very useful in controlled demolition of buildings for determination of the ratio of energy assumptioned by the reinforcement.

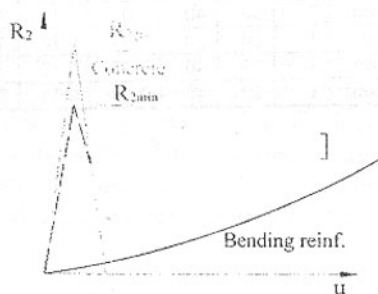


Fig. 3. Idealized behaviour of punching cone

4 Experiments

The goals of experiments were:

- a) the behaviour of reinforced concrete elements subjected to explosion (damage mechanism, characterisation of damage area, characterisation of the propulsion effects);
- b) the influence of explosives characteristic on damage mode of concrete elements (influence of explosive type, influence of weight of explosive, influence of ignition mode, influence of confinement);

The tests was performed on two types of elements: R/C beams and lintels. Dimensions of elements, the characteristics which are varied during experiments are presented in table 1.

The punching cone formation for charge detonation in RC lintel are presented in figure 5. It can be observed the bending of the reinforcement for two cases: with and without stirrups in proximity of explosive charge detonation.

Table 1 - The variation of charge characteristics

Element	No. piece	Dimension		d_g [m]	W [m]	n_g	l_g [m]	Explosive	Q_g [kg]	d_i [m]
		B [cm]	H [cm]							
Lintel	2	15	20	0.03	0.10	1	0.10	TNT	$\omega, \omega/2$	0.03
								EPH		
Lintel	7	30	30	0.03	0.15	1, 2	0.20	TNT	$\omega, \omega/2, \omega/4$	0.03
								EPH		
								EPP		
								AN/TNT		
Beam	3	20	35	0.03	0.12	1, 2	0.13	EPH	$\omega/2, \omega/4$	0.03
Beam	2	30	40	0.03	0.13	2	0.20	EPH	$\omega/2, \omega/4$	0.03
Beam	1	20	50	0.03	0.16	4	0.13	EPH	$\omega/2, \omega/4$	0.03
Beam	1	25	40	0.03	0.12	2	0.16	TNT	$\omega/2, \omega/4$	0.025
Beam	1	20	40	0.03	0.13	2	0.13	EPH, EPP	$\omega/2, \omega/4$	0.03

Fig. 4. The four punching cones for a detonated charge in RC lintel

5 Conclusions

The shear and flexural responses of the reinforced concrete elements subjected to severe localized dynamic loads must be treated as a coupled system and have provided a case for the development of a binary response model. This model can be applicable for the case in which the charge of explosive is detonated in reinforced concrete element for determination of the ratio of energy assumptioned by the reinforcement.

Bibliography: 1. A.J. Sheridan, C.A. Cowdery – “An analysis of shear/flexure coupling applied to the failure of reinforced Concrete Structures”, Structures under shock and impact II, Computational Mechanics Publications, Thomas Telford, 1992. 2. Goga D., Lupoae M. – Studiul interacțiunii dintre explozivii utilizați la demolarea clădirilor și elementele de construcții, Conferința de detonică, Târgu Jiu, 2001. 3. J. Luckyram, B.M. Stewart, G.M. Zintilis – “Blast loaded R.C.Slabs a binary response model for shear and flexure interaction”, Structures under shock and impact II, Computational Mechanics Publications, Thomas Telford, 1992. 4. *** – “Concrete Structures under impact and impulsive loading”, Synthesis report, Aout 1988.

Сдано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

FEATURES OF LASER CUT

Radovanovic R. M. (University of Nis, Yugoslavia)

This paper gives results of the experimental research referring to the determination of quality indicators of the cuts obtained by laser cutting. The knowledge of the laser cut quality and its dependence on various factors will provide for a rise in forming quality as well as in its liability to manufacturing

Introduction

Laser cutting is the high speed cutting with a narrow cut width that results in superior and enhanced quality, higher accuracy and greater flexibility. It is often wondered what type of cut edge finish is generated by laser cutting. Each cut of conventional cutting processes provides a consistent, known degree of quality which can serve as a reference for subjectively comparing results. Laser cut can be said to fall somewhere between a sawed edge and that of an EDM cut. In figure 1 is shown laser cut.

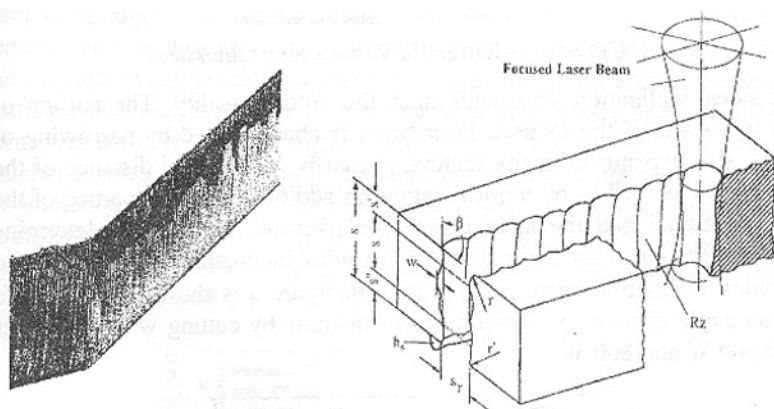


Fig. 1. Laser cut

The standard DIN EN ISO 9013:2000 gives terminological definitions and describes criteria for evaluating the quality of cutting surfaces, quality classification and the dimensional tolerance. It applies in the case of laser beam cuts for material thickness of between 0.5 mm and 40 mm. Evaluation of laser cut quality bases on: geometry of cut, surface of cut, burr formation and characteristics of material in zone of cut.

Geometry of laser cut

The cut geometry comprises the following: cut form and cut width, cut sides' inclination and rounding out of the cut edges. Cut form and cut width. Laser cut

have form of taper. The channelling effect of a focused beam minimizes taper of the cut. Form of the cut depends from many factors, primarily from focal length of lens and position of focal point. Cut width is important characteristic of laser cutting, that ensures the advantage in regard on other contour cutting processes. Cut width increases along with the sheet thickness. For mild steel, cut width of 0.15 mm is typical for sheet thickness of 1 mm, 0.25 mm for 3 mm, and 0.5 for 20 mm. In figure 2 is shown cut width change for various sheet thickness by cutting with CO₂ laser power of 500 W and 800 W.

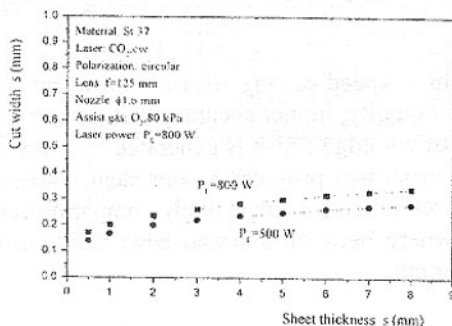


Fig. 2. Cut width change for various sheet thickness

The cut sides' inclination also determines the cutting quality. The cutting of material by means of the focused laser beam is characterized by narrowing of the cut. Its size depends on many factors, primarily on the focal distance of the focusing lenses as well as on defocalization, in addition to the properties of the workpiece material and the laser beam's polarization. In order to determine quantitatively the cut sides' inclination the cut sides' inclination tolerance (u) and the cut sides' inclination angle (β) are used. In figure 3 is shown the cut side's inclination angle change for various sheet thickness by cutting with CO₂ laser power of 500 W and 800 W.

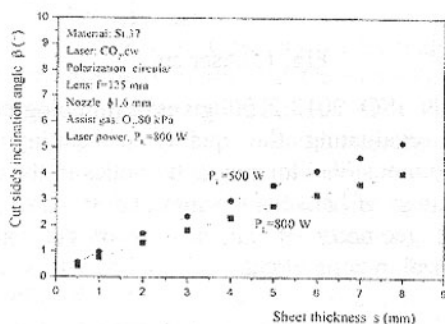


Fig. 3. Cut side's inclination angle change for various sheet thickness

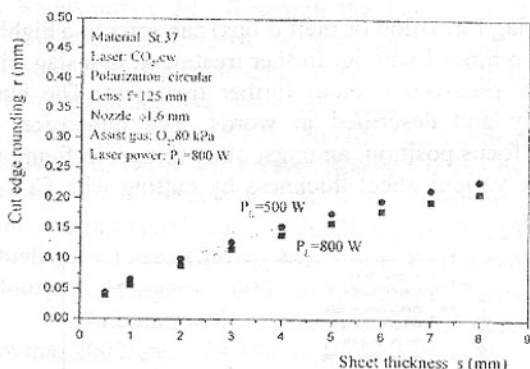


Fig. 4. Cut edge rounding change for various sheet thickness

Surface of laser cut

The laser cut surface reveals a specific form of unevenness. As either semicircular grooves or proper grooving they are the consequence of the focused laser beam shape, the cutting velocity and formation process, as well as of the removal and hardening of the molten material at the cut place. Observation of the cut surface can reveal two zones: the upper one in the area of the laser beam entrance side and the lower one, in the area of the laser beam exit side. The former is a finely worked surface with proper grooves while the latter has a rougher surface characterized by the deposits of both molten metal and slag. The parameters that are most often used for accessing the surface roughness are: ten point height of irregularities (R_z) and mean arithmetic profile deviation (R_a). In figure 5 is shown surface roughness change for various sheet thickness by cutting with CO₂ laser power of 500 W and 800 W.

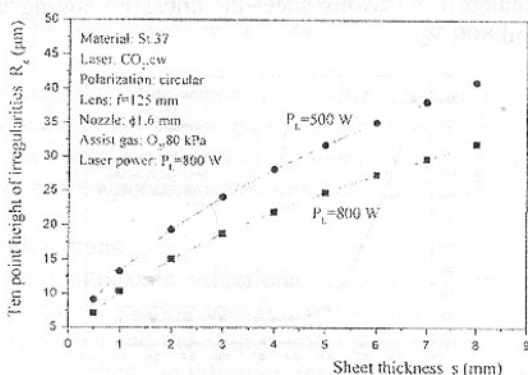


Fig. 5. Surface roughness in dependence of sheet thickness

Burr formation

Burr formation (slag formation or melt drops) can refer to a highly adherent burr which can not be removed without further treatment, or a slag which is adherent but can be easily removed without further treatment. The burr formation is evaluated visually and described in words. The dimension of the burr is dependent on the focus position, amongst other things. In figure 6 is shown slag height change for various sheet thickness by cutting with CO₂ laser power of 500 W and 800 W.

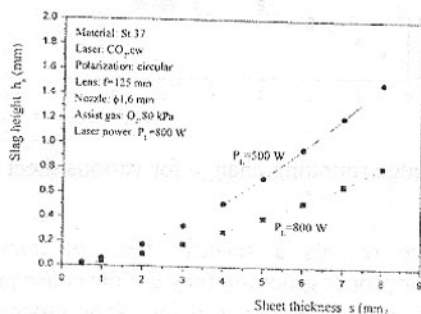


Fig. 6. Slag height change for various sheet thickness

Characteristics of material in zone of laser cut

Since the laser cutting is actually the thermal way of cutting then the structure of the material changes in the cut zone. Changes of hardness in the surface cut layer are due to the fact that the workpiece material is heated to high temperatures exceeding the critical transformation points with the onrush of the laser beam. After the passing-through of the laser beam the process of self-cooling occurs causing a rapid cooling of the heated surface layer. In figure 7 is shown hardness change for various sheet thickness by cutting with CO₂ laser power of 500 W and 800 W.

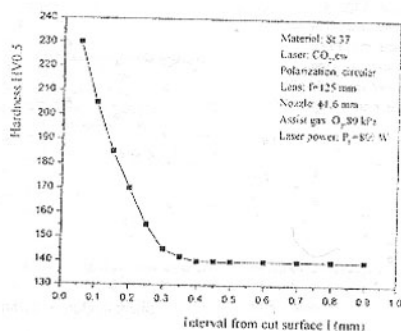


Fig. 7. Hardness change for various sheet thickness

References: 1. Radovanovic M., Research the Quality of the Cut by Laser Cutting, First ESAFORM Conference on Material Forming, Sophia Antipolis, France, 1998, pp.247-250. 2. Radovanovic M., Laser Machines for Contour Cutting and Their Influence on Working Quality, 6th ICTP, International Conference on Technology of Plasticity, Nuremberg, Germany, 1999, pp.729-730. 3. Radovanovic M., Dasic P., Precise Sheets Cutting by Laser Beam, 6th International Conference "Precision Surface Finishing and Deburring Technology-2000", Saint Petersburg, Russia, 2000, pp.279-291. 4. Radovanovic M., Working Quality by Laser Cutting Machines, 7th International Conference on Tribology, Budapest, Hungary, 2000, pp.255-258. 5. Radovanovic M., Laser cutting process, 5th International conference DEMI 2002, Banja Luka, Bosna&Hercegovina, 2002, pp. 179-184. 6. Radovanovic M., Characteristics of laser cutting, 8th International Conference "University's day", Targu Jiu, Romania, 2002, CD. 7. Radovanovic M., Supplement to investigation of laser cutting, 1st International Conference ATDC'02, Slavonski Brod, Croatia, 2002, pp.221-226. 8. Radovanovic M., Modeling of laser cutting process, VIIIth International Symposium "INTERTRIBO 2002", Stara Lesna-Tatranska Lomnica, Slovak Republic, 2002, pp.370-373. 9. Radovanovic M., Dasic P., Mathematical model for cut quality in dependence of cutting regime by laser cutting, International Journal of Applied Mechanics and Engineering, Volume 7, Zielona Gora, Poland, 2002, p.167-172.

Сдано в редакцию 9.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

WORK-PIECE RADIAL DISPLACEMENT IN CUTTING WITH ULTRASONIC TANGENTIAL VIBRATIONS

Romanescu I., Horodincă M., Panait S., Murăraşu E.
(Technical University "Gh.Asachi" Jassy, Romania)

In ultrasonic cutting, the work-piece radial displacement is registered smaller than in conventional cutting. This paper presents some laboratory experimental researches over the radial movement of the work-piece in cutting with ultrasonic tangential vibrations, comparison with conventional cutting.

1. General considerations

In free cutting with ultrasonic vibrations orientated on the main direction – especially induced by the cutting tool (named *ultrasonic cutting*), a continuous contact between tool face and the chip is not maintained. Cause of induced high frequency oscillations, when the vibration instantaneous speed $v_{I,max}$ takes values greater than the main cutting speed v :

$$v_{v_{\max}} > 3 \cdot v \quad (1)$$

each oscillatory movement period T , only during the time $t_c < T$ the tool-chip contact is realized. As a result, the cutting material is deformed under dynamic forces. When the oscillatory movement parameters – amplitude and frequency – of induced ultrasonic vibrations accomplish relation (1), the main medium cutting force F_z decreases, and also the radial work-piece displacement δ_z reduces.

To appreciate the influence of the ultrasonic oscillations induced in cutting, some parameters were defined [2]:

- the contact time reducing coefficient C_t and the contact time reducing factor ξ_t :

$$C_t = \frac{1}{\xi_t} = \frac{t_c}{T} \quad (2)$$

- the work-piece radial displacement coefficient C_{Dz} and the work-piece radial displacement factor ξ_{Dz} :

$$C_{Dz} = \frac{1}{\xi_{Dz}} = \frac{\delta_{zUS}}{\delta_{zC}} \quad (3)$$

- the main cutting force reducing coefficient C_{Fz} and the main cutting force reducing factor ξ_{Fz} :

$$C_{Fz} = \frac{1}{\xi_{Fz}} = \frac{F_{zUS}}{F_{zC}} \quad (4)$$

where: • δ_{zC} and δ_{zUS} are the radial displacements in conventional and, respectively, in ultrasonic cutting; • F_{zC} and F_{zUS} are the medium main cutting forces in conventional and, respectively, in ultrasonic cutting.

According to the theoretical pattern of free cutting with ultrasonic tangential vibrations, defined by the Japanese professor Junitiro Kumabe [1], when applying high frequency vibrations in the main cutting direction, both medium cutting force F_z and work-piece radial displacement δ_z decrease C_t times, as shown relation (5):

$$\frac{\delta_{zUS}}{\delta_{zC}} = \frac{F_{zUS}}{F_{zC}} = C_t \quad (5)$$

2. Method and equipment to measure the work-piece radial displacement

To verify the effect of high frequency vibrations over the work-piece radial displacement, laboratory equipment was build. The equipment for measuring - data recording - data processing and graph charts plotting the work-piece radial displacement in conventional and in ultrasonic cutting contains a sensor MKD.IWB 202 – 73344 (which induce two impedances in a measuring bridge), an oscilloscope, an analog-to-digital converter, a PC and a plotter [2].

The laboratory equipment was used to measure the work-piece radial displacement in longitudinal external turning of Romanian OLC 45 steel, on the

SN 400 universal lathe, in the following conditions: • cutting tool vibration amplitude $A = 0.42 \mu\text{m}$; • vibration frequency $f = 25 \text{ kHz}$ (maximum vibrating speed, named critical speed $v_c = 3.958 \text{ m/min}$); • work-piece diameter $d = 8.4 \div 9.2 \text{ mm}$; • cutting deep $a = 0.1 \text{ mm}$; • work-piece rotation $n = 31.5 \div 160 \text{ rev/min}$; • feed $s = 0.024 \text{ mm/rev}$. A cutting tool with cemented-carbide tip K10 was utilized, with constructive geometry: $\alpha_N = \alpha'_N = 10^\circ$; $\lambda = \lambda' = 0^\circ$; $\gamma_N = \gamma'_N = 0^\circ$; $K = K' = 60^\circ$; $r_e = 1.2 \text{ mm}$.

In the first step, the work-piece radial displacement in ultrasonic cutting was measured, and then, by turning off the vibrating tool movement, in conventional cutting. The tests were done with a conversion rate of 135 s^{-1} , in 765 experimental points.

The work-piece rotation and the feed were modified and were been registered (in mV) the following parameters:

- the maximum work-piece radial displacement z_{Max} ;
- the minimum work-piece radial displacement z_{Min} ;
- the medium work-piece radial displacement in ultrasonic cutting z_{mUS} ;
- the medium work-piece radial displacement in conventional cutting z_{mC} ;
- the medium work-piece radial displacement in unloaded running (with the cutting tool removed) z_{mG} ;
- point to point evolution for the process signal in unloaded running Δz_{mG} .

The medium relative work-piece displacements Δz_{mC} and Δz_{mUS} – in conventional and, respectively, in ultrasonic cutting:

$$\Delta z_{mC} = z_{mC} - z_{mG}, [\text{mV}]; \quad \Delta z_{mUS} = z_{mUS} - z_{mG}, [\text{mV}] \quad (6)$$

allowed to calculate the radial displacement coefficient C_{Dz} .

The radial displacement variation graphs were registered for cutting speed variation (fig.1) and the data were centralized in table 1. The variation graphs for work-piece radial displacement make obvious many parameters, measured in mV: • Δz_{mUS} and Δz_{mC} ; • z_{Max} and z_{Min} ; • the time period corresponding to a complete work-piece rotation. On the graphs were marked, in frame: • the cutting parameters; • the work-piece diameter and material; • the vibratory movement parameters (amplitude A and frequency f) and the critical speed v_c . The registration time was 5.6 seconds.

The medium values for work-piece radial displacement δ_{zUS} and δ_{zC} are centralized in table 1, under the shape of measured voltages Δz_{mUS} and Δz_{mC} , together with the speed factor ξ_v (calculated), the speed coefficient C_v (calculated), the radial displacement coefficient C_{Dz} (experimental determined), the contact time reducing coefficient C_t (calculated with relation 7 for $\xi_v > 2$ and with relation 8 for $\xi_v < 2$) [2] and the cutting force reducing coefficient C_{Fz} .

$$C_t = 0.6872 \cdot \xi_v^{-0.5728} \quad (7)$$

$$C_t = 0.9073 \cdot \xi_v^{-0.995} \quad (8)$$

Table 1 - Work-piece radial displacement, in longitudinal turning of Romanian steel OLC 45, with and without ultrasonic vibrations, for cutting speed variation

n [rev/min]	v [m/min]	d [mm]	ξ_r	C_r	Δz_{mUS} [mV]	Δz_{mC} [mV]	C_{Dz}	C_t	C_{Fz}
31.5	0.9104	9.2	4.3474	0.23	752.087	1046.11	0.7189	0.2961	0.6072
50	1.4451	9.2	2.7388	0.3651	411.791	587.73	0.7006	0.3859	0.7168
63	1.8209	9.2	2.1737	0.46	338.666	470.93	0.7191	0.4405	0.7789
80	2.3122	9.2	1.7118	0.5842	702.13	948.08	0.7406	0.5315	0.8487
100	2.8903	9.2	1.3694	0.7302	257.843	328.74	0.7843	0.6636	0.9195
125	3.5343	9	1.1199	0.893	572.453	715.338	0.8002	0.8106	0.9885
160	4.5239	9	0.8749	1.143	581.004	630.483	0.9215	1.0363	1.0801

Data measuring, recording and processing the work-piece radial displacement in main cutting speed variation allowed made the following remarks:

- ♦ Recording values for the work-piece radial displacement coefficient C_{Dz} (see tab.1) confirm the effect of dynamic cutting forces over the decreasing of work-piece dynamic radial displacement.
- ♦ The radial displacement coefficient variation with speed factor ξ_r (for $\xi_r = 1 \div 3$) (fig.2), or with the main cutting speed, was predictable, considering the effect of ultrasonic tangential vibrations.

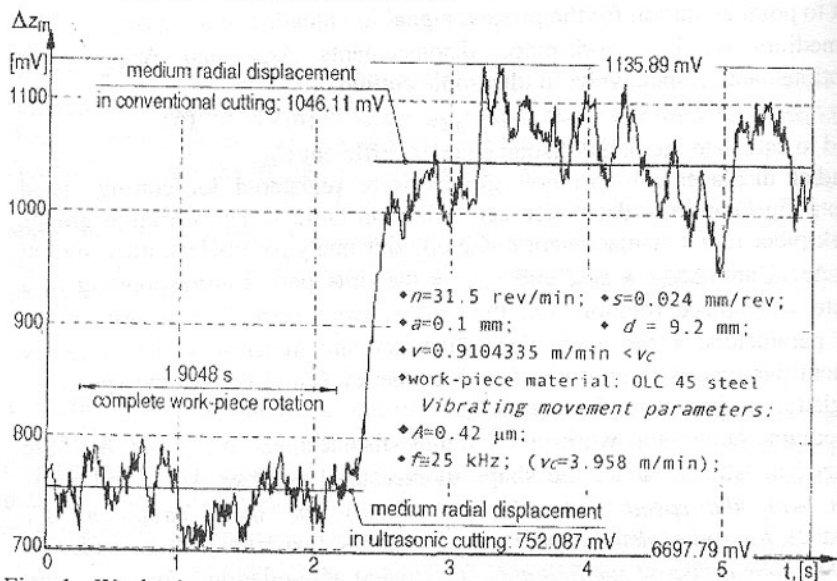


Fig. 1. Work-piece radial displacement in longitudinal turning with and without ultrasonic vibrations (main cutting speed $v = 0.9104$ m/min $< v_c$)

♦ The variation graph chart for *contact time reducing coefficient* C_t and *work-piece radial displacement coefficient* C_{Dz} with *speed factor* ξ_{I^*} (see fig.2) shows that these two parameters are not equal; between C_{Dz} and C_t many connections can be establish, depending the accepted estimated curves. For $\xi_{I^*} = 1 \div 3$, a good estimation can be made by a second degree polynomial tip function [2]:

$$C_{Dz} = 0.3408 \cdot C_t^2 - 0.173 \cdot C_t + 0.7319 \quad (9)$$

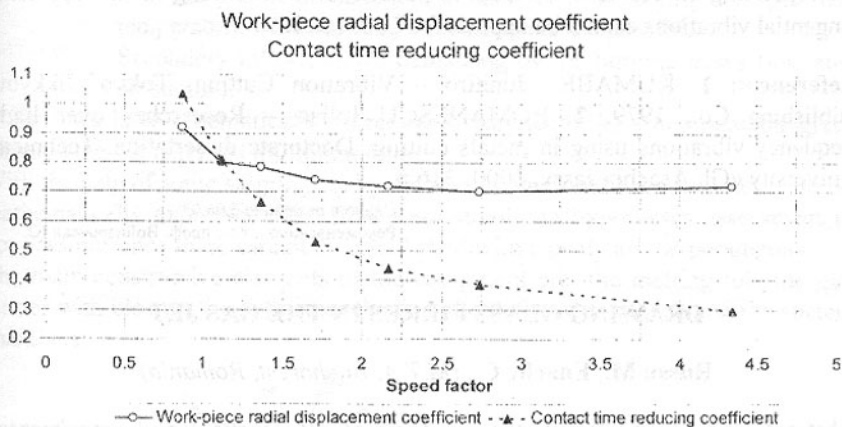


Fig. 2. C_{Dz} and C_t variation with speed factor ξ_{I^*} .

♦ For $\xi_{I^*} = 0.8 \div 3$, the relationship between the *work-piece radial displacement coefficient* C_{Dz} and the *speed factor* ξ_{I^*} (fig.4) can be estimate by a second degree polynomial tip function, according with relation (10) (fig.4a), or a power tip function, corresponding to relation (11) (fig.4.b) [2]:

$$C_{Dz} = 0.0873 \cdot \xi_v^2 - 0.4156 \cdot \xi_v + 1.1923 \quad (10)$$

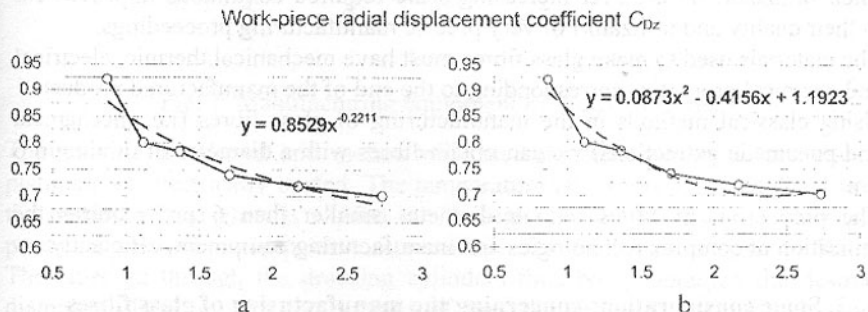


Fig. 3. Radial displacement coefficient C_{Dz} (experimental values) variation with speed factor ξ_{I^*} : (a) – power function; (b) – second degree polynomial function.

$$C_{Dz} = 0.8529 \cdot \xi_v^{-0.2211} \quad (11)$$

3. Conclusions

- ♦ The experimental data and the graph charts illustrated no equality between the work-piece radial displacement coefficient C_{Dz} and contact time reducing coefficient C_n , rough relationship (9) being established.
- ♦ The present paper experimental results illustrate that relation (5), corresponding to Kumabe theoretical pattern of free cutting with ultrasonic tangential vibrations cannot be applied for $\xi_v = 1 \div 3$.

References: 1. KUMABE Junitiro – Vibration Cutting, Tokyo: Jikkyou Publishing Co., 1979. 2. ROMANESCU Iulian – Researches over high frequency vibrations using in metals cutting. Doctorate dissertation. Technical University «Gh.Asachi» Jassy, 2000.-316 p.

Сдано в редакцию 6.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Войнаровский Ю.

DRAWING GLASS FIBRES IN THE GAS JET

Russu M., Enache C., (M.T.A, Bucharest, Romania)

Abstract: The paper presents the ont come of a theoretical and experimental research concerning the manufacturing technology of glass fibres in gas flow jet, as well as the mathematical model of the thermic transfer between the gas flow jet and the glass fibre.

1. Introduction

The glass fibres are used in an increasing number of domains starting with various phonic insulators and continuing with various components with various functions in industrial composite or construction materials.

Their utilizatori on are ever increasing scale required continuous improvement in their quality and utilizatori of very precise manufacturing proceedings.

The materials used to make glass fibres must have mechanical thermic, electrical and chemical properties corresponding to the end of the manufactured product.

Using classical methods in the manufacturing of glass fibres (i.e. mechanical and pneumatic extractions) we can obtain fibres with a diameter of minimum 6 μm .

The production of fibres with a diameter smaller than 6 μm requires the utilisation of complex technologies and manufacturing equipment, efficiently.

2. Some considerations concerning the manufacturing of glass fibres

The manufacturing process is considered ideal when there are no dispersions in

diameter and the length and the direction of the fibres are optimal.

A. Manufacturing process consists of the following steps:

- I. Extraction of primary monofibres with a constant diameter;
- II. Primary monofibres heating to the temperature required to change the direction of the monofibre to words the burning gases;
- III. Increase of temperature to the required value to obtain bulb shaped monofibres;
- IV. Secondary fibre at the required diameter with cooling at a specified temperature where plastic deformation is not possible.
- V. Secondary infinite fibres defibering by the burning gases flow and air suction.

In fig.1 we have schematically represented manufacturing equipment for glass fibres in the diameters of minimum $6 \mu\text{m}$.

With the help of some simplifying by prostheses four out of the five steps can be mathematically expressed. The final steps involving hypotheses assessment is not possible since there cannot be established with exactly all the parameters.

The main constructive elements of the equipment are: the melting tub, the gas burner with blower, the extractor chevice, the defibration device and the sucteri chambers.

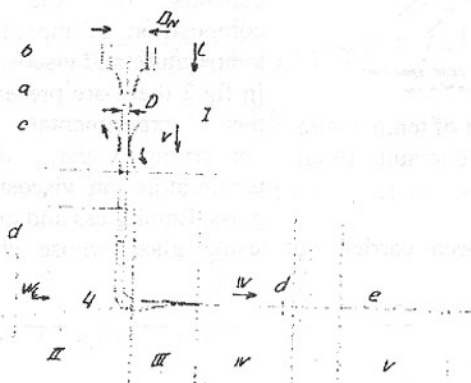


Fig. 1. Manufacturing equipment of the glass fibres

The glass is introduced and melted with on automatic dozing device into a platinum tub electrically heated. The temperature is automatically adjusted and the melting of the glass is carried out through the nozzles fixed at the basis producing the bulbs, which serve as extractor sites for the primary monofibres. The latter go through the drausing cylinders thus being obtained the desired diameters. They're with the support of burning gases, through drawing we obtain secondary fibres.

The factors influencing the manufacturing process and the quality of the fibres are:

- the mechanical properties of the glass melt;
- the tolerance of the primary fibres diameter at the input to the defibration area;
- the mechanical speed (advance) of the monofibres in the gas jet and observance of the optimum distance between the individual fibres both at the contact surface of the trefilatori cylinder and in the defibratori area;
- the monofibres distance to the gas jet of the burner;
- the even repartition of the temperature in the flame and of the speed in the gas jet;
- the flame structure

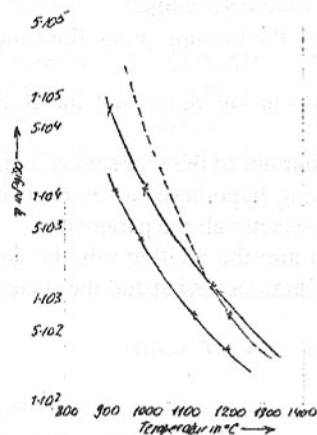


Fig. 2. The variation of temperature on viscosity for Fourcault, Ental and manganese glass

3. The relations between temperature and the viscosity

The manufacturing process of the fibres depends on the structure and composition of the glass melt, on its temperature and viscosity.

In fig.2 there are presented the result of the experimental determinations concerning the dependence of temperature on viscosity for Fourcault glass, Ental glass and manganese glass.

lesing glass whose characteristics are

The research has been carried out presented in table 1.

Table 1

Glass	Composition %												Density g/cm ³	Multipoint °C
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	R ₂ O	Mn ₂ O ₃	F	B ₂ O ₃	R ₂ O ₃	BaO	K ₂ O	Na ₂ O		
Mangan	60.0	7.0	6.5	3.5	19.0	3.0	-	-	-	-	-	-	2.58	854
Fourcault	71.86	0.91	7.36	3.95	15.32	-	-	-	-	-	-	-	2.50	920-950
Ental	52.93	-	17.23	4.31	-	-	9.3	13.91	1.50	0.43	0.26	0.26	2.58	1016

In fig.3 we have shown the dependence of drawing speed on the fibres diameter at various melting temperatures.

4. Thermic transfer issues

The radial thermic transfer equation in the glass fibre is:

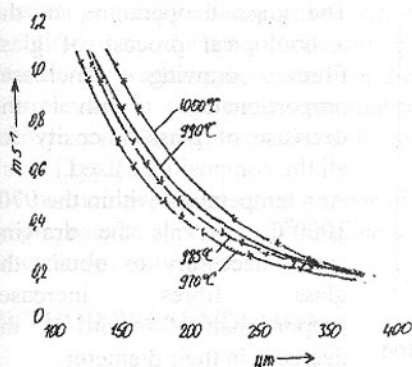


Fig. 3. The influence of drawing speed with respect to the diameter of the fibres

glass fibre, $\theta = t_g - t = \theta(r, t)$, t_0 - the initial temperature of the fibre. The medium temperature of the glass is determined by the thermic balance equateri as::

$$\Theta_{med} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\mu B_i^2}{\mu_n^2 (\mu_n^2 + B_i^2)} \exp(-\mu_n^2 F_0) \quad (4)$$

$$B_i = \frac{\alpha r_0}{\lambda} \quad (5)$$

$F_0 = \frac{\alpha \tau}{r_0^2}$; $\mu_1, \mu_2 \dots \mu_n$ are the roots of the characteristic equateri:

$$\frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)} = \frac{\mu}{B_i} \quad (6)$$

which in the case of $F_0 \geq 0.25$ be comes:

$$\Theta_{med} = \frac{\mu B_i^2}{\mu_1^2 (\mu_1^2 + B_i^2)} \exp(-\mu_1^2 F_0) \quad (7)$$

where:

$$\Theta_{med} = \frac{t_g - t_{med}}{t_g - t_0} \quad (8)$$

5. Conclusions

The manufacturing process of optical fibres must teler into account the homogeneity of the glass melt, the viscosity and the melting temperature, as well as the choice of performant equipment.

$$\frac{\partial \theta}{\partial \gamma} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial^2 r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \quad (1)$$

with the initial conditions and at boundaries:

$$\tau = 0, \quad 0 \leq r \leq r_0$$

$$\theta = \theta_0 = t_g - t_0 = \text{const.} \quad (2)$$

$$r = 0, \quad \tau > 0 \quad \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right)_{r=0} = 0 \quad (3)$$

where $a = \frac{\lambda}{c\rho}$, λ - thermic

conductibility, c - specific wet, ρ - density,

α - convention coefficient, t_g - gas temperature, t - temperature in the

glass fibre.

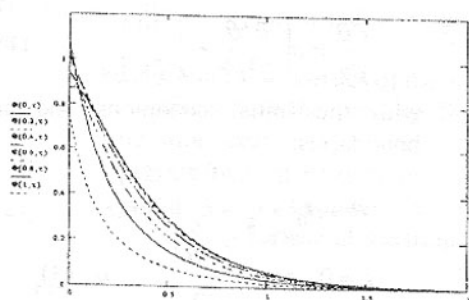


Fig. 4 Temperature distribution as related to the time

model characterising the heat exchange between the gas jet and the glass fibre, which determines the average temperature distribution in relation with the time (fig.4).

The fibres stability is possible with the variation limits $\pm 10^0\text{C}$, over or below an optimal average temperature. The out comers (fig.4) allow the optimisation of the process of the process of producing continuous glass fibres in gas jet.

Bibliografie: 1. Ștefănescu, D., ș.a. Transfer de căldură și masă. Ed.D.P., București, 1983. 2. Țențulescu, d., Fibre de sticlă, Editura Tehnică, București, 1994. 3. Drăgulescu, C., Petrovici, E., Chimia structurală modernă, Editura Academiei, București, 1997. 4. Russu, M., Contribuții la tehnologia de prelucrare a fibrelor optice profilate, Teză de doctorat, București, 1997. 5. Von Michael Slunecko, Analyse der Zerkaserung von Glasmonofilen durch Geblasegasbrenner, Glastechnischen Tagung, Hanover, 1969. 6. Russu M., Sterie Ș., Nicolescu D.P., Modelarea termică a procesului de obținere a fibrelor continue din materiale visco-plastice în jet de gaze, A XXVIII-a Sesiune de comunicări cu participare internațională organizată de Academia Tehnică Militară, București, 1999.

Слано в редакцию 6.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

AN EXPERIMENTAL METHOD TO MAINTAIN CONSTANT PRECISION IN FINISHING OF HOLES THROUGH TURNING

Severincu M., Murărașu E., Dumitras C.

(Technical University "Gh. Asachi" Iași, Romania)

INTRODUCTION

In finishing holes through turning, an important problem is how to maintain

constant precision when working with fit tolerance zones (0,02 – 0,05 mm). The variation of the diameter proper of the hole bored is both a result of the tool wear during working process and of the material to be worked out. This problem is irrelevant in case of active control machines whereas for the small and medium (mass) production, the utilization of these machines is not economically viable [1],[2].

The method presented in this paper eliminates this difficulty, furthermore it is simple, easy to apply – and has great economic efficiency in mass production as the experimental results show it.

METHOD PRESENTATION

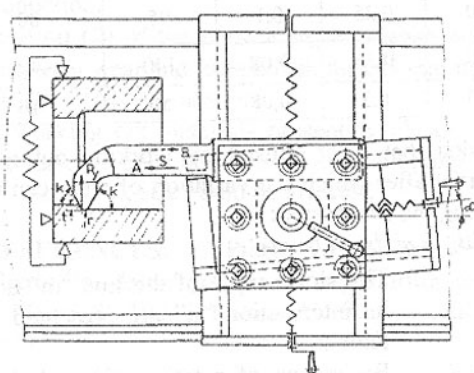


Fig. 1. Processing scheme

The method consists in jamming the transversal slide 1 (fig.1), ruling out the small clearances within a range of hundreds of millimetres, and in inclining the longitudinal slide 2 with $\alpha = 10' - 20'$ being the only one remaining able to move (with minimal clearances) the cutting tool 3. According to this method, the active cutting edge accomplishes the semi-finishing in the cutting direction A (fig.1), and the side cutting edge carries out

the finishing in the direction B, when the variations of the chip cross-section are considerably smaller and the radial component is practically constant.

When the professional realizes that the piecework tends to acquire a minimal value of the fit tolerance zone, by making use of interval cylindrical gauge or by using dial measuring instruments, he will lift the tool holding support 4 with one grade. Thus the tool edge will advance on a radial direction, the distance being given by relation:

$$\Delta t = l \cdot \tan \alpha \text{ (mm)} \quad (1)$$

As " α " is small the distance " l " is the value of a grade on the dial of the slide 2 is of 0,05 mm, the result, is that the distance is of micron range, yet sufficient to maintain the piecework within fit tolerance zone, as it has been concluded experimentally on pieceworks of various sizes and different types of materials within a range of $\phi 12 \div \phi 100$ mm.

EXPERIMENTAL RESULTS

The conditions in which the experiments were carried out are mentioned in table 1, where the numbering of curves coincides with the current number of this table. The measurement of the tool wear VB_{α} was carried out in relation to axial motions which lead invariably to radial motions being the reason for the appearance of tool wear.

Table 1 - The conditions in which the experiments were carried out

Curve Nr.	Piecework material and hardness	Tool material	t (mm)	s (mm/rot)	v (m/min)	Diameter of finishing hole - ϕ (mm)
1	OLC 45HB=210	P10	0,25	0,08	120	40
2	Fc 15 HB= 130	K10	0,25	0,1	95	80
3	BZ 14T	K10	0,25	0,08	140	40
4	Aluminium alloy	K10	0,3	0,08	50	16

From curve analysis it is concluded that wear caused by working out gets stabilized in 10 – 15 minutes, interval after which the variation of wear can be approximated by a straight line having the expression:

$$VB_{\alpha} = m \cdot b + n \text{ (mm)} \quad (2)$$

The slope angle of the line "m" and its intersection "n" are presented in table 2.

By means of relation (2) and data presented in table 2 it can be estimated the long time evolution of wear and the optimal durability of the tool.

From fig.2 it can be seen that the higher the resistance in cutting, the deeper the wear VB_{α} and it is so happens for the materials coming in the following order: steel, cast iron, bronze, alloy aluminium.

The machines surfaces are included

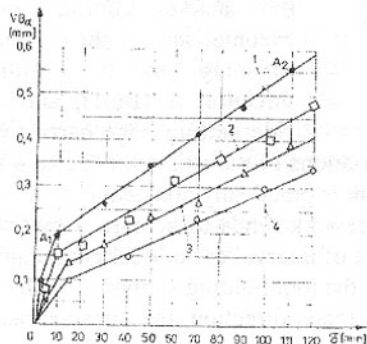


Fig. 2. Wear variation

in the interval $R_a = (1,6 - 3,2) \mu\text{m}$.

Note must also be taken of the presence of deposits on the cutting edges of tool which must not be taken off because of the piecework could be affected.

It also needs to be specified that after the wear VB_{α} has set in, the surface quality diminishes and the tool heads to be changed or re-sharpened.

Table 2 - Coefficients used in equation (2)

Curve Number	Processed material	m	n
1	OLC45	$3,8 \cdot 10^{-3}$	0,142
2	Fc 15	$2,91 \cdot 10^{-3}$	0,132
3	Bz 14T	$2,53 \cdot 10^{-3}$	0,092
4	Aluminium alloy	$2,29 \cdot 10^{-3}$	0,066

CONCLUSIONS

This experimental method consisting in inclining the tool holder slide by small angle of 10' - 20' minutes which allows, through axial motion of tool, the radial

motion of the tool edge by a few microns according to relation (1), and which also includes the carrying out of a semi-finishing motion in direct sense and of a finishing motion in reverse direction, proves to be highly efficient in mass production.

Relation (2) of the present paper enables the professional to approximate the long term wear and to establish the optimal durability of the tool until wear $VB_a = (0,35 - 0,4)$ mm sets in.

In working out materials presenting plastic characteristics the deposits on the cutting edge must be removed after adopting a fixed work dimension otherwise, the piecework size could be affected.

REFERENCES: 1. Picos, C., Ailincăi, Gh. & Bohosievici, C. Calculul adaosurilor de prelucrare și al regimurilor de așchiere, Ed. Tehnica, București, 1974, pp. 88-100. 2. Belous, V., Sinteza sculelor așchietoare, Ed. Junimea, Iași, 1980.

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

THE ABSORBED ENERGY - CRITERION FOR THE MACHINABILITY APPRECIATION

Slătineanu L., Grănescu T., Braha V., Dodun, O., Coteață, M.
(*"Gh. Asachi" TU, Iași, Romania*)

The energy absorbed during the cutting process could be used as a criterion to appreciate the metallic materials machinability. The authors of the paper present some solutions used to evaluate the machinability of steels.

Introduction

The machinability could be defined as that materials property to be machined in more favorable conditions for the producers: with high cutting speed, but with a diminished tool wear, with minimum mechanical and energetic solicitation of the technological system, with obtaining a small roughness for the machined

surfaces and a convenient form of chips etc. The capacity of a material to absorb more or fewer energy in the same cutting conditions constitutes a criterion to evaluate the machinability of the absorbed energy point of view [1, 2, 3].

There are known some solutions to measure the quantity of energy absorbed during the cutting process:

a) The *wattmeter* and *ammeter*, which are electric apparatus used to evaluate an electrical size even in the common conditions of cutting. We must emphasize that for using a machine-tool at low efficiency, the measured values could be distorted; an important quantity of the absorbed energy is spent not for cutting, but for other processes;

b) The *dynamometers* are used to measure the size of one or more components of the cutting force.

For example, if we know the size of the main component of the cutting force, the cutting speed, the efficiency of electric motor used and the efficiency of the machine-tool, we could easily calculate the power necessary for cutting;

c) The *devices type pendulum*, used usually in the research laboratory;

d) The *calorimeters*, which permit to evaluate the energy by means of the thermal balance.

In the machines manufacturing technology laboratory of the Technical University of Iași, we searched the practical possibilities to use some of the above mentioned solution to evaluate the steels machinability.

The measuring cutting force

To measure the main component of the cutting force, a device using strain gauge (fig. 1) was used; an autoplotted permitted us to register the influence exerted by the operating parameters on the size P_z of the cutting force main component.

To establish the influence exerted by the other components of cutting force on our results, we charged the system on the directions specific to these components; the experimental data proved that this influence could be neglected.

As consequence of the experimental results processing, we arrived at the following relation:

$$P_z = 794 a^{1.080} f^{0.952} v^{-0.265} \quad (1)$$

for the steel 1 (containing 0.45 % carbon);

$$P_z = 162 a^{1.138} f^{0.661} v^{-0.013} \quad (2)$$

for the steel 2 (containing 0.4 % C and 13 % chromium) and

$$P_z = 207 a^{1.143} f^{0.663} v^{-0.037} \quad (3)$$

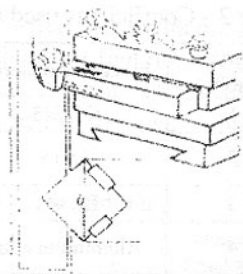


Fig. 1.

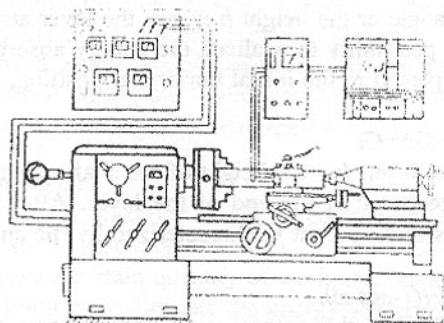


Fig. 2.

set type Metra Blansko (made in Czechoslovakia), that permit to know the voltage, the amperage and the power absorbed from the electric net on the each of the three phases.

Processing the experimental data, we obtained the relations:

$$N=0.151a^{1.12}f^{1.25}v^{0.70}, \quad (4)$$

for the steel 1,

$$N=0.0334a^{1.03}f^{0.59}v^{0.95}, \quad (5)$$

for the steel 2 and

$$N=0.0597a^{0.96}f^{0.70}v^{0.88}, \quad (6)$$

for the steel 3.

We have to mention that the power absorbed by the machine-tool is necessary for:

a) The cutting process developing;

b) The compensating the energy lost by friction in the mechanisms for motion transmitting;

c) The compensating the energy lost in the electric motor. To obtain an image about the power N_c necessary strictly for the cutting process, we must diminish the power N_i registered by the apparatus during the cutting process with the power N_n absorbed in no-lead run conditions:

$$N_c=N_i-N_n \quad (7)$$

The relations (4), (5) and (6) were established taking into consideration the expression (7).

We could remark that the energy lost in no-lead run conditions is dependent on the solicitation level of the machine - tool; the bigger is the number of revolutions by minute, the more increased are the values of the lost energy.

The measure the energy absorbed by means of the devices type pendulum

In principle, in this case we have a tool clamped in a lever that could rotate round a shaft axis, so that the tool removes a chip having strict established

for the steel 3 (containing 0.41 % C, 1.1 % chromium and 0.25 % molybdenum).

In the above - mentioned relations, we used the symbols a for the depth of cut, f for the working feed and v for the cutting speed.

The measuring the power necessary at steel turning

To measure the cutting power, we used (fig. 2) a wattmeter

dimensions. The rotating the shaft is determined by a charge G attached to the pendulum lever. If we measure the angle or the height h where the lever arrive after the cutting process, we have a possibility to evaluate the energy absorbed during the cutting. For a pendulum placed in the initial horizontal position, the potential energy is:

$$W=Gh=Gl \quad (8)$$

where l is the length of the pendulum lever, h – the height of the shaft axis and G – the weight considered as concentrated at the end of the lever. After the cutting process, the weight G arrives at the height h , characterized by the angle ω ; the potential energy is:

$$W=Gh=Gl(1-\cos \omega). \quad (9)$$

To evaluate the energy W_f lost by friction phenomena, we could realize a test without charge, measuring the angle ω_f .

$$W_f=Gl \cos \omega_f. \quad (10)$$

Thus, we can approximate the energy W consumed exclusively during the cutting test:

$$W=Gl(\cos \omega - \cos \omega_f). \quad (11)$$

For experimental researches, we conceived and built two devices type pendulum (fig. 3).

To realize a comparison of the three types of steel used for experimental researches, we can write the mathematical expression for an index of relative machinability:

$$k=I_{\text{tested steel}}/I_{\text{etalon steel}} \quad (12)$$

where I is the value of the size used as a machinability criterion. As etalon steel, we considered the style type 1 (this steel being often used as etalon steel).

The results obtained for the indexes k_p (that takes into consideration the cutting force size P_z), k_N (obtained if we consider the power N absorbed in normal conditions of cutting) and k_W (established on the basis of the energy W evaluated by means of a pendulum device) are presented in the table 1.

Table 1. Indexes of relative machinability

Index	Steel		
	Type 1	Type 2	Type 3
K_p	1.00	1.025	1.167
K_N	1.00	1.64	1.74
k_W	1.00	1.041	1.166

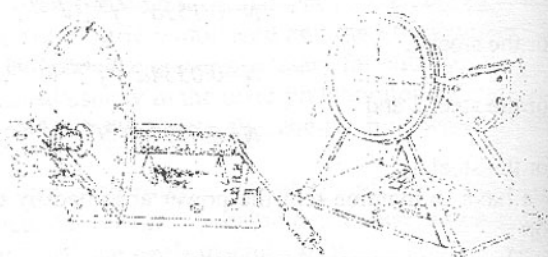


Fig. 3.

Analyzing the indexes sizes included in the table 1, we notice that for all tests, the steel type 1 has the best machinability, while the steel type 2 has the most reduced machinability, of course if we take into consideration the energy absorbed during the cutting process; the presence of some hard metallographic structures could justify the experimental results.

Conclusions

The energy absorbed during the cutting process could offer an information about the steels machinability, if we refer to the quantity of energy necessary to remove a certain quantity of workpiece material by cutting. There are different possibilities to evaluate the energy absorbed during the cutting process; in the laboratory for machines manufacturing technology of the "Gh. Asachi" Technical University, some such different methods were used to obtain an information about the energy absorbed at the steel workpieces cutting.

References: 1. Grănescu T. et al. The materials machinability (in Romanian). Kishinev: Tehnica – Info, 2000; 2. Picoş C. et al. The ferrous alloys machinability (in Romanian). Bucureşti: Editura Tehnică, 1981; 3. Slătineanu L. Contributions to the machinability study of some Romanian steels. Doctoral thesis (in Romanian). Iaşi: Institutul Politehnic, 1980; 4. Zorev, N.N. et al. Razvitie nauki o rezanii metallov. M.: Mashinostroyeniye, 1967.

Сдано в редакцию 6.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

RAPID PROTOTYPING BY MODERN TECHNOLOGIES AND A COMPARISON BETWEEN THEM

Ulianov C., Şerb A. (U. T. „Gh. Asachi”, Iaşi, Romania)

The modern rapid prototyping (RP) techniques can also be used to make tooling (referred to as rapid tooling) and even production-quality parts (rapid manufacturing). The paper presents a comparison between the most prevalent of these processes.

1. Introduction

Generally, **rapid prototyping** is an all-in-one-step production of a part geometry. Parts produced like this are used for:

- ✓ prototypes to allow fast review of part shape, simple assembly, aesthetics, manufacturability etc.;
- ✓ low volume production - very small numbers of parts can be made using this technology.

There are currently no less than 30 different rapid prototyping technologies, namely: Stereolithography (SLA), Solid Ground Curing (SGC), Selective Laser Sintering (SLS), Laminated Object Manufacturing (LOM), Fused Deposition

Modelling (FDM), Three-Dimensional Printing (3DP), Ballistic Particle Manufacturing (BPM), Two-Laser-Beam Technology, Solid Creation System (SCS), Micro-Fabrication, Multi-Jet Modelling, Direct Shell Production Casting (DSPC), Multiphase Jet Solidification (MJS), and EOS's EOSINT Systems. Among the newest systems are CAM-LEM's CL 100, Shape Deposition Manufacturing, Acrom's Electron Beam Melting and Aeromet Corporation's Lasform Technology.

The paper presents briefly some of the most prevalent of these technologies and a comparison between them.

2. Stereolithography (SLA)

Was invented by Charles Hull in 1984. First units were available since 1988. Now, this technology is developed especially by **3D systems Inc.** Valencia, CA, USA (90% of market in 1991). Other similar machines are produced in Japan (by **Sony**, **CMET**, **Teijin Seiki** and **Mitsui**) and in Germany (by **EOS**).

The physics of the process is based on a photosensitive polymer that will harden when exposed to high intensity laser light. The process uses a vat of photopolymer with an elevator for the part to lower on. The elevator starts at the top of the bath and drops down a layer at a time as the laser develops each layer.

The *stereolithography process* follows the next steps:

- ✓ CAD files, corresponding to the processed part, are converted to .STL files;
- ✓ .STL files converted to slices using the parameters;
- ✓ The part is then immersed (approx. 10-15 mm) with a waiting period to recoat the surface and the wiper blade is used to clear the excess fluid from the top of the surface;
- ✓ The part is then moved, and the laser has a focal point near the surface that hardens the polymer;
- ✓ Layers thickness is controlled by the amount the platform is lowered into the photopolymer;

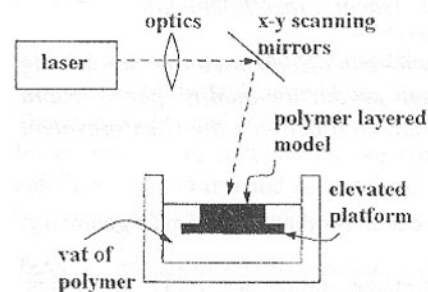


Fig. 1. Schematic of stereo lithography (SLA) process

✓ The laser is stationary, but optics and mirrors are used to guide the beam to x-y coordinates on the surface of the fluid (figure 1.). The slice cycle is going on like in figure 2.;

✓ After the part is done, the part raises above the fluid and resin drains out;

✓ After removal from the bath and the cleaning of the part, hardening of the resin is completed in a curing oven.

By the optics, the user can set the focal distance of the laser to the range of the slice thickness. The x-y position is determined using 2 computer controlled

mirrors to reflect beam. Post Curing Apparatus (PCA) uses high power ultraviolet light to complete the curing of mostly solidified polymer.

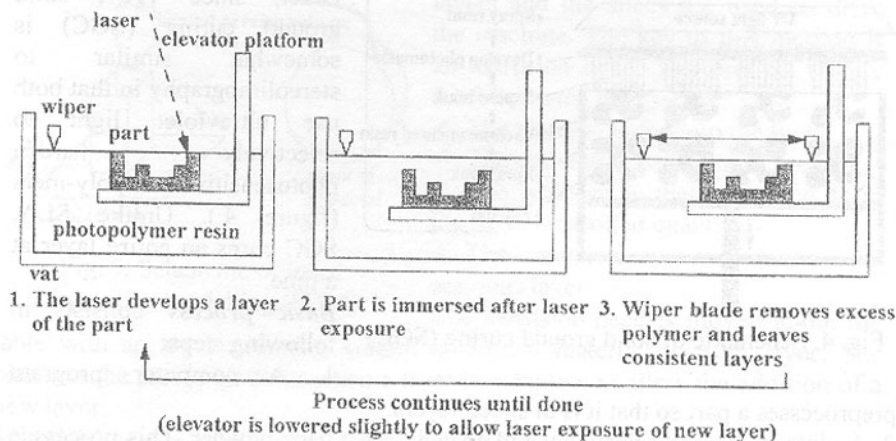


Fig. 2. The slice cycle of SLA

3. Selective Laser Sintering (SLS)

The process was developed by Carl Deckard in 1986 and patented in 1989. Actually is marketed by **DTM corp.** Austin, TX, USA. The technique, shown in figure 3., uses a laser beam to selectively fuse powdered materials into a solid object. The powders need fine grains and thermo-plastic properties so that it becomes viscous, flows, then solidify quickly. The powders used include: nylon, glass filled nylon, somos (elastomer), polycarbonate, ceramics, rapid steel, copper polyamide etc.

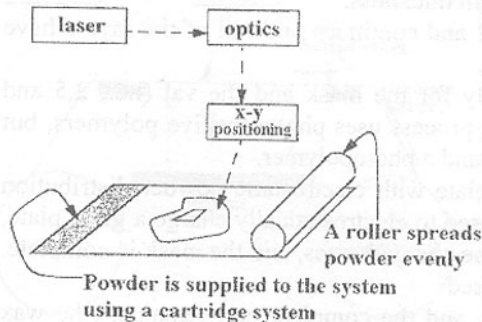


Fig. 3. Schematic diagram of selective laser sintering (SLS)

much higher than stereolithography (about 50W infrared), optics and x-y scanner are similar to SLA.

4. Solid Ground Curing (SGC)

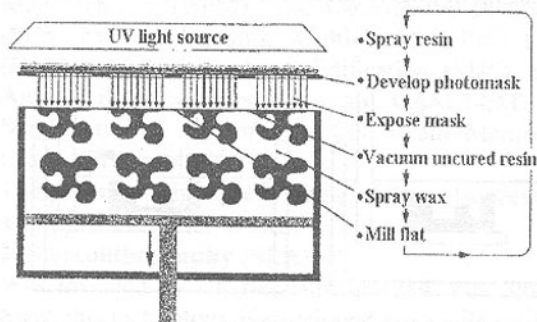


Fig. 4. Schematic of solid ground curing (SGC)

Developed by **Cubital Inc.** in Israel, since 1987, solid ground curing (SGC) is somewhat similar to stereolithography in that both use ultraviolet light to selectively harden photosensitive polymers (figure 4.). Unlike SLA, SGC cures an entire layer at a time.

Basic process consists in following steps:

1. A computer program

preprocesses a part so that it is in sliced layers.

2. A plate is charged selectively and coated with a back powder. This process is much like photocopying. The result is a photographic mask of clear and opaque areas for a single slice of the part.

3. A thin layer of photopolymer is spread in a part vat.

4. The mask is placed over the photopolymer and a UV lamp is used to expose the layer and selectively harden the polymer.

5. The photographic plate with the mask is cleaned.

6. The unhardened polymer is removed from the surface.

7. A fine layer of wax is deposited and hardened.

8. The surface is milled flat for uniform thickness.

9. The process begins again at step 2 and continues until all of the layers have been added.

Some steps can be done concurrently for the mask and the vat (i.e., 2,5 and 3,6,7,8) to decrease build times. The process uses photosensitive polymers, but these are developed using a UV light and a photopolymer.

The masks are made using a glass plate with electrostatic powder distribution (similar to photocopiers). A slice is used to electrostatically charge a glass plate, electrostatic sensitive powder coats the charged areas, and the mask is complete. After use the glass is cleaned and reused.

After completion the wax is melted, and the complete part remains. (the wax was used to support work and eliminate supports.)

5. Fused Deposition Modelling (FDM)

Was developed by Scott Crump and **Stratasys**, of Eden Prairie, MN, USA, has been selling the machine, since 1991.

The concept is that material is heated and then in controlled quantities deposited directly on previous layers. Eventually layers are built up to complete the entire

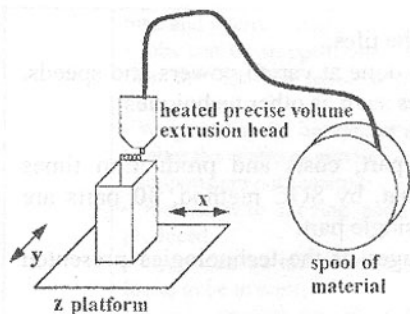


Fig. 5. Schematic of fused deposition modelling (FDM)

The extrusion head is moved about the table with an x-y positioning system to deposit material on each layer. The platform the part is on drops when a layer is complete to allow the addition of a new layer.

Materials include investment casting wax, ABS, polyester, elastomer.

6. Laminate Object Modelling (LOM)

Was invented by Michael Feygin in 1985. Actually is marketed by *Helisys* of Torrance, CA, USA and, also, by *Paradigm* and *Sparx AB*.

This technique (figure 6.) uses thin sheets of material (most notably paper and polystyrene) that has a heat activated adhesive on one side. Sheets are piled up one at a time, and heat is used to melt sheets together. A laser then cuts the sheet into thin sections that form the slice.

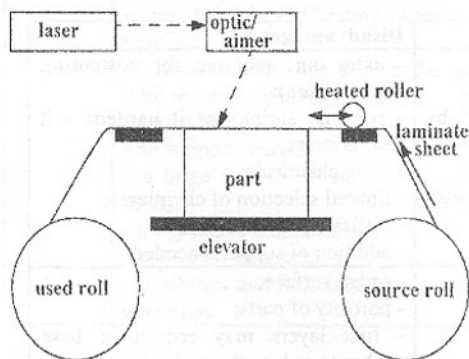


Fig.6. Schematic diagram of laminated object manufacturing (LOM)

As material is cut, it is not removed. Material that is to be discarded is cut into "tiles". There are chunks of material that will support the part, and are easily removed to recover the part. When complete, the part is in the middle of a block. Outside there is a "wall" to support the tiles, and in turn the tiles support the parts. A heated roller compresses the laminate to the other layers. The thickness is harder to control, so the height of the material is measured each time to ensure

part.

As usual, the .STL file is sliced into layers and the slices are used to drive the machine. The key to this method is an extrusion head. The process (figure 5.) follows the next steps:

- ✓ The material is fed into the head;
- ✓ The material is heated until melting;
- ✓ The material is then extruded from the tip in controlled quantities;
- ✓ The material is wiped on the previous layer.

The extrusion head is moved about the

Materials in use are butcher paper, plastics, ceramics and composites.

The laser uses the typical x-y and optics systems. More than one layer can be cut at once, but the accuracy decreases as the number of layers increases.

As material is cut, it is not removed. Material that is to be discarded is cut into "tiles". There are chunks of material that will support the part, and are easily removed to recover the part.

When complete, the part is in the middle of a block. Outside there is

accuracy.

The final part requires careful removal from the tiles.

The system uses a CO₂ laser and the cuts are done at varied powers and speeds. Note that these cuts are not done in raster lines such as other techniques

7. Comparisons

A case study [1] revealed, for a definite part, costs and production times presented in table 1. It must be specified that, by SGC method, 30 parts are made at one time but values quoted are for a single part.

Briefly, the main advantages and disadvantages of the technologies presented above are shown, by comparison, in table 2.

Table 1 - Some production characteristics for a concrete part

Characteristics	Process				
	SLA	SLS	SGC	FDM	LOM
Pre-build time (hrs.)	0:37	0:39	0:23	4:46	0:51
Build time (hrs.)	3:37	3:18	11:00	8:50	10:50
Post-build time (hrs.)	1:55	1:28	1:06	0:17	0:28
Pre-build cost (\$)	40,30	41,01	24,75	306,14	54,44
Build cost (\$)	30,50	33,91	10,65	41,46	23,84
Post-build cost (\$)	40,81	31,02	23,32	5,83	9,79
Maintenance cost (\$)	25,15	27,95	1,92	7,67	22,94
Material cost (\$)	4,20	6,18	33,00	4,20	4,01
Total	140,96	140,07	93,64	365,30	115,02
Layers thickness (mm)	0.05-0.5	0.08-0.5	~0.15	0.05-0.8	0.05-0.5

Table 2 - Advantages and disadvantages of some rapid prototyping (RP) techniques

Process	Advantages	Disadvantages
SLA	- can run without supervision; - high detail and accuracy; - sharp-edges tend to get "filled" by resin, thus reducing the "stepped" effect between slices; - popularity makes this process well supported.	- extra time required for postcuring (up to 16 hrs); - polymer shrinks as it hardens - it results stress; - toxic chemicals; - limited selection of chemicals; - difficult process setup; - addition of supports needed.
SLS	- inexpensive and safe materials; - wide varieties of materials; - supports not needed; - reduced distortion from stresses; - produce parts simultaneously.	- rough surface; - porosity of parts; - first layers may require a base anchor to reduce thermal effects; - part density may vary; - material changes require cleaning of machine.
SGC	- part complexity does not effect speed, however volume does; - elimination of post curing reduces	- overexposure of the polymer may increase the viscosity, and make it unusable, thus greatly increasing the

	time and internal stresses: - jobs can be stopped, other jobs run, then the first job restarted at a later time; - weights may be inserted at any time to alter the centre of gravity; - supports are not required; - models with moving parts can be produced; - layers can be milled off if they are found to be in error; - many parts can be run at the same time.	volume of expensive polymers used; - the resins require that light sealed chambers and toxic material handling procedures be used; - the machine is very large; - machining is noisy; - maintenance is high, requires supervision; - very few materials available; - removal of wax after production is required.
FDM	- a good variety of materials available; - easy material change; - low maintenance costs; - thin parts produced fast - high precision; - no supervision required; - no toxic materials; - very compact size; - low temperature operation.	- seam line between layers; - the extrusion head must continue moving, or else material bumps up; - supports may be required; - part strength is weak perpendicular to build axis; - more area in slices requires longer build times; - temperature fluctuations can lead to delamination.
LOM	- no chemical changes, and minimal heating, so the shrink-age is trivial and stress induced deformation is very small; - shrinkage is compensated for; - no "developing/heating time" is required; - the laser only has to cut the part outline and hatching, not all the internal area; - no supports needed; - a large variety of materials can be used; - inexpensive maintenance; - non-toxic materials; - machines are well suited to desktop operation.	- difficult removal of the tiles (because the laser cuts through the layers, not between them); - delicate parts can be damaged when removing tiles; - enclosed volumes will trap the support material; - the material properties change with the direction of the laminate; - a great percentage of the material is wasted; - the surface is rough; - machinability is limited because of delamination; - ventilation is required for fumes when burning.

References: 1. Rapid Prototyping Report, "Chrysler Benchmarks Rapid Prototyping Systems", in Rapid Prototyping Report, CAD/CAM Publishing Inc., San Diego CA, Vol. 1, No. 6, June 1992b). 2. Hyer, M.W., and Charette, R.F., "Use of Curvilinear Fiber Format in Composite Structure Design", AIAA Journal, 1991.

Сдано в редакцию 6.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

ON THE CUTTING MOMENTS VARIATION WITH RESPECT TO THE DRILLING CUTTING REGIME PARAMETERS OF HEAT-RESISTING STAINLESS STEEL 8NiCr130 TYPE

Vlase A., Bardac D., Blăjină Ov. (PUB, Bucharest, Romania)

This article presents a series of experimentally establish data regarding the drilling of the 8NiCr130 type heat - resisting stainless steel and the ways and means to fix on the cutting moments with respect to the specific working conditions. The experimental data and their following processing represent the authors' original contribution to determine the relation of the cutting moment equation. This was modified with respect to the relations available in the literature for common steels. The results are useful in order to increase the productivity of steel machining.

1. INTRODUCTION

The stainless steels used, more and more in various key domains of technique, pose great difficulties for the workshop owing to some specific physic-mechanical properties [1]. On the other hand, due to the high costs of these steels their machinability should be studied using rapid cutting methods capable of assuming minimum tool and material requirements [1]. The present paper expounds a new experimental method for determination of the moment at the 8NiCr130 type stainless heat-resisting steel drilling, in a minimal material and equipment expenditure.

2. METHOD, MEANS AND CUTTING CONDITIONS FOR THE DETERMINATION OF THE MOMENTS

The tests were performed using a dynamometer for the determination of the forces and moments.

On the perimeter of the elastic detecting element four equidistant resistive transducers were placed, inclined at 45° with respect to generatrix, in opposite, alternative successively. By using this placement of the transducers, and by connecting them to a bridge, highest measurement sensitivity has been achieved.

In order to calibrate the dynamometer, the following were used:

- a standard dynamometer (available in the design laboratory of the department);
- a taper rod (TC-01-03), axial and tangential loading device (available in the laboratory of the department).

The cutting conditions during the experiments are given below:

- (1) The machine tool: a GC₀ 32 DM3 drilling device, the dimensions of the mass which are 480×420 and a Morse cone 4 was used.
- (2) The cutting equipment: R_p5 high-speed steel spiral drill with the Rockwell Hardness Number = 62.
- (3) The geometric features of the drill have met the requirements of the

R1370/2-69 standard, A₁ type cutting, with diameters within the range 8 through 16 mm.

(4) The cooling and lubricating fluid: P 20% emulsion.

(5) The tools have been cut by means of the UAS-200 machine equipped with a stone wheel 150×20×20 E_N 40 M7C, using a special cutting device.

Tables 1 and 2 show the chemical and mechanical characteristics of the steel samples under study.

Table 1 - Chemical Characteristics

Stainless Heat-Resisting Steel Type	Percentage Chemical Composition [%]							
	C	Mo	Ni	Cr	Mn	Si	S	P
8NiCr130	0.08	1.2	18	13.6	0.3	0.4	0.02	0.03

Table 2 - Mechanical Characteristics

Stainless Heat-Resisting Steel Type	Tensile Strength R_m [N/mm ²]	Flowing Limit R_{02} [N/mm ²]	Elongation δ [%]	Hardness HB
8NiCr130	870	635	11.4	230

3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DATA PROCESSING

Technical literature [2, 3] provided equation (1), which has been the starting point in the analysis of cutting moments

$$M = C_M D^{x_M} s^{y_M} \quad [\text{Nm}] \quad (1)$$

This equation has proved to be inappropriate since after the practical estimation of the polytropic exponents and constants, several tests determinations have been performed and have showed a wide result scattering under the same cutting conditions. The problem is that during the steel machining at various speeds, different parameter values were recorded even if all the other machining conditions were kept constant. Therefore, it has led to introduce a speed factor thus

$$M = C_M D^{x_M} s^{y_M} v^{z_M} \quad [\text{Nm}] \quad (2)$$

In order to the C_M constant and the x_M , y_M , z_M polytropic exponents were estimated, the equation (2) has been linearized by using the logarithm

$$\lg M = \lg C_M + x_M \lg D + y_M \lg s + z_M \lg v \quad (3)$$

Table 3 shows a selection of the most conclusive machined steel samples of the 8NiCr130 type.

Table 3 - The 8NiCr130 Type Stainless Heat-Resisting Steel

Nr.	D , [mm]	S , [mm/rot]	n , [rot/min]	v , [m/min]	M , [Nm]
1	8	0.12	560	14.07	4.63
2	8	0.20	560	14.07	5.92
3	8	0.12	900	22.61	4.11
4	12	0.12	560	21.10	8.69
5	10	0.20	900	28.26	7.43

If the data included in Table 3 are substituted in the equation (3), a linear inhomogeneous system of four equations with four unknowns ($x_M, y_M, z_M, \lg C_M$) is obtained

$$\begin{cases} \lg C_M + x_M \lg 8 + y_M \lg 0.12 + z_M \lg 14.07 = \lg 4.63 \\ \lg C_M + x_M \lg 8 + y_M \lg 0.20 + z_M \lg 14.07 = \lg 5.92 \\ \lg C_M + x_M \lg 8 + y_M \lg 0.12 + z_M \lg 22.61 = \lg 4.11 \\ \lg C_M + x_M \lg 12 + y_M \lg 0.12 + z_M \lg 21.10 = \lg 8.69 \end{cases} \quad (4)$$

The system has the following solutions

$$C_M = 0.588; x_M = 1.8; y_M = 0.48; z_M = -0.25$$

The cutting moment formula for the drilling of the 8NiCr130 type stainless heat-resisting steel is obtained by inserting these solutions in the equation (2)

$$M = 0.588 \cdot D^{1.8} \cdot s^{0.48} \cdot v^{-0.25} \quad [\text{Nm}] \quad (5)$$

By tracing the moments variation diagrams with respect to the work parameters, the diagrams resulted as shown in figures 1÷6 valid only for heat-resisting stainless steel 8NiCr130.

In figures 1 and 2 it is observed the moment increases exponentially with the tool travel for the drilling of the 8NiCr130 type stainless heat-resisting steel. In figures 3 and 4 one can observe the moment exponential decreases with the tool speed. In figures 5 and 6 it is observed the moment exponential increase once the tool diameters increase for the drilling of the 8NiCr130 type stainless heat-resisting steel.

4. CONCLUSION

The analysis of the experimental data has led to the following conclusions:

- For the cutting moment determination at heat-resisting stainless drilling a dynamometer was designed and manufactured; this is a rotative dynamometer fixed in the tapered bore of the drilling shaft foreseen with tensometer transducers attached to an elastic element.
- Measuring range of 3÷13 Nm moment permitted tests with drill diameters of 6÷32 mm.
- By many experimental tests, it was demonstrated the necessity of modifying the structure of the cutting moment calculation relation found in the technical literature, meaning that the speed has to be included with respect to equations (2) and (5).
- The experimental results prove that the moment values increase exponentially with the increasing tool travels and tools diameters on the hand, and decrease exponentially with the increasing speed of the cutting tool, on the other hand.
- The results of the present study can be readily implemented and/or used in further research activity.

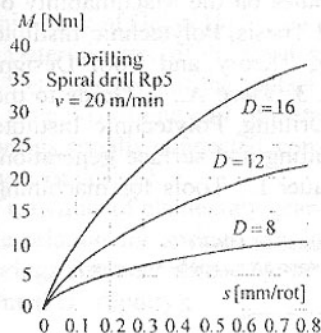


Fig. 1. The moment variation with respect to the tool travel for different tool diameters

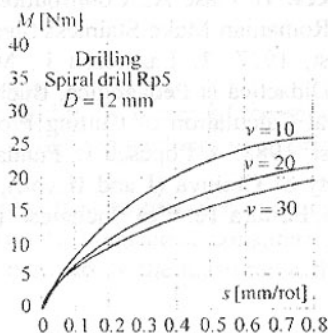


Fig. 2. The moment variation with respect to the tool travel for different tool speeds

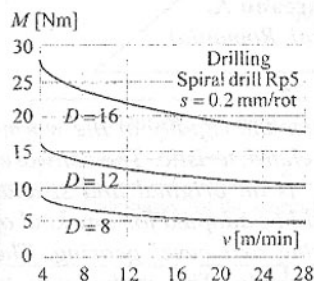


Fig. 3. The moment variation with respect to the tool speed for different tool diameters

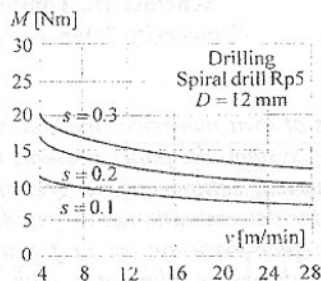


Fig. 4. The moment variation with respect to the tool speed for different tool speeds

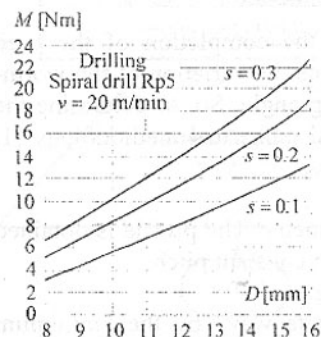


Fig. 5. The moment variation with respect to the tool diameters for different tool travels

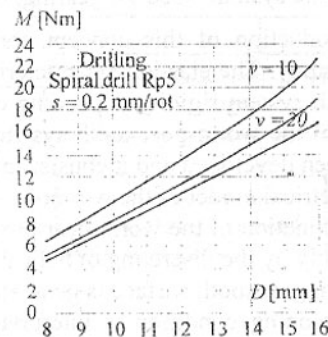


Fig. 6. The moment variation with respect to the tool diameters for different tool speeds

References: 1. Vlase A., Contributions to the Studies on the Machinability of Cutting Romanian Make Stainless Steels, Doctoral Thesis, Polytechnic Institute Bucharest, 1977. 2. Lazarescu I., Metal Cutting Theory and Tool Design, Editura Didactică și Pedagogică, Bucharest, 1964. 3. Vlase A., A Guide to the Analytical Calculation of Cutting Processes for Drilling, Polytechnic Institute Bucharest, 1988. 4. Popescu I., Fundaments of cutting and surface generation, University of Craiova (I and II vol.), 1981. 5. Sauer L., Tools for machining openings, Editura Tehnică Bucharest, 1966.

Сдано в редакцию 4.06.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

COMPUTERIZED DETERMINATION OF THE ELASTICITY CHARACTERISTIC OF THE WORM-GEARING TOOTH FOR THE MACHINE-TOOLS AND ROBOTS

Ghelase D., Tomulescu L., Epureanu A.
(University "Dunarea de Jos", Galati, Romania)

Abstract

By means of own numerical method, which evaluates the rigidity of the worm-gear-tooth system, the paper presents the elasticity characteristic. The software, with numerical setting-up and graphic displaying, is an original and special program for determination of the rigidity and it could be adopted for any kind of the worm-gear-tooth system or for the spur gearing and bevel gearing. The developed theory is illustrated with numerical example. The study leads to increase of the gearing tooth rigidity.

1. Introduction

The investigation of the elasticity characteristic is very important for the study of an elastic system, such as: gearing, linkage, machine-tool.

The introduction of this concept contributes to the completion of the used gearing study. The elasticity characteristic represents the variation of the worm-gear-tooth system rigidity depending on the rolling angle. So, to determine the rigidity of the worm-gear-tooth system, an original numerical methodology [1, 2] has been developed and it consists of:

1. Geometrical model of the worm;
2. Determination of the worm gear profile and geometry. The profile is obtained numerically by the discretizing of helical surface with constant pitch.

The worm gear tooth surface is generated by rolling.

The enveloping condition is interpreted in "discrete way" by the "minimum distance method", applied in the case of "discrete representation" of the enveloping profiles. The "minimum distance method" was devised within the framework of the Machine-Building Technology Department, "Dunarea de Jos"

University of Galati [5];

3. Determination of the enveloping profiles;

4. Determination of the contact ratio;

5. Calculus of one pair of elementary teeth rigidity by means of the relation for springs serially connected, considering the conjugated teeth are two springs (see bases of design).

6. Calculus of elementary gearing tooth rigidity (pinion-rack drive) by means of the relation for springs simultaneously (parallel) connected, considering those springs are materialized by the teeth which there are in the meshing at the same time ("H" rigidity);

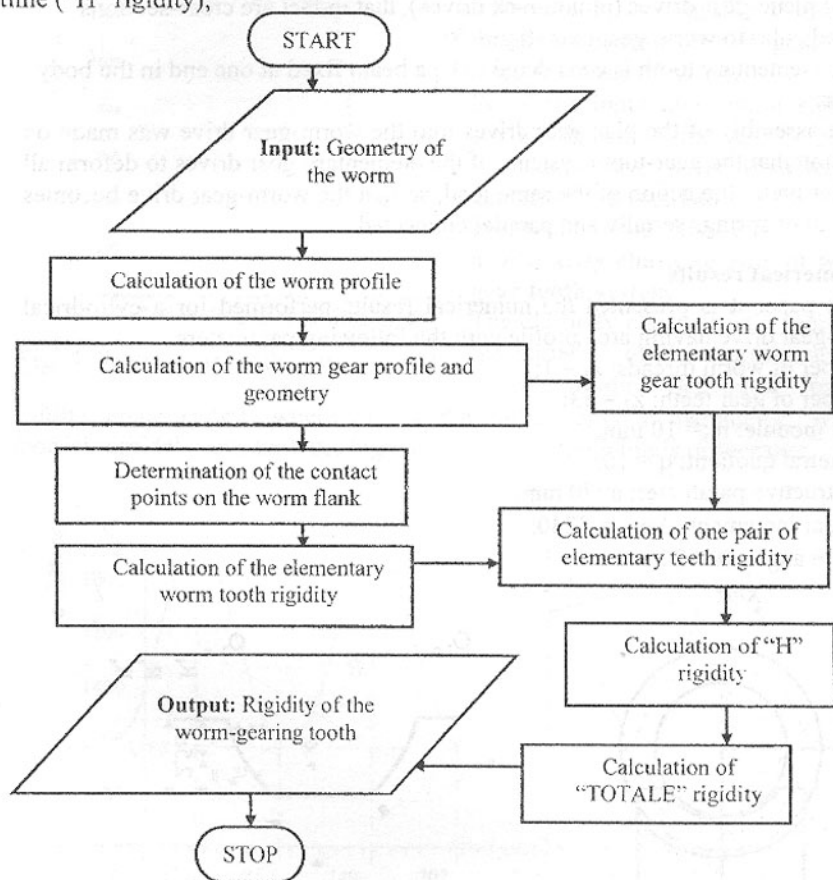


Fig. 1. The main steps of the calculations

7. Calculus of worm-gearing tooth rigidity summing up the rigidities of the all elementary gear-tooth systems ("TOTALE" rigidity).

The software, with numerical setting-up and graphic displaying, is an original and special program for determining of the rigidity and it could be adopted for any kind of the worm-gearing tooth system or for spur gearing and bevel gearing. The main steps of the calculations are presented in the figure 1.

2. Bases of design

The bases of design are:

- The worm-gear drive is errors free and it can have deformations;
- It is taken into consideration only the bending of the teeth produced by the normal force;
- The authors have considered that the worm-gear drive (figure 2) consists of several plane-gear drives (pinion-rack drives), that in fact are cross-sections perpendicular to worm gear axis (figure 3).
- The elementary tooth is considered to be a beam fixed at one end in the body of gear;
- The assembly of the plan-gear drives into the worm-gear drive was made on condition that the gear-tooth systems of the elementary gear drives to deform all together under the action of the same load, so that the worm-gear drive becomes a system of springs serially and parallel connected.

3. Numerical results

In this paper it is presented the numerical results performed for a cylindrical worm-gear drive having arch profile with the following parameters:

- number of worm threads: $z_1 = 1$;
- number of gear teeth: $z_2 = 53$;
- axial module: $m_x = 10$ mm;
- diametral quotient: $q = 10$;
- constructive parameter: $a = 70$ mm;
- angular increment: $\Delta\varphi = \pi/3240$;
- profile angle: $\alpha = 20^\circ$.

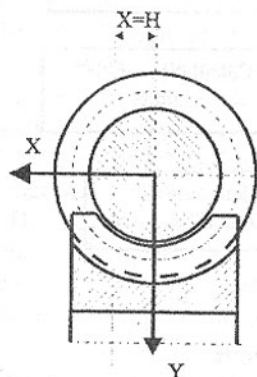


Fig. 2. Worm-gear drive

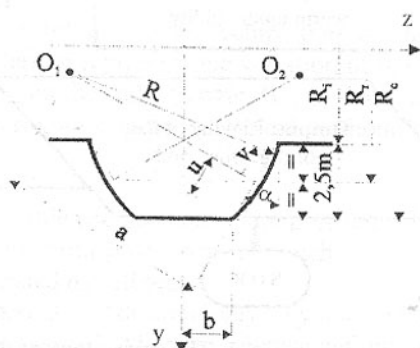


Fig. 3. Arch profile of worm in the axial section ($X=0$)

Using our computer program (figure 1), the diagram of the worm-gear-tooth system rigidity was obtained, as may be seen in the figure 4, "j" being the rolling angular parameter.

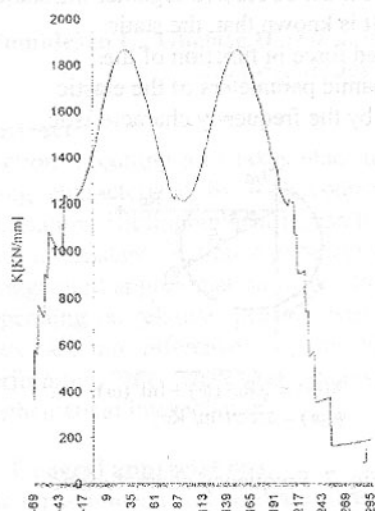


Fig. 4. Worm-gear-tooth system rigidity

depending on the rolling angle ($j \cdot \Delta\phi$), where "j" is the rolling angular parameter. It is a cvasisinusoidal curve with the high jumps when a tooth binds or recesses.

In the Appendix III [1], the coordinates of the diagram points are given.

It is mentioned that the cvasisinusoidal zone of the curve from figure 4 repeats periodically, because it represents the rigidity during the meshing when the all plan-gear drives there are in the meshing.

So, if the input and output rigidities are eliminated, being less importing for our study, it is obtained the elasticity characteristic of the worm-gear-tooth system (figure 5).

4. Elasticity characteristic of worm-gear tooth system

The elasticity characteristic represents the variation of the worm-gear-tooth system rigidity depending on the

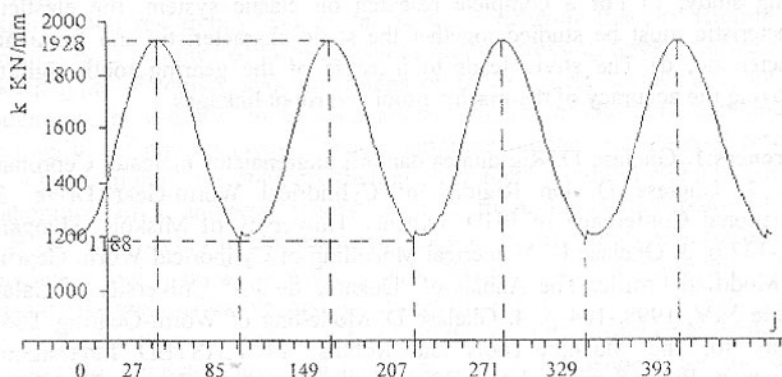


Fig. 5. Elasticity characteristic of worm-gear tooth system

The maxim rigidity is 1928.25 KN/mm at $j=27, j=149, j=271$ and so on ($j=122k, k=0,1,2,...[1]$). The minim rigidity is 1188.626 KN/mm at $j=85, j=207$ and so on.

The amplitude of the rigidity variation is 739.62 KN/mm, the jump frequency is determined by the $j=122k$.

In order to perform a complete research on elastic system, for example any kind of the gear drive, the elasticity characteristic must be studied together the static characteristic and frequency characteristic. It is known that, the static characteristic (figure 6) represents the applied force in function of the deformation. The information about the dynamic parameters of the elastic system and about the stability ratio is given by the frequency characteristic (figure 7).

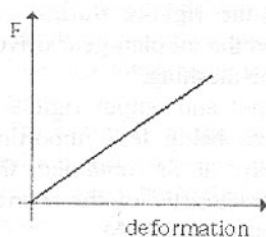
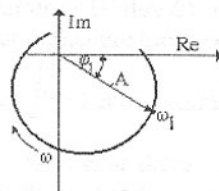


Fig. 6. Static characteristic



$$A(\omega) = \sqrt{\text{Re}^2(\omega) + \text{Im}^2(\omega)};$$

$$\varphi(\omega) = \arctg(\text{Im}/\text{Re}).$$

Fig. 7. Frequency characteristic

5. Conclusions

Based on the performed research, the following conclusions might be drawn: a) The computerized determination of the elasticity characteristic of the worm-gearing tooth for the machine-tools and robots is proposed; b) The introduction of "elasticity characteristic" concept contributes to the completion of the used gearing study; c) For a complete research on elastic system, the elasticity characteristic must be studied together the static characteristic and frequency characteristic; d) The study leads to increase of the gearing tooth rigidity, improving the accuracy of the machine-tool and robot linkages.

References: 1. Ghelase D. Rigiditatea danturii angrenajelor melcate: Ceprohart, 2002. 2. Ghelase D. On Rigidity of Cylindrical Worm-Gear Drive: 3rd International Conference of PHD Students, University of Miskolc, Hungary, 2001.-137 p. 3. Ghelase D. Numerical Modelling of Cylindrical Worm Gearing with Modified Profile: The Annals of "Dunarea de Jos" University of Galati, Fascicle XIV, 1998.-104 p. 4. Ghelase D. Modelling of Worm-Gearing Tooth Rigidity for the Machine-Tools and Robots: 14th IASTED International Conference, Palm Springs, USA, 2003 (forthcoming). 5. Oancea N. Metode numerice pentru profilarea sculelor Vol. II: Universitatea "Dunarea de Jos" Galati, 1992.

Сдано в редакцию 24.04.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Пругяну О.

EXPERIMENTAL RESULTS OBTAINED BY FRICTION PROCESS RESEARCHING IN PROCESSED PART – TOOL TRIBOSYSTEM IN CUTTING AREA

Tomulescu L., Ghelase D. (*Facultatea de Inginerie din Braila, Universitatea
"Dunarea de Jos" din Galati, Romania*)

Abstract:

Friction in cutting area takes place under very particular circumstances, and is being characterized by high contact pressures, high relative speed and no lubrication. Bibliographical research shown that Coulombian friction – friction with a constant friction coefficient for a certain couple of materials – is an exaggerated approximation of dry friction. Determination of friction coefficient depending on relative speed is experimentally done on special stands, because there are no references in any bibliographic source. After measurements performing, the analytical expression of dependence is determined by mathematical interpolation.

1. General appreciations

Main phenomena and processes that accompany cutting are friction, tribosystem heating and tool wear. Friction, defined as a complex molecular, mechanic and energetic process, which takes place between contact areas during relative motion, can be considered as the main cause leading to wear and stop functioning of tribosystem elements. Tribosystem, consisting of cutting tool, processed part and split, can be considered as a system with direct contact, with no lubricant.

Experimental researches lead, so far, to the conclusion that dry friction force depends on a complex of factors, such as normal pressing force, relative sliding speed, type of contact and dimensions of contact area, surface's quality and roughness, the nature of materials in contact, rigidity or elasticity, tenaciousness or fragility of contact areas. Though important human and material resources have been implied, the complex friction phenomenon did not make possible the elaboration of a universal theory, at least from the quality point of view. Different approaches in expressing the friction coefficient depending on speed, roughness and specific pressure can be found in [1], but insufficient both quantitative and qualitative, and sometimes indistinct.

We consider it is necessary, that out of the multitude of factors influencing friction, to separate those which can be called independent for the desired purpose and can be taken into consideration for the experimental researchers. For example, relative sliding speed and temperature could be depending factors for a friction couple having known or required geometry (shape and

dimensions). From these factors, the one that can be considered independent, only an analysis oriented toward the research practical purpose, can settle.

The variation of dry friction coefficient depending on speed can be different with physical and mechanical properties of friction couple materials. Experimental research shown that, for couples of materials whose melting or plasticizing point are not low enough, so that temperature in friction areas should not lead to phase changes or modify mechanical properties (especially hardness), friction coefficient depends on speed. This type of friction can be called real dry friction.

Under certain circumstances, frequently met in technique, Coulomb rules for friction coefficient estimation are not applicable; further researches lead to the conclusion that depends mostly on the speed of the tribologic system elements.

Friction has an important role in the heating of system elements (part – cutting tool), therefore with a decisive influence on cutting tool wear. As cutting speed can vary within very large limits, and taking into consideration some researches, insufficiently thorough both quantitative and qualitative regarding speed influence, we consider necessary to undertake research of the friction coefficient for every cutting specific situation, cutting edge material and processed part material, in order to highlight the fact that in this case, too, friction coefficient is non-Coulombian type [2].

2. Experimental material basis

The installation described further on, was used to examine non-Coulombian dry friction, figure 1.

On the shaft of electric engine 1 is placed disk 2, made of one of the materials that are part of the tribosystem, respective steel, cast iron, aluminium. In front of the disk is a rigid cylindrical bar 3, well fastened in bearing system 4. On this bar, part 5 moves, having placed on it the other part of the tribosystem, part 6, made of a material for which friction coefficient is to be determined (steel, tool steel, metallic carbure). Pressing force between part 6 and disk 2 is to be determined using loads 7 hanged on rod 8, articulated on part 5. Contact between elements 6 and 2 is achieved for a certain radius of disk 2 (for some specific values or relative sliding speed), radius which is adjusted by moving part 5 on bar 3 using a screw mechanism 9. The whole assembly is mounted on a rigid metallic frame 10. On the engine electrical circuit is fixed a three-phased Wattmeter case (precision class 5, METRA manufacture), used to determine the power consumption; disk 2 speed is determined with an electronic speedometer with optic coupling and 4 digits numerical display.

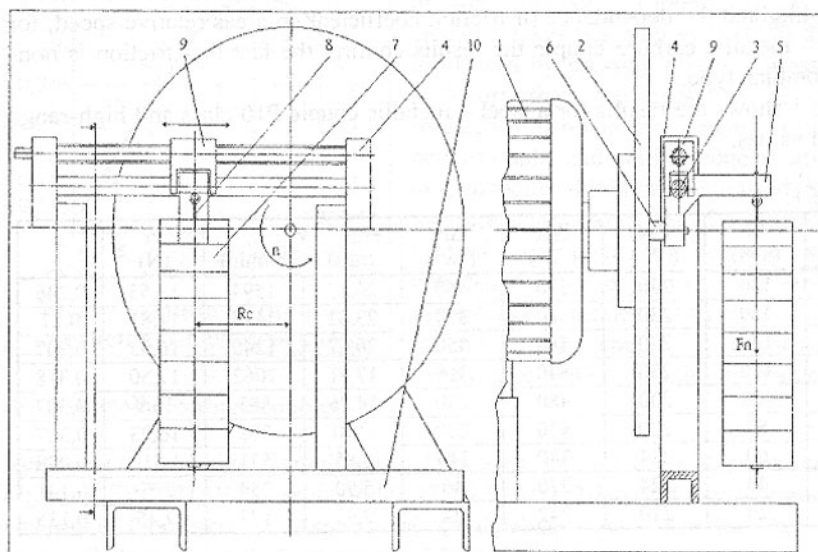


Fig. 1. Stand for energetic determination of friction coefficient

Then determining friction coefficient, known elements are normal pressing force of part 6 on disk 2, F_n , (from loads 7 on lever 5), contact radius between part 6 and 2, R_c , (from the position of part 5 on cylindrical bar 3), relative friction speed (from known value of R_c contact radius and disk speed n), friction power (as a difference between the value shown by Wattmeter, having part 6 pressed on disk 2, loaded P_s , and with part 6 removed, idly P_g). Given these notations and dimensions $[F_n] = \text{N}$; $[R_c] = \text{mm}$; $[n] = \text{rot/min}$; $[P_s] = [P_g] = \text{W}$, friction coefficient is as follows:

$$\mu = \frac{(P_s - P_g) \cdot 30000}{\pi \cdot F_n \cdot R_c \cdot n} \quad (1)$$

By means of the above-described installation, friction coefficient is determined for different relative speed, but not the adherence coefficient, too. Real dimensions are:

- power of electric engine = 1100 W;
- engine speed = 1410 rot/min.;
- disk diameter = 400 mm;
- maximum speed = 27 m/sec.

3. Obtained experimental results

The results of experimental tests, performed using the installation shown in fig. 1, highlighted the dependence of friction coefficient on areas relative speed, for steel – metallic carbure couple the results confirm the fact that friction is non-Coulombian type.

Table 1 shows the results for a steel – metallic couple P10 class and high-range speed values.

Table 1.

Nr. crt.	R _c (mm)	P _{gol} (W)	P _{sarc} (W)	ΔP (W)	v		F _r (N)	μ
					(m/s)	(m/min)		
1.	180	230	590	360	26,57	1594	13,55	0,246
2.	160	230	580	350	23,62	1417	14,81	0,27
3.	140	230	580	350	20,67	1240	16,93	0,307
4.	120	230	540	310	17,71	1062	17,50	0,318
5.	100	230	480	250	14,76	885	16,9	0,307
6.	80	220	420	200	11,81	708	16,93	0,307
7.	60	224	340	116	8,85	531	13,10	0,238
8.	40	224	270	46	5,90	354	7,79	0,141
9.	20	220	242	22	2,95	177	7,45	0,135

The table shows the stabilized values of the parameters, stabilized and resulted from the values measurement performed at least three times in order to eliminate the possibility of miscalculations. Short measurement time is not considered to lead to friction area heating able to determine changes of physical and mechanical characteristics of tested material couple, heating that can influence or alter the results. A METRA – Czechoslovakia Wattmeter, precision class 5, has been used. Constant measurement elements are $G = 27,5 \text{ N}$; $F_n = 2G = 55 \text{ N}$; $n = 1410 \text{ rot/min}$. Given the results obtained, variation curve of friction coefficient depending on speed has been plot (steel – metallic carbure couple) in fig. 2.

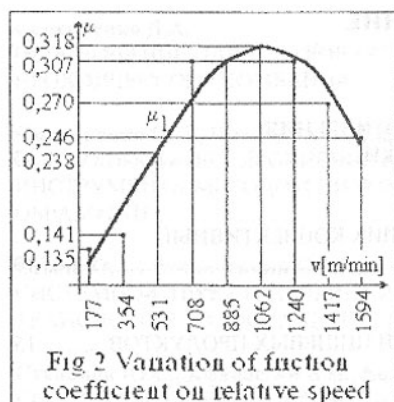
Plotting of this curve is based on mathematical modelling of relation:

$$\mu = 0,0201 + 0,033 \cdot v - 0,000941 \cdot v^2$$

and average square deviation: 0,01902.

The analysis of the above-mentioned results leads to the conclusion that friction is non-Coulombian and there is a speed for which friction coefficient has a maximum; speed increasing or decreasing determines decreasing of friction coefficient.

Based on the results, we can say that there is a range of cutting speed values – that from the viewpoint of cutting area heating and tool wear – is better to avoid.



4. Conclusions

Friction between tribological system elements takes place on very small areas, influenced by pressing forces – pressures – higher than the ones in the other researched tribological systems. Friction between split and cutting edge is always dry, no matter if lubricants are used. Stand measurements shown the dependence of friction coefficient on relative speed between tribosystem elements; dependence is influenced by the materials of the friction couple. It is observed dependence with a maximum value for

steel – metallic carbure couples.

References: 1. Luiza Tomulescu - Tribologia t'ijului de scul' a]chietoare. Editura CEPROHART - Br'ila, 2000, ISBN 973-9957-8-5. 2. Luiza Tomulescu, Gheorghe Oproescu - "Aspects of Coulombian and Uncoulombian Dry Friction". International Conference of PHD Students, University of Miskolc, 1997, pg. 283 - 287.

Слано в редакцию 24.04.03

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

СОДЕРЖАНИЕ

Нечепав В. Г., Гнилько А. Н. МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ ПЕРЕМЕЩЕНИЮ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУЖКИ.....	3
Павлыш В.Н., Перлиская Е.В. РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ МАШИН, СОДЕРЖАЩИХ КОНВЕКТИВНЫЕ УЗЛЫ, С ПРИМЕНЕНИЕМ КОМПЬЮТЕРОВ.....	10
Петрова Ю.Н. ТОЛСТОСТЕННЫЕ СОСУДЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПИЩЕВЫХ ПРОДУКТОВ.....	15
Польский Е.А., Бурченко А.В., Сорокин С.В. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ ПОДВИЖНОГО СОЕДИНЕНИЯ В УСЛОВИЯХ СМЕЩАННОЙ СМАЗКИ	21
Польченко В.В., Богуславский В.А. ВЫРАВНИВАНИЕ НАГРУЗКИ МЕЖДУ ЗУБЬЯМИ ЗУБЧАТЫХ МУФТ	25
Попова Е.Г. ВЛИЯНИЕ ТЕРМООБРАБОТКИ НА СВОЙСТВА РАБОЧЕГО СЛОЯ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ДВУХСЛОЙНЫХ ВАЛКОВ	30
Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Зинченко Ю.Н. ТЕРМОНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ДЛИННОГО ЦИЛИНДРА В УСЛОВИЯХ ПРОТИВОТОЧНОГО РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА	34
Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Тимошпольский В.И., Щербинская Г.А. ТЕРМОМЕХАНИКА ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ В УСЛОВИЯХ ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА	39
Ройк Т.А. ВПЛИВ ЛЕГУЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ ТА ВЛАСТИВОСТІ АНТИФРИКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ З СИЛУМІНОВИХ ВІДХОДІВ	44
Саленко А.Ф., Загорянский В.Г., Струтинский В.Б. МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВАРИАНТОВ УПРАВЛЕНИЯ ТЕРМИЧЕСКИМ ЦИКЛОМ ОХЛАЖДЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ СТРУЙНЫХ УСТРОЙСТВ.....	51
Свитковский Ф.Ю., Иванова Т.П. РАЗРАБОТКА ОСНОВ УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫМИ ПРОЦЕССАМИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ТОНКИХ ПЛАСТИН	60

Семенченко Д.А. ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ОПТИМИЗАЦИИ АКСИАЛЬНОЙ КОРОНКИ ПРОХОДЧЕСКОГО КОМБАЙНА.....	65
Смиловенко О.О., Шматов А.А., Карагулькин В.К. ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ АЛМАЗНОГО ГАЛЬВАНИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА МЕТОДОМ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ	70
Стєнін О.А., Лапковський С.В., Стєніна М.О. СИСТЕМНО-СТРУКТУРНІ ПРИНЦИПИ ВИБОРУ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ОСНАЩЕННЯ ГНУЧКИХ ВИРОБНИЧИХ СИСТЕМ.....	73
Степанов Ю.С., Афанасьев Б.И., Болдин О.В. СПОСОБ АБРАЗИВНО-АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ КРУГОМ С ОСЦИЛЛИРУЮЩЕЙ ЦЕНТРАЛЬНОЙ ЧАСТЬЮ	78
Сторожев В.П. ПЕРСПЕКТИВНЫЕ СПОСОБЫ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ	84
Стрельников В.Н. НАПРЯЖЕННО – ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ЗУБЬЕВ ПЕРЕДАЧИ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ ТЕЛАМИ КАЧЕНИЯ.....	90
Сусин А.А. НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ И УПРОЧНЕНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ЦЕМЕНТУЕМЫХ СТАЛЕЙ ДЛЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.....	109
Татьянченко А.Г. ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ОДНОМЕРНЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ.....	116
Улитин Г.М., Петтик Ю.В. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ НАГРУЖЕНИЯ РОТОРА КРУТЯЩИМ МОМЕНТОМ	124
Унянин А.Н., Киселев Е.С. МИКРОРЕЗАНИЕ ЗАГОТОВОК ИЗ ПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ЗАСАЛЕННЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ.....	129
Хейфец М.Л., Зевелева Е.З., Кухта С.В., Точилю В.С. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО КОМПЛЕКСА ВЫСОКОЭФФЕКТИВНОЙ ОБРАБОТКИ.....	134
Хромов В.Н. ТЕХНОЛОГИЯ УПРОЧНЕНИЯ И ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ТЕРМОУПРУГОПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ	138

Худольей А.Л., Гоман А.М., Александрова В.С. АНАЛИЗ ПРОЧНОСТИ МАТЕРИАЛА С ПОКРЫТИЕМ	143
Чернета О.Г., Нестеренко А.М., Коробочка А.Н. ИССЛЕДОВАНИЕ СРУКТУРЫ ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ ИЗ СТАЛИ 50ХФА ПОСЛЕ АЗОТИРОВАНИЯ И ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ТЕРМОСТАБИЛЬНОСТЬ	147
Шабайкович В.А. ПРОБЛЕМА ОРИЕНТИРУЕМОСТИ ДЕТАЛЕЙ И УЗЛОВ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ СБОРКЕ В КОМПЬЮТЕРНО-ИНТЕГРИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	153
Шарифов З.З. ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ И ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ПОРОШКОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ РАЗЛИЧНОЙ ПРИРОДЫ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ АНТИФРИКЦИОННЫХ И ИЗНОСОСТОЙКИХ ИЗДЕЛИЙ	159
Шаповал А.Н., Прилуцкий А.Д. ВЛИЯНИЕ ОТЖИГА ПРОВОЛОЧНЫХ ЗАГОТОВОК НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ВОЛЬФРАМОВОЙ ПРОВОЛОКИ	164
Шевченко Ф.Л. УДАРНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В БАЛКАХ С РАСПРЕДЕЛЕННЫМИ ПАРАМЕТРАМИ	170
Шевченко В.П., Довбня Е.Н., Мосеева Е.Л. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЧНОСТИ ИЗОТРОПНОЙ ОБОЛОЧКИ С ТОНКИМ ВКЛЮЧЕНИЕМ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ	177
Шепелев А.А. ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЙ ПРОЦЕСС ОДНОПРОХОДНОГО ГЛУБИННОГО ШЛИФОВАНИЯ КРУГАМИ ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ	182
Шитканова А.А. ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ С ТРЕНИЕМ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РАЗЛОЖЕНИЯ ПОТЕНЦИАЛОВ	187
Buchacz A., Żurek K. METHODS OF SYNTHESIS OF ACTIVE MECHANICAL SYSTEMS	192
Bunea M., Russu M., Năstăsescu V. THE EQUILIBRIUM STATE OF A GENERALIZED TOOL FOR THE DEEP DRILLS PROCESSING	195

Coteață M., Slătineanu L., Dodun O., Ciofu C., Pocol C. ON THE ANODO - MECHANICAL CUTTING	200
Dumitras C., Nestian G. AN STUDY ON THE RELIABILITY OF THE CONTINUOUSLY RESHARPENED DEBURRING TOOL (FILE)	204
Ignătescu E., A., Nagiț Gh., Mănăilă M.C. ABOUT DESIGN A SPINNING DEVICE	208
Marin E.D. MANUFACTURING TECHNIQUE FOR SPHERICAL HYDROSTATIC BEARINGS.....	213
Năstăsescu V., Russu M., Fuiorea I., Bunea M. ABOUT MATERIAL MODELS USED IN DYNAMIC ANALYSIS OF THE MECHANICAL STRUCTURE USING FINITE ELEMENT METHOD	218
Negoescu F., Braha V., Butnaru C., Iuraș E. THE DETERMINATION OF THE DIAMETER OF THE PLANE SHEET NEEDED FOR THE MANUFACTURE OF THE CORRUGATED DIAPHRAGMS	223
Orban O., Lupoaic M. THE REINFORCED CONCRETE ELEMENTS UNDER EXPLOSIVE LOADING.....	226
Radovanovic R. M. FEATURES OF LASER CUT.....	231
Romanescu I., Horodincă M., Panait S., Murărașu E. WORK-PIECE RADIAL DISPLACEMENT IN CUTTING WITH ULTRASONIC TANGENTIAL VIBRATIONS.....	235
Russu M., Enache C., DRAWING GLASS FIBRES IN THE GAS JET.....	240
Severincu M., Murărașu E., Dumitras C. AN EXPERIMENTAL METHOD TO MAINTAIN CONSTANT PRECISION IN FINISHING OF HOLES THROUGH TURNING.....	244
Slătineanu L., Grămescu T., Braha V., Dodun, O., Coteață, M. THE ABSORBED ENERGY – CRITERION FOR THE MACHINABILITY APRECIATION	247
Ulianov C., Șerb A. RAPID PROTOTYPING BY MODERN TECHNOLOGIES AND A COMPARISON BETWEEN THEM	251

Vlase A., Bardac D., Blăjină Ov.

ON THE CUTTING MOMENTS VARIATION WITH RESPECT TO THE DRILLING CUTTING REGIME PARAMETERS OF HEAT-RESISTING STAINLESS STEEL 8NiCr130 TYPE.....	258
--	-----

Ghelase D., Tomulescu L., Epureanu A.

COMPUTERIZED DETERMINATION OF THE ELASTICITY CHARACTERISTIC OF THE WORM-GEARING TOOTH FOR THE MACHINE-TOOLS AND ROBOTS	262
--	-----

Tomulescu L., Ghelase D.

EXPERIMENTAL RESULTS OBTAINED BY FRICTION PROCESS RESEARCHING IN PROCESSED PART - TOOL TRIBOSYSTEM IN CUTTING AREA.....	267
---	-----

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов Донецкого национального технического университета «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Статьи должны представиться в соответствии с требованиями ВАК Украины (бюллетень ВАК № 1 за 2003 г.).

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

Тематика представляемых статей должна основываться на проблемах машиностроения (механики) и представлять следующие направления:

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий. Специальные и нетрадиционные технологии.
2. Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Вопросы моделирования и расчетов сложных технологических систем.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

СТРУКТУРА СТАТЕЙ

Научно-технические статьи, представляемые в данный сборник должны иметь следующие элементы:

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

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, левое и правое - 25 мм, а нижнее - 30 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 12, 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 один интервала строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через за-

пятую, центрировать). Через один интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.pcx, *.dwg размерами не менее 60х60 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).....	7 pt
Symbol (крупный символ).....	14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	10 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.

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонНТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск, Украина, Россия)

The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun description of functions of presented in the paper

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

.....
Здесь:

$$\left. \begin{aligned} S_W(t_i) &= \{s_{i1}, s_{i2}, \dots, s_{in}\}; \\ E_W(t_i) &= \{e_{i1}, e_{i2}, \dots, e_{in}\}; \\ I_W(t_i) &= \{i_{i1}, i_{i2}, \dots, i_{in}\}; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где s_{iv} - элемент множества $S_W(t_i)$;

e_{iv} - элемент множества $E_W(t_i)$;

i_{iv} - элемент множества $I_W(t_i)$.

.....

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. - К.: КПИ, 1985. - 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. - Донецк: ДонГТУ, 1998. - 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонНТУ,

Кафедра «Технология машиностроения»,
Редакционная коллегия сборника.

Тел. (0622) 305-01-04, факс. (062) 305-01-04

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

<http://www.dgtu.donetsk.ua>

**Международный
сборник научных трудов
ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ
Выпуск 26**

Компьютерная верстка – инж. Рыбина С.А.

Пописано к печати 7.07.2003г.	Формат 60x84 ¹ / ₁₆	Бумага SvetoCopy
Ризографическая печать	Усл. печ. л. 15,9	Усл. кр. от. 16,36
Уч.-из. л. 17,38	Тираж 350 экз.	Заказ № 29

Издательско-полиграфический центр "Технополис"
Свидетельство о внесении в государственный реестр субъекта
издательского дела ДК № 1221 от 05.02.2003 года.

83000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1

Тел. (062) 305-01-04, (0622) 91-08-40

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua